18th INTERNATIONAL CONFERENCE ON MACHINE DESIGN AND PRODUCTION

CONFERENCE PROCEEDINGS
VOLUME II

Editorial Board
S. Engin KILIÇ
Bahram LOTFISADIGH

umtik 2018

3-6 July 2018
ESKİŞEHİR- TURKEY

MATIMAREN
DEPARTMENT OF MECHANICAL ENGINEERING
MIDDLE EAST TECHNICAL UNIVERSITY
ANKARA-TURKEY

All rights of this book are reserved by the Middle East Technical University. None of the papers printed in this book may be reproduced without the prior permission, in writing, from the Author(s) of the paper(s) and the editors of the book. The papers can however be cited by giving the source.

This book can be obtained from the following addresses:

UMTIK
Mechanical Engineering Department
Middle East Technical University
06800 Ankara- Turkey

Manufacturing Engineering Department
ATILIM University
06830 Ankara- Turkey

Cover Print:

METU- Ankara

Printing and Binding:

METU- Ankara

Printed by:

Dereağzı Fotokopi

ISBN 978-975-429-381-4

Organizing Committee

Metin AKKÖK	(METU, Dept. of Mechanical Eng.)	akkok@metu.edu.tr
S. Engin KILIÇ	(Atılım, Dept. of Manufacturing Eng.)	engin.kilic@atilim.edu.tr
Abdülkadir ERDEN	(Beytepe Academi)	abdulkadir.erden@beytepeakademi.com
E. İlhan KONUKSEVEN	(METU, Dept. of Mechanical Eng.)	konuk@metu.edu.tr
Cemal ÇAKIR"	(Uludağ, Dept. of Mechanical Eng.)	cemal@uludag.edu.tr
Ulvi ŞEKER	(Gazi, Dept. of Mechanical Eng.)	useker@gazi.edu.tr
Ali ORAL	(Balıkesiri, Dept. of Mechanical Eng.)	alioral@balikesir.edu.tr
Besim BARANOĞLU	(Atılım, Dept. of Manufacturing Eng.)	Besim.baranoglu@atilim.edu.tr
Bahram LOTFISADIGH	(Atılım, Dept. of Manufacturing Eng.)	Bahram.lotfisadigh@atilim.edu.tr
Nuran AY	(Anadolu, Dept. of Mechanical Eng.)	nay@anadolu.edu.tr
Evren YASA	(E.Osmangazi, Dept. of Mechanical Eng.)	ebalyasa@gmail.com

Contact: umtik@metu.edu.tr **Tel:** +90 312 586 8888

International Program Committee

Memiş	ACAR	UNITED KINGDOM
Serpil	ACAR	UNITED KINGDOM
M. Oktay	ALNIAK	TURKEY
Ahmet T.	ALPAS	CANADA
Yusuf	ALTINTAŞ	CANADA
Carla	ANFLOR	BRAZIL
Ömer	ANLAĞAN	TURKEY
Stuart	BARNES	UNITED KINGDOM
Erhan	BUDAK	TURKEY
Fuh-Kuo	CHEN	TAIWAN R.O.C.
Jiun	CHEN	TAIWAN R.O.C.
Tsung Chia	CHEN	TAIWAN R.O.C.
Hugi	CHRISTOPH	SWITZERLAND
Octavian	CIOBANU	ROMANIA
Can	ÇOĞUN	TURKEY
Samad	DADVANDIPOUR	HUNGARY
Saied	DARWISH	SAUDI ARABIA
László	DUDÁS	HUNGARY
Bülent	EKMEKÇİ	TURKEY
Ferenc	ERDELYI	HUNGARY
Kaan	ERKORKMAZ	CANADA
Emmanuel O.	EZUGWU	NIGERIA
Tahir	FIDAN	TURKEY
Necdet	GEREN	TURKEY
Yiğit	KARPAT	TURKEY
A. Sami	KAZI	FINLAND
Adnan I. O. Zaid	KILANI	JORDAN
Z. Murat	KILIC	CANADA
Ismail	LAZOGLU	TURKEY
Božidar	KRIŽAN	CROATIA
Yangmin	LI	MACAU
Ming-Chyuan	LU	TAIWAN R.O.C.
Tzuo Liang	LUO	TAIWAN R.O.C.
Yoshiyuki	MATSUOKA	JAPAN
Christoph	MEIER	SWITZERLAND
Toshimichi	MORIWAKI	JAPAN
Jokin	MUNOA	SPAIN
Samad	NADIMI BAVIL OLIAI	TURKEY
Karoly	NEHEZ	HUNGARY
Tuğrul	ÖZEL	USA
Fahrettin	ÖZTÜRK	TURKEY
Can	SAYGIN	USA
Eiji	SHAMATO	JAPAN
Arzu	(GÖNENÇ) SORGUÇ	TURKEY
Uğur	ŞİMŞİR	TURKEY
Tibor	TOTH	HUNGARY
Ali	ÜNÜVAR	TURKEY
Hakkı Özgür	ÜNVER	TURKEY
Mustafa	UYSAL	TURKEY
Ivica	VEZA	CROTIA
Min	WAN	P.R.C.
Bülent	YILMAZ	TURKEY
Michael	ZAEH	GERMANY

SUPPORTING MUNICIPALITIES AND ASSOCIATIONS

ESKİŞEHİR METROPOLITAN MUNICIPALITY		ESKİŞEHİR ODUNPAZARI MUNICIPALITY	
ESKİŞEHİR TEPEBAŞI MUNICIPALITY		MAKİNA İHRACATÇILARI BİRLİĞİ	
TÜRKİYE'NİN MAKİNECİLERİ		ESKİŞEHİR CHAMBER OF INDUSTRY	
ESKİŞEHİR CHAMBER OF COMMERCE		BURSA, ESKİŞEHİR, BİLECİK DEVELOPMENT AGENCY	
TÜBİTAK			

GOLD SPONSOR

İNFORMATİK

SILVER SPONSORS

	ÖZLER PLASTİK		MVD MAKİNE SANAYİ A.Ş.
	RÖZMAŞ		TEI

BRONZE SPONSORS

	NETMAK		USEL
	UMAR		AUTODESK
	KARCAN		AES
	RITIM		

SEMINAR SPONSORS

anova	ANOVA	BIAS MÜHENDİSLİK	BIAS
ATLAS KBS ENGINEERING	ATLAS KBS	ERMAKSAN METAL FABRICATING MACHINERY innovative technologies.	ERMAKSAN
NETFORM mühendislik • makina • metal	NETFORM	ONATUS öngörü teknolojileri	ONATUS
ON+ www.on.plus	ON.PLUS	IPG PHOTONICS	IPG Photonics

Conference Secretariat

ORIGIN Event Management Company
Çamlık Mahallesi, Dinç sok. Muyar Plaza No: 4 D: 25 P.O. Box: 34774 Ümraniye, İSTANBUL
TEL: +90 216 372 23 30 FAX: +90 216 372 23 31

www.originemc.com.tr
info@originemc.com.tr

Contact Address

http://www.umtik.com
umtik@metu.edu.tr

PREFACE

The world population is still growing although at a decreasing rate. It is expected to continue growing until the next century raising the population from about 7.5 billion of today to about 11billion at the end of this century. This means that the available resources will be getting less and less for the life on Earth, the nature becoming more and more polluted. Besides, the aged population of over 60 years old is expected to be rising from 962 million globally to 3.1 billion in 2100 according to UN reports, meaning that there will be less and less people actively involved in contributing to the world economy and global wealth. People are becoming more demanding in satisfying their diversified needs with high quality, low cost but customized products and services. Need to adapt to these conditions leads to a new era of disruptive innovations for the industry: the fourth industrial revolution, Industry 4.0. The theme of the previous conference UMTIK 2016 in Bursa was “Industry 4.0 and its Implementation”. The requirements in terms of technological and physical infrastructure for the companies to become active players in Industry 4.0 and to implement it were discussed and presented, in the first day panel, keynote sessions, special and regular sessions and in the brokerage event organized during the last day of the conference. All these; however; were quite limited to the success of the industry through scientific and technological research activities to create new products, technologies and processes giving some reference to the essential components of the Industry 4.0, paying little or no attention to the impact of these revolutionary changes to the people’s life.

The theme of this conference is selected to be “Technological developments and innovations in machine design and production for better and sustainable life”. First day of the conference is particularly devoted to this theme focusing particularly the life in Eskişehir. As the Organizing Committee we had several meetings with the Eskişehir Metropolitan and the two local Eskişehir municipalities: Odunpazarı and Tepebaşı, Eskişehir Chamber of Industry, Anadolu and Eskişehir Osmangazi University Rectors, Regional Development Agency and with Eskişehir Governor’s office to shape the First Day’s Program. As an outcome of those meetings, a panel discussion session on “Expectations from technological developments and innovations in machine design and production for better and sustainable life” is organized. The Panel will be moderated by Mr. Murat Yetkin, the editor-in- chief of the Hürriyet Daily News. Panelists are mainly chosen to represent local academia, industry and agencies. Panel members and the moderator are chosen to provoke discussions interactively between the panel and the participants. Three prominent keynote speakers will deliver keynotes on the transformations needed in three main areas for the positive impacts of the technological developments and innovations; namely: “New generation universities focused on societal impact” by Prof. Dr. İhsan Sabuncuoğlu, Rector of Abdullah Gül University, “Innovation dynamics” by Mr. Cengiz Ultav, Chairman of the Executive Board of TTGV, Turkish Technology Development Foundation, “Impact of energy research and technologies on people’s lives” by Prof. Dr. Pınar Mengüç, Director of the Centre for Energy, Environment and Economy (CEEE), Özyeğin

University. After the keynote presentations there will be a session of four papers on “Innovations in design and technology for better life”. Two of the papers are about the implementation of Industry 4.0 for smart manufacturing in Taiwan and in Croatia with pilot and case studies. The other two papers are on the new design concepts to have positive impacts on the lives of elderly and disabled people.

We would like to express our sincere thanks to the Metropolitan Municipality and Odunpazarı and Tepebaşı municipalities for their warm welcome to UMTIK 2018 and their great support. We are quite sure that all the participants will feel the warm and positive atmosphere here in Eskişehir. There will be a full day city tour for the accompanying persons and spouses and a half day tour for the participants arranged by the Eskişehir Metropolitan Municipality.

Use of software packages, especially the integrated ones, are indispensable in solving complex engineering problems. They are also necessary implementing Industry 4.0 to comply with the Industry 4.0 requirements, such as big data management and horizontal and vertical integration and in certain cases industrial internet of things and the cloud. We therefore invited some leading companies to give introductory seminars about software packages less known but with high potential to raise the engineering capabilities of the companies and the university students. Our invitation was accepted by them and a room of 25 person capacity was allocated for those seminars. The seminar program is announced at our web site. Registered participants have the right to enroll any of those seminars free of charge, provided that there are still vacancies in the seminar intended to be enrolled. We thank all the software companies who accepted our invitation and participated in the program.

Additive and hybrid manufacturing is an important component of the Industry 4.0. There will be 4 papers in hybrid manufacturing session and 14 papers in four additive manufacturing sessions. Most of the papers are coming from the industry. This shows that the industrial companies have already started to show a serious attention to additive and hybrid manufacturing and Industry 4.0 applications becoming widespread.

Surface integrity of manufactured components is very important for their use in some critical applications, such as those in aerospace industry. A symposium within UMTIK is organized on surface integrity for the first time. 17 papers were accepted to be presented in the symposium. This shows that the topic is attracting attention from academia and industry.

There will be about 100 papers to be presented in all the regular, special and symposium sessions except for the keynote and invited papers. More than 30% of the papers to be presented in the conference are either outcome of a joint research project between university and industry or of a research project conducted by an industrial company alone. This is a good sign of the growing interest of the industry to the UMTIK conferences.

Special sessions and the regular sessions will be conducted in three parallel sessions. The First Day program, keynote presentations, panels and the sponsor sessions; however, will be organized as

plenary sessions in order that all the participants can attend with one exception of the keynote presentation on the 5th of July. Mini Symposium on Surface Integrity will take place as the third track of the parallel sessions on the 5th of July.

We highly acknowledge the Honorary Chair Persons of the Conference: Presidents of the four universities, Professor Mustafa Verşan Kök of the Middle East Technical University, Professor Yıldırım Üçtuğ of Atılım University, Professor Naci Gündoğan of Anadolu University and Professor İhsan Sabuncuoğlu of Abdullah Gül University for their kind support. We would like to thank all keynote speakers, Professor İhsan Sabuncuoğlu, Mr. Cengiz Ultav, Professor Pınar Mengüç, Professor Yusuf Altıntaş, Professor Carla Tatiana Mota Anflor and Professor Osman Eroğul, First Day Panel Moderator Mr. Murat Yetkin and the panelists, organizers of the Panel on “Additive manufacturing in Turkey: Developments, applications, opportunities and difficulties” and the Mini Symposium on Surface Integrity Professor Oğuzhan Yılmaz and Assoc. Prof. Dr. Yusuf Kaynak, panelists, special session organizers, session chair persons, authors and all participants for their valuable contributions. Asst. Prof. Dr. Bahram Lotfi Sadigh is gratefully acknowledged for the tremendous time and effort he spent in every phase of the conference organization and in the editorial work of the Conference Proceedings and the Abstracts Book.

Last, but not the least, we would also like to thank our golden sponsor Informatics, TUBITAK, “The Scientific and Technological Research Council of Turkey”, Turkish Machinery Exporters Union, silver, bronze, seminar and symposium sponsors, BEBKA, Bursa, Eskişehir, Bilecik Development Agency, ESO, Eskişehir Chamber of Industry, software companies, the International Program Committee Members, our Conference Secretariat, ORIGINEMC, all conference participants and all those who contributed to the success of UMTIK 2018.

We wish all the participants a highly memorable time during their stay in Eskişehir.

The Organizing Committee

UMTIK 2018, 3-6 July 2018

Eskişehir, Turkey

CONTENTS

page

VOLUME I

Innovations In Design and Technology For Better Life

Innovative smart enterprise-case studies 3
Marina CRNJAC, Marko MLADINEO, Ivica VEZA

Elderly and Disabled Centered Design 15
Bülent YILMAZ

Walkmech 2.0: Conceptual Design and Structural Analyses of An Energy-Recycling Transfemoral Prosthesis For Activities of Daily Life 31
Ramazan ÜNAL, Furkan BALTACIOĞLU

Design for Transport Safety I

Impact Performance Evaluation Of A Crash Cushion Design Using Finite Element Simulation And Full-Scale Crash Testing 47
Murat BÜYÜK, Ali Osman ATAHAN, Kenan KURUCUOĞLU

Derivation Of Stiffnesses For Comparison Of Vehicle Performance In Frontal Impacts 61
Selçuk HİMMETOĞLU

Investigating The Effects Of Materials, Geometric Properties And Modifications On The Crashworthiness Of Bumper And Chassis System 81
Batuhan GÜRER, Volkan ESAT

Design for Transport Safety II

Evaluation Of Soil Conditions And Post Embedment Depth On Guardrail Safety Performance 97
Ali Osman ATAHAN, Murat ÖRNEK, Murat BÜYÜK, Ercan EPSİLELİ

Hazard Perception Test Design Suitability For Older Drivers 113
B. Serpil ACAR, Grace SMALLEY

Traffic Safety At Median Ditch: Steel Vs Concrete Barrier Performance Comparison Using Computer Simulation 131
Ayhan Öner YÜCEL, Ali Osman ATAHAN, Turan ARSLAN, Umur Korkut SEVİM

Design for Transport Safety III

Analysis Of A Coach Side Flap Under Cyclic Loads 145
Burkay DEMIR, Zeki Mert BARUT, Umut AKTAŞ

Topology Optimisation Of An Automobile Brake System Component Under Dynamic Loading Conditions 157
Betül S. YILDIZ

Hybrid Manufacturing

Investigating the Effects of Process Parameters on Residual Stress Evolution in Plasma Transfer Arc (PTA) cladding of Ti-6Al-4V 163
Hadi MOZTARZADEH, Sampan SETH, Hoda AMEL, Gregory J. GIBBONS

Additive Manufacturing I

A Technological And Business Perspective Of Additive Manufacturing For Defense Industry 169
Kıvılcım ERSOY, Barış KOÇ, Evren YASA

Effects Of Liquefier Design On Thermal Profile In Fused Filament Fabrication Based Additive Manufacturing Process 185
Chirayu H. SHAH, Harshal N. SHAH, Kaushalendra PATEL, Tuğrul ÖZEL

Design And Fabrication Of Large-Size FFF 3d Printer 199
Gökberk SERİN, Hakkı Özgür ÜNVER

Additive Manufacturing II

Additive manufacturing of the military oriented medical devices with stereolithography method 217
Erdem İnanç BUDAK, Osman EROĞUL

Practice-Oriented Metal AM Process Simulation And Optimization 233
Michel PEREME, Patrick MEHMERT

Effects Of Structural Hybrid Design Of Cocr-Alloy Scaffolds Fabricated By Selective Laser Melting For Biomedical Applications 247
EMRE ÖZEREN, Mihrigül ALTAN

Additive Manufacturing III

Design Of A Quadcopter Arm For Additive Manufacturing Using Optimization And Lattice Structures 261
Recep Muhammet GÖRGÜLÜARSLAN, Şükrü Taha AKSOY, Tarkan TURNACILAR, Aybars Feyzi KÖKSAL

High Vibration Absorptive Body Production For Turning Cutting Tools With Additive Manufacturing Technology 277
U. MALAYOĞLU, Tuğrul SOYUSİNMEZ, Özgücan GÜZELİPEK, Gökçe AKKUŞ

Additive Manufacturing IV

Design And Development Of An Additive Manufacturing System For Metal Printing 285
S. Shahid MUSTAFA, Ismail LAZOĞLU

Using Multi-Axis Additive Manufacturing In Support-Less Part Fabrication 297
Mohammed A. ISA, Ismail LAZOĞLU

Robotic Additive Manufacturing Of Tooling For Composite Structures 309
I. E. YİĞİT, Shaheryar A. KHAN, Ismail LAZOĞLU

Metal Cutting I

Effects of the rotational speed on the dynamics of micro cutting tools 319
Bekir BEDIZ

Efficiency optimization method of stability parameters for thin-walled workpiece milling process 335
Chung-Yu Tai, Ta-Jen Peng, Tzuo-Liang Luo

Investigation of effect of minimum quantity lubrication technique on surface roughness during milling of titanium alloy (Ti-6Al-4V) 345
Khaled Ali OSMAN, Volkan YILMAZ, Hakkı Özgür ÜNVER, Ulvi ŞEKER, S. Engin KILIÇ

Metal Cutting II

Grinding operation of a workpiece with an unknown shape considering tool deflection compensation 355
Abdulhamit DONDER, Masoud LATIFINAVID, E. İlhan KONUKSEVEN

Design for manufacturability: Determination of minimum manufacturable wall and floor thickness of machined parts by utilizing finite element analysis 367
Candaş URUNGA

Investigating the effect of milling parameters on residual stresses of Ti64 375
Ramazan NAMLU, Okan Deniz YILMAZ, Caner SIMSIR

Computational Mechanics

Damage identification in a cantilever beam using modal strain energy 385
Allan DOMINGUES, Tharcísio SANTOS, Carla ANFLOR, Sergio CARNEIRO

Performance Evaluation of Micro-Textured Cutting Tools in Dry Machining of Inconel 718 Using FE Simulation 399
Eren KAYA, İrfan KAYA

Finite elements analyzing of the effect of crack on stress and strain in honeycomb structure from abs polymer materials 415
Bekir YALÇIN, Berkay ERGENE

Industry 4.0 related topics

Literature-based identification of behavioural modules for social robots using design structure matrix 429
İlayda ÖZER, Zühal ERDEN

Aerospace Engineering

Lay-up design optimization for the loaded-carrying tubular structure made of orthotropic composite 441
Sergey SHEVTSOV, Igor ZHILYAEV, Natalia SNEZHINA, Jiing-Kae WU

Numerical simulation of lateral jet in a supersonic missile using computational fluid dynamics 457
Efe C. DAĞLI, M. Halûk AKSEL

Design and cold flow experimental procedure of a pintle injector 469
Berksu ERKAL, Bülent SÜMER, M. Haluk AKSEL

Computational Fluid Dynamics

CFD simulation of train fire in the Istanbul metro tunnel 479
M. İlter BİLGE, Haluk AKSEL

Cartesian mesh generator with adaptation to boundary layer 495
Merve ÖZKAN, Özgür Uğraş BARAN, M. Halûk AKSEL

Experimental and numerical investigation of coaxial pressure swirl injectors 509
Onur BARAN, Yusuf ÖZYÖRÜK

Unsteady solution of 2D converging-diverging nozzle using linearized harmonic method 517
Arash KARSHENASS, O. Uğraş BARAN, M. Haluk AKSEL

VOLUME II

Electrical Discharge Machining

Experimental Investigation of Machining Characteristics for Al2014 Alloy Reinforced with Tib2 Composites in Powder-Mixed EDM 527
Gökhan KÜÇÜKTÜRK, Javad JOUDI, Recep ÇALIN, Ulvi ŞEKER, Hakan GÜRÜN, Omid Farid AHMADINIA

An Investigation of Material Removal Rate and Tool Wear Rate in Powder Mixed EDM Machining Process of Al2014 Alloy Reinforced with B4C Composites 539
Gökhan KÜÇÜKTÜRK, Omid Farid AHMADINIA, Recep ÇALIN, Ulvi ŞEKER, Duran KAYA, Javad JOUDI

Mechanical Design

Analytical method for bending stress of internal asymmetric spur gears 549
Mahir Gökhan ORAK, Metin AKKÖK

2D manufacturing equipment for the glass-mosaic products 557
Murat ŞAHİN, Bülent YILMAZ

Materials Behavior

A comparative study on hydrogen embrittelement mechanisms 569
Burak BAL, Mustafa YERLİTAŞ, Barış ÇETİN, Halim MEÇO

The effect of insert surface roughness on shear strength of inserted metal injection molded components 577
Asghar SAFARIAN, Mehmet SUBAŞI, Çetin KARATAŞ

TÜRKÇE BİLDİRİLER

Talaşlı İmalat

Jant üretimi talaşli imalat prosesinde parametrik programlama 593
Kağan DALAK, Kaan GÜNGÖR, İsmail ÇAKIRGÖZ, Uğur AYBARÇ

GH4169 süperalaşiminin yüksek hizli işlemede testere dişi talaş oluşumunun sayisal simülasyonu 603
Mehmet AYDIN

CFRP/Al istifli yapının geleneksel matkaplarla delinebilirliği 615
Erman AYDIN, Muammer NALBANT

Dövme piston üretiminde süreç geliştirilmesi 633
Ali ÜNÜVAR, Hüseyin SARIKAYA

Çeşitli İmal Usulleri

Kaynak hücrelerinde endüstri 4.0 uygulamaları 653
Gökhan YENİKAYA, Sibel YENİKAYA, Uğur HATİPOĞLU

Otomotiv Mühendisliği

Taşıt elemanlarının optimum yapısal modelinin belirlenmesi 665
Ali Rıza YILDIZ

Yeni nesil yüksek mukavemetli çelikler ile çarpışma performansı yüksek taşıt tampon ve darbe emici geliştirilmesi 673
Ali Rıza YILDIZ, Emre DEMİRCİ

Termoplastik çarpışma kutularında alüminyum köpük takviyesinin çarpışma karakteristiğine etkisi 685
Betül Gülçimen ÇAKAN, Murat REİS, Cihat ENSARİOĞLU, Hüseyin KÖLÜK, Harun YENİ, Agah UĞUZ, Mustafa Cemal ÇAKIR

Malzeme ve Malzeme Mekaniği

Düşük yoğunluklu hafif AZ91 MG alaşımının aşınma davranışının ETİAL 150 AL alaşımı ve FR-4 cam takviyeli epoksi kompoziti ile deneysel karşılaştırılması 695
Bekir YALÇIN, Emre AYKAN

Kompozit sargılı basınçlı kaplarda çatlak analizi 713
Muzaffer ÇETİN, Kemal YAMAN, Bora YILDIRIM

Lazerle Kesme: Tezgah Tasarımı

Kesim kontrolü yapabilen, yüksek proses hızına sahip gelişmiş lazerli saç kesim tezgahının tasarımı 727
Sinan GANDAŞ, Oktay ÇELENK, Feridun AY, Cem SEVİK, Nihan KOSKU PERKGÖZ

Lazer kesim tezgâhı için kompozit Y-eksen köprü imalatı 737
Oktay ÇELENK, Ali DURMUŞ, Kadir ÇAVDAR

MINI SYMPOSIUM ON SURFACE INTEGRITY IN CONVENTIONAL AND NON-CONVENTIONAL MANUFACTURING PROCESSES

Effect of machining parameters on workpiece surface characteristics in electric discharge drilling (EDD) 761
Oğuz ERDEM, Can ÇOĞUN, İbrahim USLAN

Design, manufacturing and evaluation of a DMLS test artifact for surface texture and form characterization 775
Özgür POYRAZ, Ezgi UĞUR SOLAKOĞLU, Güray AKBULUT, Soner ÖREN, Cansinem TÜZEMEN

Ti6Al4V surface modification by hydroxyapatite powder mixed electric discharge machining for medical application 787
Tahsin T. ÖPÖZ, Mark F. MURPHY, Nihal EKMEKCİ, Bülent EKMEKCİ

Powder mixed electrical discharge machining and biocompatibility: a state of the art review 803
Sudi KALAMAN, Hamidullah YAŞAR, Nihal EKMEKCİ, Tahsin T. OPOZ, Bülent EKMEKCİ

ABRASIVE FLOW MACHINING OF AEROSPACE ALLOYS 831
Kürşad GÖV, Ömer EYERCİOĞLU

Effects of electrodes on aerospace alloys in hole-EDM process 843
Ömer EYERCİOĞLU, Kürşad GÖV

An experimental investigation of the ultrasonic-assisted machining of Ti-6Al-4V 855
F. Hayati ÇAKIR, Selim GÜRGEN, Sezan ORAK, M. Cemal KUŞHAN, M. Alper SOFUOĞLU

The effect of processing on the surface and subsurface characteristic of plastic injection mold steel 863
O. Saban KAMBER, Emre TAŞCIOĞLU

MİNİ SEMPOZYUM: GELENEKSEL VE GELENEKSEL OLMAYAN İMALAT SÜREÇLERİNDE YÜZEY BÜTÜNLÜĞÜ (TÜRKÇE BİLDİRİLER)

CNC tel elektro erozyon tezgâhinda tel elektrot özelliklerinin yüzey pürüzlülüğüne etkisinin taguchi yöntemiyle modellenmesi 881
Hüseyin GÜRBÜZ, Şehmus BADAY, İbrahim HAMARAT

AA 7075 YAŞLANDIRILMASINDA FARKLI ÖN GERİNMELERİN MEKANİK ÖZELLİKLERE ETKİLERİNİN İNCELENMESİ 897
Süleyman KILIÇ, İlyas KACAR, Fahrettin ÖZTÜRK, Mevlüt ŞAHİN, Oğuz ERDEM

Uzay ve havacılık alaşımlarının elektriksel erozyonla delinmesi işleminde yüzey bütünlülüğünün incelenmesi 919
Tohid ABBASI, Merve EKİCİ, Oğuzhan YILMAZ

3B yazdırılmış kompozitlerin yazdırma parametrelerinin yüzey pürüzlülüğüne etkisinin deneysel incelenmesi 935
Tuğçe TEZEL, Volkan KOVAN, Eyüp Sabri TOPAL

AISI 316L çeliğinin tornalanmasında kesici takım formlarının yüzey bütünlüğü üzerine etkisi 945
Hüseyin Gürbüz, Ulvi Şeker, Fırat Kafkas

RENE 65 süper alaşiminin delik delme işleminde farkli parametrelerin taguchi yöntemiyle analizi 973
Furkan BİLGİÇ, Ümit ER, Mustafa ULUTAN

Seçici lazerle ergitme yöntemi ile üretilen Inconel 625 alaşımlı parçada yüzey bütünlüğünün incelenmesi 989
Özhan KITAY, Emre TAŞCIOĞLU, Mustafa KAŞ, Şafak NESLİ, Yusuf KAYNAK, Oğuzhan YILMAZ

Şekil hafızalı niti alaşımın kuru, MQL ve kriyojenik koşullarda işlenmesinde kesici takım aşınmasıyla iş parçası yüzey kalitesi arasındaki ilişkinin araştırılması 999
Özhan KITAY, Yusuf KAYNAK

Pirinç malzemelerin delinmesi sürecinde kesici takim yuvarlanma yariçapinin iş parçasi yüzey bütünlüğüne etkisi 1011
Süleyman ÇİÇEK, Kadir İLBAY, Emre TAŞCIOĞLU, Yusuf KAYNAK

PAPERS

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF MACHINING CHARACTERISTICS FOR AL2014 ALLOY REINFORCED WITH TiB_2 COMPOSITES IN POWDER-MIXED EDM

Gökhan. KÜÇÜKTÜRK, *gkucukturk@gazi.edu.tr* Gazi University, Ankara, Turkey

Javad. JOUDI, *javad.joudi@.gazi.edu.tr* Gazi University, Ankara, Turkey

Recep. ÇALIN, *recepcalin@hotmail.com* Kırıkkale University, Kırıkkale, Turkey

Ulvi. ŞEKER, *useker@gazi.edu.tr* Gazi University, Ankara, Turkey

Hakan, GÜRÜN, *hgurun@gazi.edu.tr* Gazi University, Ankara, Turkey

Omid Farid AHMADINIA, *o.f.ahmadinia@gmail.com* Gazi University, Ankara, Turkey

ABSTRACT

This study investigates the machining properties of TiB_2 reinforced Al 2014 metal matrix composite (MMC) with electro-discharge machining (EDM) and powder-mixed electro-discharge machining (PMEDM). Three different types of Al 2014 composite specimens reinforced with 2 vol%, 4 vol%, and 8 vol% TiB_2 were fabricated in optimum conditions using vacuum infiltration method. The composite specimens with different reinforced ratios were investigated to illustrate the influence of different fractions ratios and different process parameters on machinability of MMCs. The experiments were performed with different currents and reinforcement ratios to determine the effect of TiB_2 content on material removal rate (MRR) and tool wear rate (TWR). Experiments indicate that compared with EDM, MRR and TWR machined by using PMEDM are improved. The discharge current and the reinforcement ratio also have a significant effect on the value of the material removal rate (MRR). Investigations show that with increasing of applied current, MRR increases, however, MRR decreases at higher reinforcement ratios. The results also show that in higher currents and reinforcement ratios, tool wear rate increases.

Keywords: Metal matrix composite, powder-mixed EDM, Material removal rate, Tool wear rate

1. INTRODUCTION

Metal Matrix Composites (MMC) are newly developed materials with high elastic modulus, high abrasion resistance, high strength, heat resistance and light weight (Su, Zhang, Song, & Hu, 2017). These composites are now used extensively in the industry. Physical properties such as high hardness and abrasion resistance make it difficult for MMCs to be processed with conventional processing methods. Processing of very hard composite materials using conventional machining methods has resulted in high tool wear due to the abrasive nature of reinforcement particles (Karabulut, Gokmen, & Çinici, 2016; Karabulut, Karakoç, & Çıtak, 2016), which reduces tool life. In advanced non-traditional machining methods such as water jet machining and laser beam machining, these materials are applied in machining (D.S. Srinivasu, 2014; Li, et al., 2016), but in these methods there are problems such as tool cost and work piece dimensional constraints specially 3D geometries. For this reason, the feasibility of EDM as controllability is better than that of unconventional methods, and the processing of complex shaped composite materials by this method is one of the best options. In this study, aluminum 2014 alloy and TiB_2p / 2014Al composites with 3 different reinforcement volume ratios are produced by vacuum infiltration method and then processed by EDM method and the machinability of the materials will be investigated. The material removal rate and tool wear rate of aluminum based (vol.% TiB_2p / 2014Al) composites with different TiB2 reinforcement volume ratios will be examined by changing the proses parameters such as dielectric fluid and current value.

2. EXPERIMENTAL DETAILS

2.1. Work piece design

In this study, TiB_2 with average particle size of 10 µm and Al 2014 respectively used as reinforcing material and liquid matrix material. Table 1 summarizes the chemical analysis of 2014 Al alloy. The physical properties of main matrix and reinforced material are also given in Table 2 (Alexander, 2001). Al 2014 with the average particle size of 290 µm which field into the glass tube during the infiltration process was in the same chemical composition with liquid matrix material. In the first stage Al and TiB_2 powders to be used in the infiltration method were mixed in a 3-D mixer for 30 minutes with 2%, 4% and 8% reinforcement volume ratio separately. In this method, glass tubes with a diameter of 8 mm were used for the preparation of the experiments. Powder mixtures prepared at 2%, 4% and 8% reinforcement volume ratios were filled in pipes without pressure and free, so as to form a height of 70 mm. Filters are placed where necessary to prevent the powders from being absorbed and entering the vacuum line. Vacuum infiltration method was shown in Fig 1. To perform the infiltration method, the

melting furnace and test setup in powder metallurgy laboratory of metallurgy and material engineering department at Kirikkale University (CITAK, CALIN, & PEHLIVANLI, 2010) were used.

Table 1. 2014 Al alloy's chemical composition

Element	Cu	Si	Mn	Mg	Fe	Zn	Ti	Cr	Al
wt%	3.9 – 5	0.5 – 1.2	0.4 – 1.2	0.2 – 0.8	Max 0.7	Max 0.25	Max 0.15	Max 0.1	90 - 95

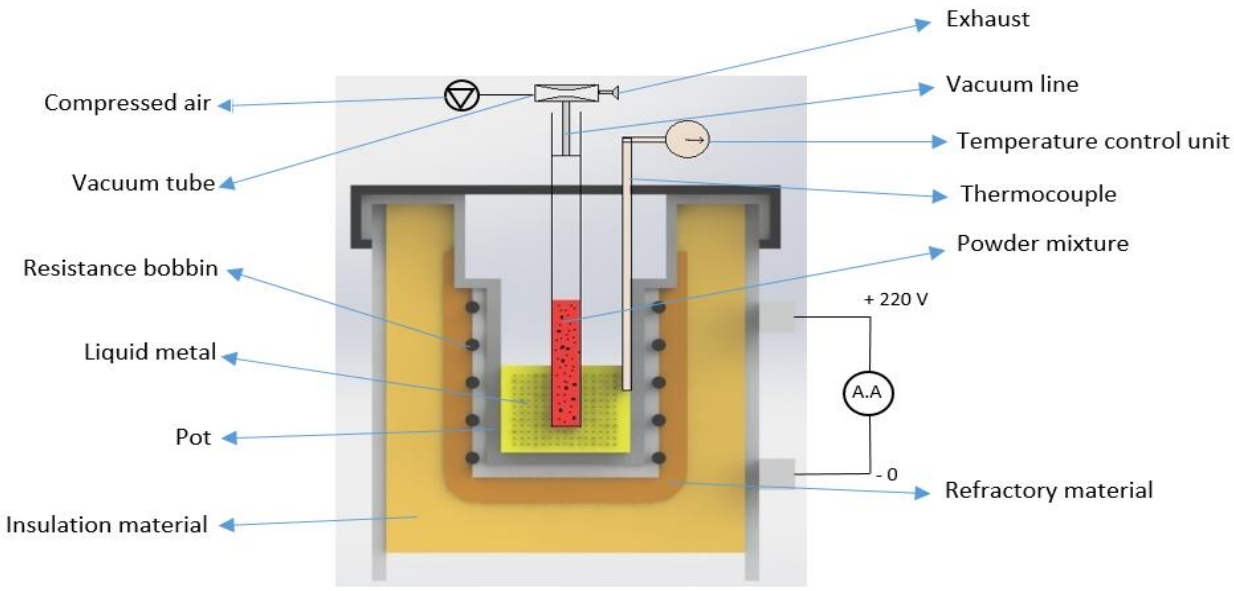


Fig 1. Vacuum infiltration system

Table 2. Physical properties of Al 2014 and reinforcement material

	Al 2014	TiB_2
Density	3 g/cm^3	4.5 - 4.62 g/cm^3
Thermal conductivity	150 W/m-K	0.026 at room temp cal • cm^{-1} • sec^{-1} • K^{-1}
Electrical resistance	2.8 – 6.4 Ω - m	68 x10^6 Ω – cm

Although the liquid has a melting point of 660 ° C, the temperature of the furnace in Fig 1 is kept constant at 750 ° C ± 5 with the contactor connection. Vacuum value is set between 500 mmHg and 600 mmHg. Vacuum values were kept constant too with tolerance of ± 10 mmHg. When the desired temperature and vacuum value were reached, the filled glass tubes were immersed in liquid metal and allowed to stand for 3 minutes, then it was taken out and left to cool down in room temperature. The production process was carried out at normal room

temperature and normal atmospheric conditions. Produced materials were found to be full infiltrated at the desired distance. Prepared work pieces are shown in Fig 2.

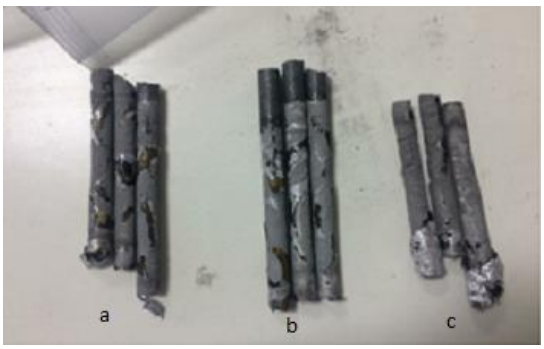


Fig 2. Prepared work pieces with the reinforced volume ratios of a) %2 b) %4 c) %8

2.2. Machining Process

In this study, electro-discharge machining method was used. In the EDM method, electric discharge is used to bring the work piece to the desired size and shape. Since there is a dielectric fluid flow between the work piece and the tool in this method, there is no physical interface between the two. Fig 3 shows the EDM system. As a tool, copper with a diameter of 15 mm with good electrical conductivity was selected. The parameters discussed in this study are current value and dielectric fluid. Table 3 lists the selected parameters. In order to increase the machinability of the work piece in the method used, EDM oil was used as a dielectric liquid in the first stage and then metal powder mixed to this liquid. The effect of this additive on the processing parameters was investigated by adding graphite powder as metal powder additive at 10 g / L. Table 4 shows the properties of graphite powder used in the proses.



Fig 3. Systematic view of EDM

Table 3. Proses parameters

Parameter	Unit
% vol	%2 - %4 - %8
Applied current	2A - 4A - 8A
Pulse on-time	8 µs
Pulse off-time	1 µs
Voltage	80 V - 90 V
Machining depth	4 mm

Table 4. properties of mixed powder

Powder size	77 µm
Density	2.09 – 2.23 g/cm^3
Concentration	10 g/L
Specific Resistance	11~13 µΩ-m

In the first step, the tool (electrode) and the work piece were completely immersed in the dielectric liquid. The system is set to process 4 mm from the top of the specimens. The samples with different reinforcement volume ratios were placed in the processing tanks respectively. To measure MRR and TWR values, weights of the samples and tools were measured before and after the machining. The electrical discharges generated by the power source occurs between the sample and the tool. When two electrodes come closer to each other, due to the high-potential sparks, the parts on the work piece surface start to melt due to the high temperature and are separated by evaporation. As the tool continues to approach and move away, the particles are removed from the material surface. When 4 mm depth is reached, the machining is stopped and the machining time is calculated. All the processes which have done are applied to the powdered mixed dielectric fluid too.

2.3. Calculation of MRR and TWR

For MRR and TWR values, weights of work pieces and tools before and after machining were measured and calculated using the following formulas. The material removal rate is calculated by the weight difference between before and after machining of the work piece carried out per minute. The tool wear rate is calculated in the same way. Formulas for calculating MRR and TWR are given in Equations 1 and 2, respectively.

$$\text{Material Removal Rate } (MRR) = \frac{(W_i - W_f)}{t} \quad (1)$$

Where

W_i ; specimen weight before machining

W_f ; specimen weight after machining

t ; machining time

$$\text{Tool Wear Rate } (TWR) = \frac{(T_i - T_f)}{t} \quad (2)$$

Where

T_i ; tool weight before machining

T_f ; tool weight after machining

t ; machining time

3. RESULTS AND DISCUSSION

In this study, MRR, TWR values were examined by changing the processing parameters. The effect of reinforcement volume ratio, applied current and dielectric fluid as variable parameters material removal rate and tool wear rate was investigated in the same processing conditions. The obtained results are shown in Table 4.

Table 4. Experimental results

Number of samples	Parameters		Results			
	vol (%)	I (A)	MRR (g/min)		TWR (g/min)	
			EDM	PMEDM	EDM	PMEDM
1	2	2	0.0080	0.0090	0.00021	0.00015
2	2	4	0.0902	0.1172	0.00023	0.00022
3	2	8	0.1786	0.2176	0.00177	0.00084
4	4	2	0.0039	0.0055	0.00049	0.00019
5	4	4	0.0848	0.0962	0.00059	0.00041
6	4	8	0.1560	0.1919	0.00197	0.00104
7	8	2	0.0027	0.0038	0.00073	0.00034
8	8	4	0.0654	0.0812	0.00082	0.00063
9	8	8	0.1324	0.1142	0.0219	0.0195

3.1. Analysing of MRR

MRR is calculated based on Eq.1 in this section. In addition, each piece is processed 3 times in the same conditions and the average values were taken. In all operations, the depth is 4 mm and the machining time is recorded. As the applied current increased from 2A to 8A, the MRR of all reinforcement ratios increased but at different rates as shown in Figs 4,5 and 6.

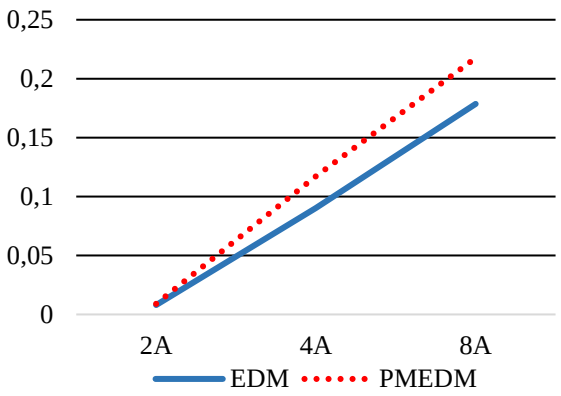


Fig 4. variation in MRR due to change in applied current (vol %2)

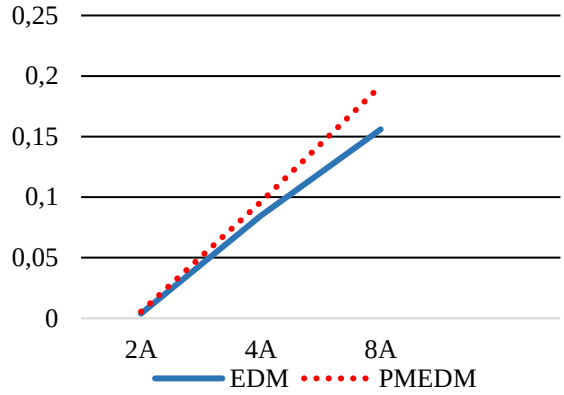


Fig 5. variation in MRR due to change in

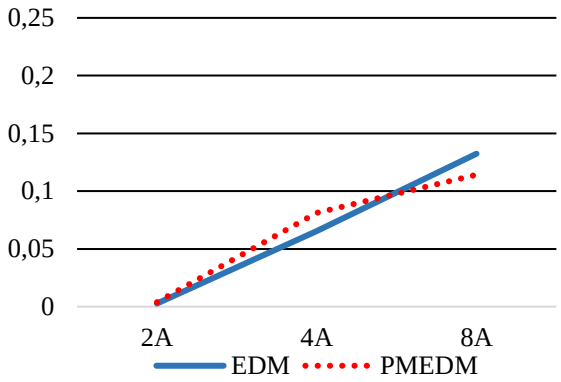
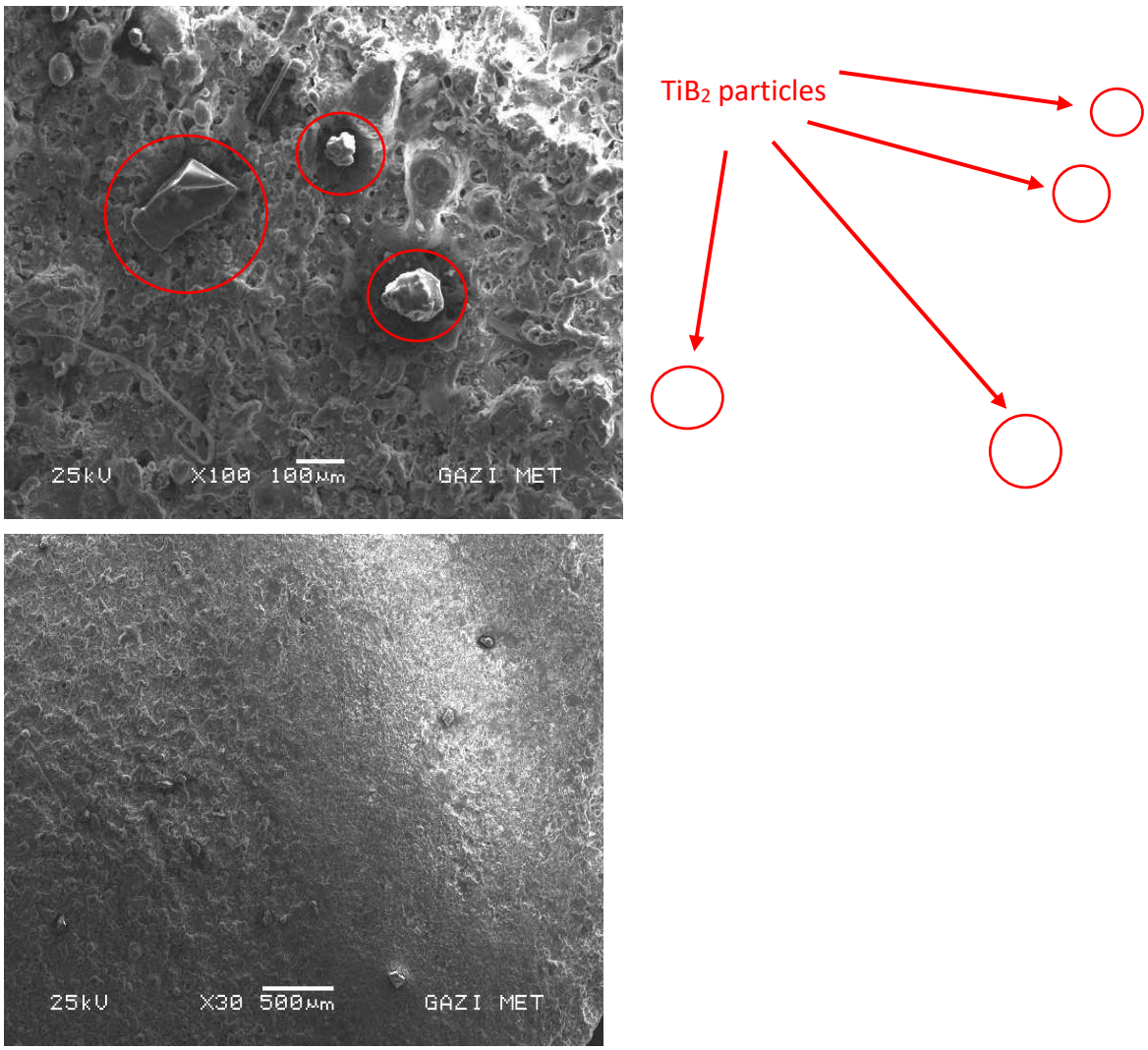


Fig 6. Variation in MRR due to change in applied current (vol %8)

The results show that the MRR value decreases with the increase of the reinforcement volume ratio. The reason for this is that the low-conductive parts increase in the material structure and the processing of the work piece is become difficult. The best material removal rate was obtained on a work piece with a 2% reinforced volume ratio as shown in Fig 4.

At the same time, the applied current is the most important and effective parameter, and its increase has greatly influenced the material removal rate. In the results, the highest MRR value was obtained on the work piece by machining with 8A with 2% reinforcement volume ratio.

On the other hand, in this work the conductive material is added to the dielectric fluid in order to improve the machinability and accordingly the material removal rate, tool wear rate values. As can be seen from the results, there was a considerable increase in the MRR in the powder additive processes. However, there has been a slight decrease in tool wear rate. surface images of some experiments after processing are given in Fig 6.



a b

Fig 6. surface images of work pieces after processing
a) EDM of vol% 4 with 4A b) PMED of vol% 4 with 4A

As can be seen in Fig 7, a higher MRR value is expected when compared with the EDM in the PMEDM process, but a lower MRR is achieved in the operation with 8A. The reason for this is that there is an agglomerate of ceramic particles in the work piece with 8% reinforcement ratio which leads to the difficulty of processing the region. Agglomeration region is shown in Fig 8. These regions are difficult to work due to the lack of electrical conductivity and have increased the processing time. In Fig 9, the chemical composition of the agglomerated region was given by EDS analysis.

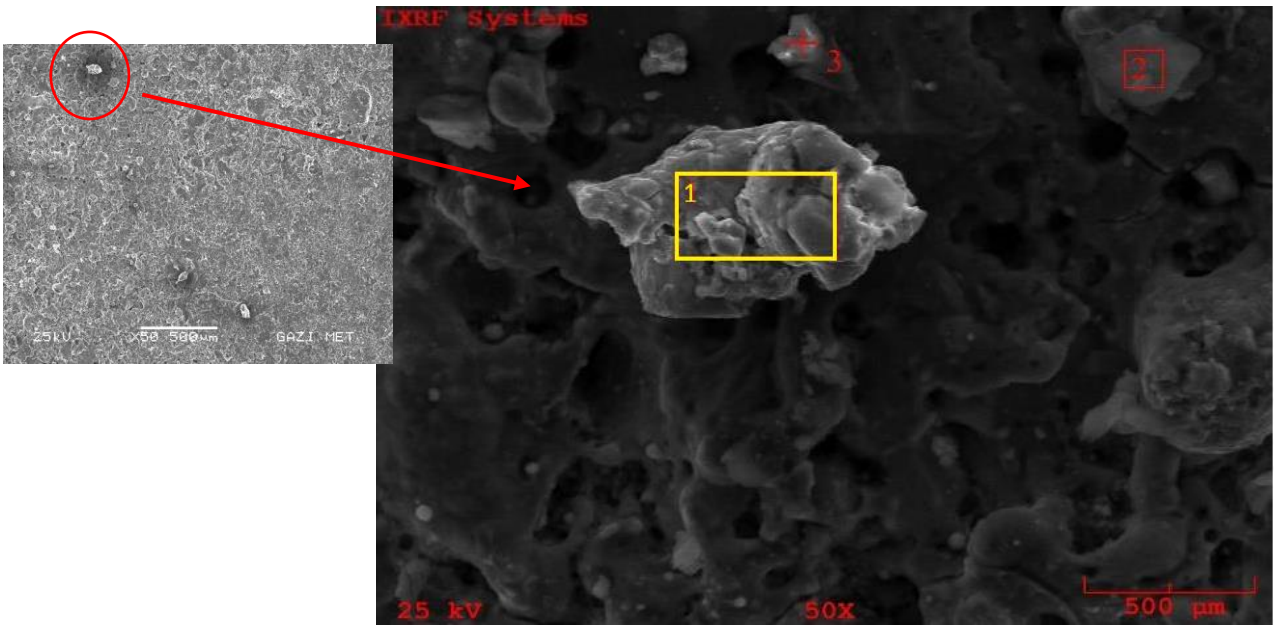


Fig 8. SEM image of vol %8 reinforced work piece, after processing with 8A (agglomeration in region 1 was found).

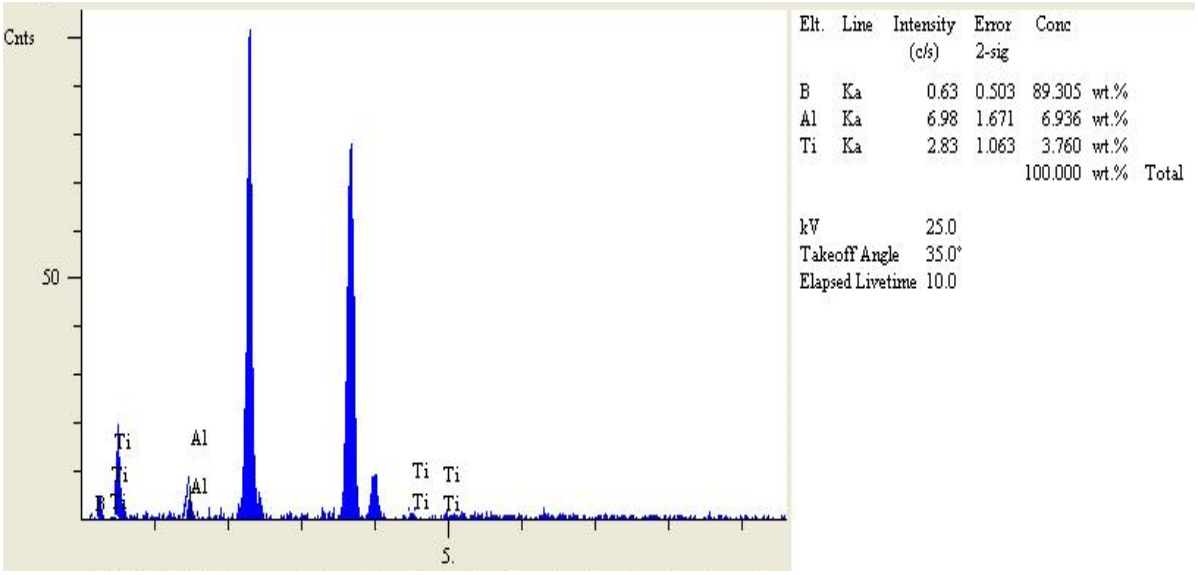


Fig 9. EDS analysis from number 1 region

3.2. Analysing of TWR

As the MRR ratio is calculated, the TWR ratio is calculated using Eq. 2 in the same way. The effects of applied current and reinforced rates were investigated by keeping the pulse on time and pulse off time constant at 8 µs and 1 µs, respectively. As shown in Fig 10, 11 and 12, the current values vary from 2 A to 8 A. As can be seen in Fig 12, the highest TWR ratio was obtained in the experiment with 8% reinforcement ratio and applied current of 8A.

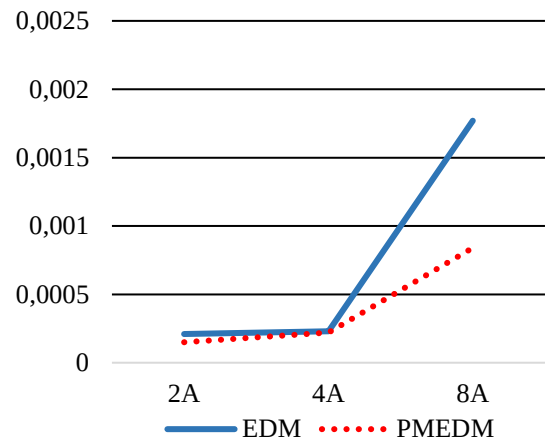


Fig 10. variation in TWR due to change in applied current (vol %2)

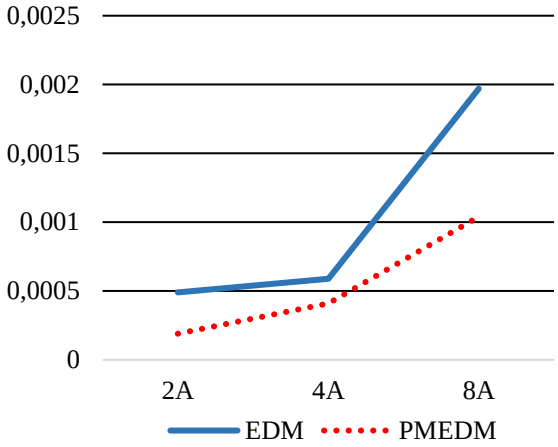


Fig 11. variation in TWR due to change in applied current (vol %4)

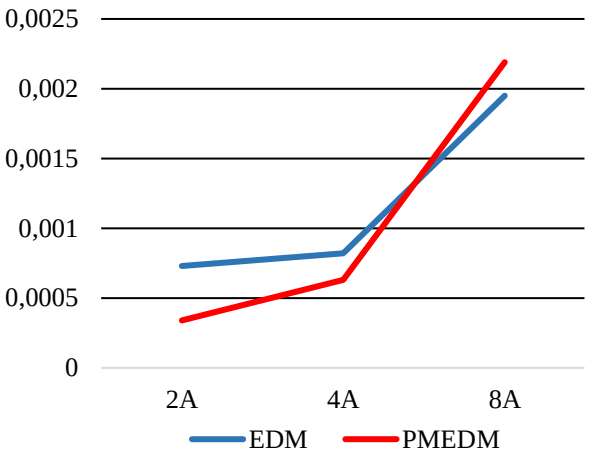


Fig 12. variation in TWR due to change in applied current (vol %8)

The reason is that there is a high current and therefore the sparks are large. In addition, the TWR rate has increased with the increase of the reinforcement ratio. On the other hand, a lower TWR ratio was obtained when compared to the EDM method in the PMEDM method. Fig 10 also shows that the TWR ratio is less than expected at 8A compared to EDM at PMEDM. The reason for this is the agglomerate of the ceramic particles in the work piece structure as shown in Fig 8.

4. CONCLUSION

- Al-based TiB2 reinforced composite was produced with a homogeneous distribution with vacuum infiltration method at 2vol%, 4vol% and 8vol% reinforcement.

- As can be seen from the results, the applied current has a significant effect on the machining operation. An increase in the material removal rate was detected with the increase of the current value. It also caused a slight increase in tool wear.
- Reinforcement volume ratio was found to be a significant effect in Al 2014 composite machining operations. Increasing the Reinforcement ratio has made the processing process more difficult. the reflection of this difficulty is seen in the MRR and TWR values. increasing in reinforcement volume ratio has caused decreasing in MRR values, in contrary the TWR value has increased.
- In the interest of this study the effects of mixing powder to dielectric were investigated. Compared with the normal EDM method and the PMEDM method, the MRR and TWR values were improved in PMEDM. Adding 10 g / L of graphite powder to the dielectric fluid caused significant improvement in MRR values. In addition, the conductivity of the dielectric fluid has increased and caused a reduction in TWR value.

REFERENCES

[1] **Alexander, E. J. (2001)**, *Materials Science and Engineering Handbook.* Boca Raton.

[2] **Çıtak, R., Çalın, R., & Pehlivanlı, Z. (2010)**, Effect of Reinforcement Volume Ratio on Thermal Conductivity of MgO Reinforced Al Matrix Composite Produced by Vacuum Infiltration Method. *Asian Journal of Chemistry*, 4054 – 4060

[3] **D.S. Srinivasu, D. A. (2014)**, Surface integrity analysis of plain waterjet milled advanced engineering composite materials. *2nd CIRP 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI).*

[4] **Karabulut, E., Gokmen, U., & Çinici, H. (2016)**, Study on the mechanical and drilling properties of AA7039 composites reinforced with Al2O3/B4C/SiC particles. *Composites Part B*, 43 - 55.

[5] **Karabulut, S., Karakoç, H., & Çıtak, R. (2016)**, Influence of B4C particle reinforcement on mechanical and machining properties of Al6061/B4C composites. *Composites Part B*, 87 - 98 .

[6] **Li, W., Zhang, R., Liu, Y., Wang, C., Wang, J., Yang, X., & Cheng, L. (2016)**, Effect of different parameters on machining of SiC/SiC composites via pico-second laser. *Applied Surface Science*, 378 - 387.

[7] **M Pul, G. K. (2013)**, Effects of reinforcement volume fraction on the abrasive wear behavior of Al-MgO composites produced by the vacuum infiltration method . *Proceeding of Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* , 84 - 90.

[8] **R Çalın, M. P. (2015)**, Effect of matrix temperature and powder size on the infiltration height of SiO2 - reinforced Al 7075 matrix composites produced by vacuum infiltration. *Science Engineering composites material*.

[9] **Su, Y., Zhang, Y., Song, J., & Hu, L. (2017)**, Tribological behavior and lubrication mechanism of self-lubricating ceramic/metal composites: The effect of matrix type on the friction and wear properties. *Wear*, 130 - 138.

AN INVESTIGATION OF MATERIAL REMOVAL RATE AND TOOL WEAR RATE IN POWDER MIXED EDM MACHINING PROCESS OF AL2014 ALLOY REINFORCED WITH B_4C COMPOSITES

Gökhan KÜÇÜKTÜRK, *gkucukturk@gazi.edu.tr* Gazi University, Ankara, Turkey

Omid Farid AHMADINIA, *o.f.ahmadinia@gmail.com* Gazi University, Ankara, Turkey

Recep ÇALIN, *recepcalin@hotmail.com* Kırıkkale University, Kırıkkale, Turkey

Ulvi ŞEKER, *useker@gazi.edu.tr* Gazi University, Ankara, Turkey

Duran KAYA, *durankaya12@gmail.com* Gazi University, Ankara, Turkey

Javad JOUDI, *javadjoudi@gazi.edu.tr* Gazi University, Ankara, Turkey

ABSTRACT

Metal matrix composites (MMC) are the superior materials that have high elastic modulus, high strength, high toughness, lower density and high wear resistance compared to alloys. These materials are widely used in various industries such as aerospace and automotive. In this study (B_4C_p / 2014Al) composite was fabricated in %0, %5 and %10 volume ratio by vacuum infiltration method. For machining of produced work pieces, powder-mixed electro discharge machining (PMEDM) was employed and the results compared with EDM. The effects of parameters such as material removal rate (MRR) and tool wear rate (TWR) were investigated by changing the processing parameters such as current and reinforcement rate. The experiments show that MRR of specimens increases with increasing of current. On the other hand, MRR decreases with increasing of particle reinforcement rate. Investigations also show that current and particle reinforcement ratios don't have a significant influence on TWR. The addition of graphite powder to the dielectric fluid improved the process parameters.

Keywords: Metal matrix composite, Powder-Mixed EDM, Vacuum Infiltration, Tool wear rate, Material removal rate, B_4C_p/2014Al

1. INTRODUCTION

Metal matrix composites (MMC) are the superior materials that have high elastic modulus, high strength, high toughness, lower density and high wear resistance compared to alloys [1,2]. This materials are widely used in various industries such as aerospace and automotive [3]. However, existence of hard and abrasive reinforcement particles in metal matrix composites cause to high tool wear during conventional machining process [4]. In consideration of that, choosing a non-contact machining process such as EDM can be reasonable.

The EDM process is an electro-thermal process that shaping is done by several sparks produced by a DC pulse generator between the workpiece and the electrode. Each spark melts the workpiece surface and increases surface roughness. To deal with this phenomenon, using powder-mixed EDM would reduce discharge energy and improves surface quality [2].

Different methods are using in fabrication of MMCs such as powder metallurgy techniques, casting methods, in situ methods and infiltration methods. Infiltration methods are also divided into different application techniques such as infiltration with and without pressure and vacuum infiltration techniques [5]. Because the vacuum infiltration method does not require expensive equipment and is not complicated, it has been used as the MMC fabrication method.

In this study (B4C$_p$ / 2014Al) composite was fabricated in vol. % (x= 0, 5, 10) by vacuum infiltration method. Then for machining of produced work pieces, powder-mixed electro discharge machining (PMEDM) was employed and the results compared with EDM. The effects of parameters such as material removal rate (MRR) and tool wear rate (TWR) were investigated by changing the processing parameters such as current and reinforcement rate.

2. EXPERIMENTAL PROCEDURE

2.1. MMCs fabrication

Al2014 matrix with 290 µm particle sizes and Boron Carbide (B_4C) reinforcement particles with 70 µm have been used in this study. The properties and chemical compositions are given in Table 1 and Table 2. The powders were left in a gas protected furnace at 180°C for 2 hours to dry the dust, then B4C and Al powders were mixed in 3D powder mixer device for 30 minutes to form 0, 5, 10 % reinforcement volume ratio.

Table 1. Properties of Al2014 and B_4C

	Al2014	B_4C
Density (g/cm3)	3	2.51
Thermal Conductivity (W/mK)	150	27.196-28.8696
Electrical Resistivity (Ω-m)	$2.8\text{-}6.4 \times 10^{-8}$	0.3-0.8

Preparation of MMCs was done by vacuum infiltration method with 9 mm outside diameter, 1 mm wall thickness and 700 mm length steel tube. To prevent spillage of powders, Stainless steel filter and Al foil was placed at the bottom of the tube and then the mixed powder was filled into the tube to a height of 70 mm freely. A filter and a weight are placed on the powders so that the powders are not getting out of tubes in the vacuum process.

For melting the Al metal matrix, the furnace shown in Fig.1 was used and the temperature was kept at 750 ± 5 ºC constantly.

Then, a 550mmHg vacuum was applied on tube and tube was immersed in the liquid metal. The tube was kept in these conditions for 3 min. After 3 min, they were brought out and cooled in normal atmosphere. Finally the tubes were broken and the composites were taken out.

2.2. EDM process

In this paper, the EDM process was carried out on the MMCs fabricated with infiltration process. All experiments were performed with die sinking EDM method using Charmilles D20. Positive polarity was maintained. Graphite powder was added to the EDM oil during machining to compare machinability of normal EDM with Powder-Mixed EDM. Examples of EDMed workpieces are shown in Fig.2 for this purpose a special adjustment was used to mixed and circulate the additive particles. For machining workpieces, a copper electrode with diameter of 15 mm were used. The weight differences of workpieces and tools before and after machining is calculated to the machining time for calculating the values of MRR and TWR (Eq 1 and 2).

Table 2. Chemical compositions of Al2014 and B_4C (wt%)

B_4C	B	C	Fe	Si	Ca	Cl	F
	80.0	18.1	1.0	0.5	0.3	0.07	0.025

Al2014	Cu	Si	Mn	Mg	Fe	Zn	Ti	Cr	Al
	3.9-5	0.5-1.2	0.4-1.2	0.2-0.8	Max 0.7	Max 0.25	Max 0.15	Max 0.1	90-95

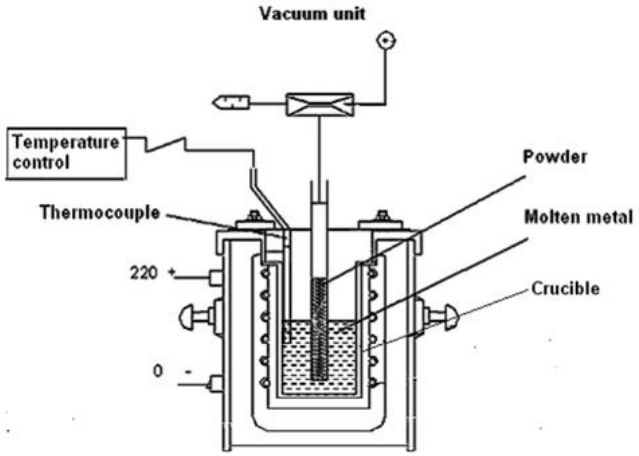


Fig.1. Vacuum infiltration apparatus [5]

$$MRR = \frac{W_b - W_a}{t} g / \min \quad (1)$$

Where W_b is the weight of the workpiece before machining (g), W_a is the weight of the workpiece after the machining (g) and t is the machining time (s)

$$TWR = \frac{T_b - T_a}{t} g / \min \quad (2)$$

Where T_b is the weight of the tool before machining (g), T_a is the weight of the tool after machining (g) and t is the machining time (s). The process parameters have been presented in Table 3. Results of experiments also presented in Table 4.

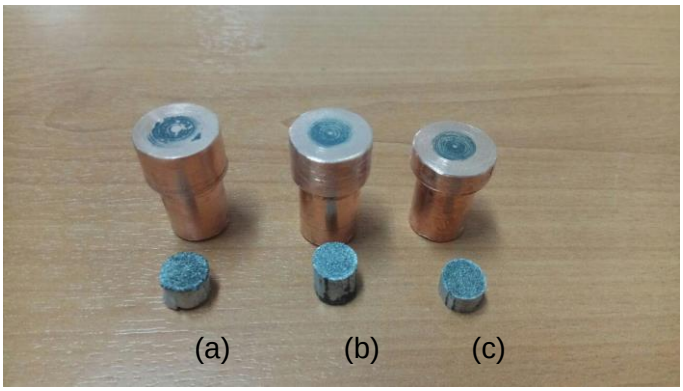


Fig.2. Examples of EDMed workpieces (a) vol.%=10 I = 4A (b) vol.%= 5 I = 4 (c) vol.%=5 I = 2

Table 3. Machining parameters for experimental study

Working conditions	Description
Workpiece (vol. %)	Al2014/B_4C composite with 0, 5, 10 vol.% of reinforcement
Electrode	Copper
Discharge Current (A)	2,4,8
Pulse ON time (µs)	8
Pulse OFF time (µs)	1
Powder concentration (g/L)	10
Depth of machining (mm)	4

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1. Effect of particle reinforcement ratio and discharge current on MRR

It can be seen from Table 4 that MRR increases with increasing of discharge current and decreases with increasing of particle reinforcement ratio. It is clear that there is a decrease in machining %5 reinforcement ratios when discharge current is 8A. As seen in Fig.3, because of agglomeration of ceramic particles, there is a problem in machining operation. It is because

of low electrical conductivity of ceramic particles that causes to difficulty in machining operation.

Table 4. Results of experiments

Number of samples	Reinforcement ratio (wt%)	Current (A)	MRR (gr/min)		TWR (gr/min)	
			EDM	PMEDM	EDM	PMEDM
1	0	2	0.006671	0.013761	0.00004	0.0001
2	0	4	0.075097	0.076825	0.00036	0.0004
3	0	8	0.148920	0.167487	0.00030	0.0004
4	5	2	0.006484	0.008624	0.00003	0.00002
5	5	4	0.067384	0.089266	0.00025	0.00023
6	5	8	0.043357	0.057586	0.00025	0.00027
7	10	2	0.005129	0.006925	0.00001	0.00002
8	10	4	0.031910	0.041145	0.00023	0.00020
9	10	8	0.075717	0.053198	0.00047	0.00023

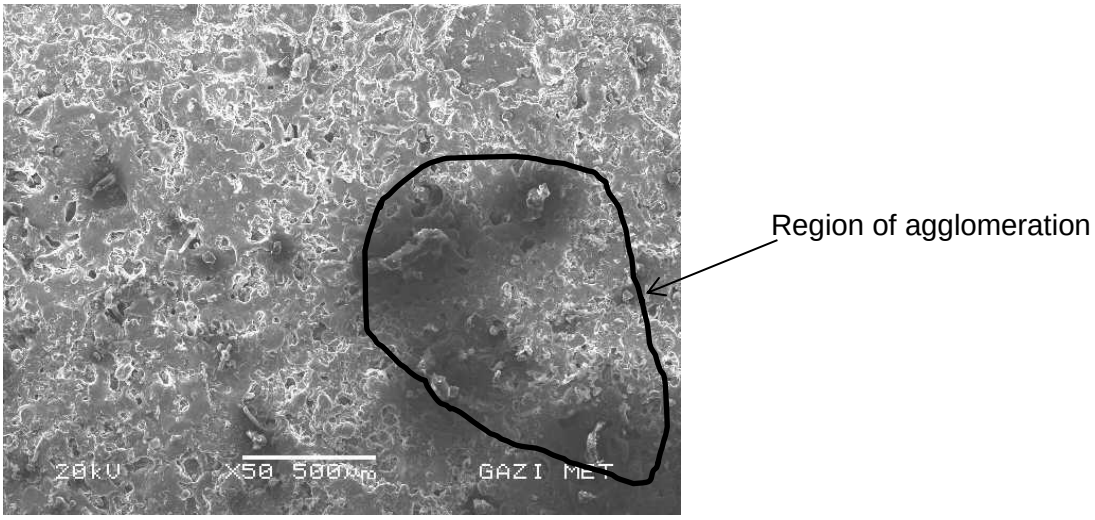


Fig.3. SEM image of EDM process of vol. % 5 reinforced workpiece, after processing with 8A

As seen in Fig. 4, increasing of MRR in PMEDM is more than EDM. Although there is a less increasing in machining of %10 particle reinforcement ratio with applied current of 8A in powder mixed EDM compared with EDM. It can be seen in Fig.5 that concentration of ceramic particles on machined surface in PMEDM is more compare with EDM.

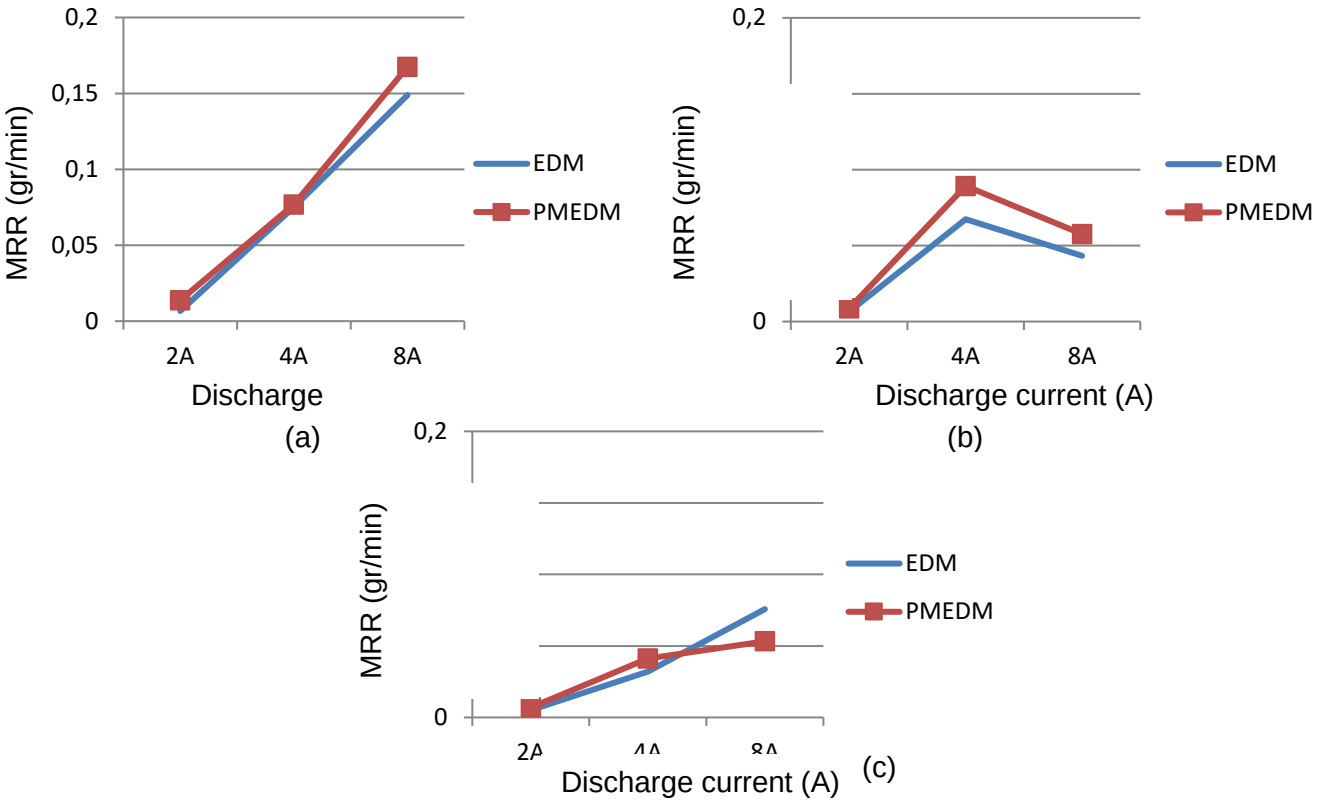


Fig.4. MRR of (a) %0 reinforcement rates (b) %5 reinforcement rates (c) %10 reinforcement rates

3.2. Effect of particle reinforcement ratio and discharge current on TWR

As seen in Table 4, although TWR generally increases with increasing of discharge current, the rate of increasing is very low. The reason of this phenomenon is that usually it excepted low tool wear rates in rough machining EDM compared to fine machining EDM. The higher TWR rate of all experiments is related to EDM operation of %10 reinforcement ratio when discharge current is 8A, presented in Fig.6.

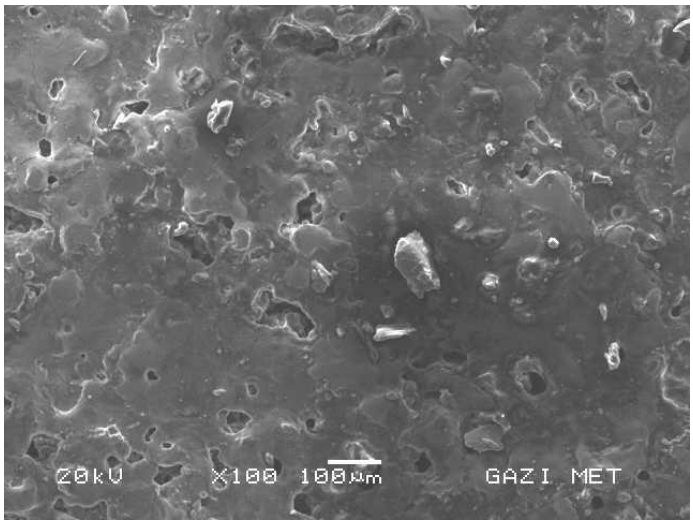


Fig.5. SEM image of PMEDM process of vol. % 10 reinforced workpiece, after processing with 8A

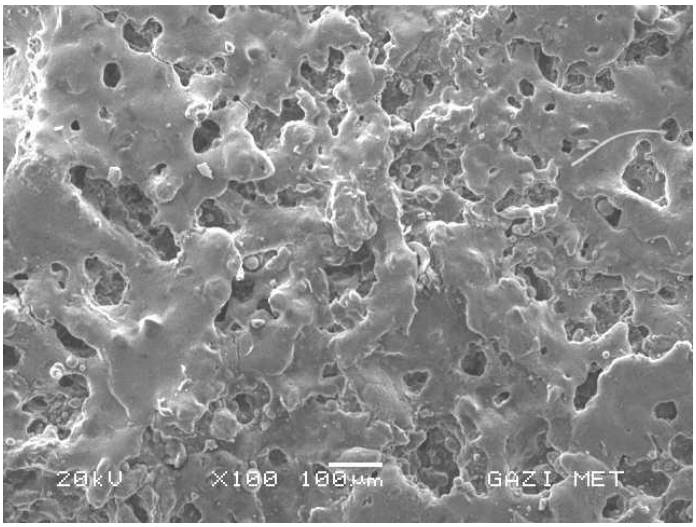


Fig.6. SEM image of EDM process of vol. % 10 reinforced workpiece, after processing with 8A

4. CONCLUSION

Al2014/B_4C composite with vol. % (x=0, 5, 10) particle reinforcement ratio was fabricated successfully using vacuum infiltration method. Generally in producing MMC composites, because of density difference between main matrix particles and reinforcement particles, making homogenous structure becomes hard.

MRR increases with increasing of discharge current and decreases with increasing of particle reinforcement ratio.

Agglomeration of ceramic particles cause to low processing speed and low MRR.

Discharge current and particle reinforcement ratios don't have a significant influence on TWR.

The addition of graphite powder to the dielectric fluid improved the process parameters. Specially, because of high electrical resistance of B_4C particles, there is unstable machining process in normal EDM. By Adding graphite powder to the dielectric media, the machining process has become stable. It shows that for improving the machinability (MRR, TWR, etc.) of materials with high electrical resistance different concentrations of graphite powder can be used.

REFERENCES

M. Kathiresan, T. Sornakumar, **(2010)**, "EDM Studies on Aluminum Alloy-Silicon Carbide Composites Developed by Vortex Technique and Pressure Die Casting", Journal of Minerals & Materials Characterization & Engineering, Vol. 9, No.1, pp.79-88

F.Q. Hu, F.Y. Cao, B.Y. Song, P.J. Hou, Y. Zhang, K. Chen, J.Q. Wei, **(2013)**, "Surface properties of SiC_p/Al composite by powder-mixed EDM" , Procedia CIRP 6 (2013) 101 – 106

Rajesh Kumar Bhuyan, B.C. Routara, Arun Kumar Parida, **(2015)**, "An approach for optimization the process parameter by using TOPSIS Method of Al–24%SiC metal matrix composite during EDM" , Materials Today: Proceedings 2 (2015) 3116 – 3124

Sarabjeet Singh Sidhu, Preetkanwal Singh Bains, **(2017),** "Study of the Recast Layer of Particulate Reinforced Metal Matrix Composites machined by EDM" , Materials Today: Proceedings 4 (2017) 3243–3251

Ramazan Çıtak, Recep Çalın And Zühtü Pehlivanlı, **(2010),** "Effect of Reinforcement Volume Ratio on Thermal Conductivity of MgO Reinforced Al Matrix Composite Produced by Vacuum Infiltration Method", Asian Journal of Chemistry, Vol. 22, No. 5 (2010), 4054-4060

Gangadharudu Talla, Deepak Kumar Sahoo, S. Gangopadhyay, C.K. Biswas, **(2015),** "Modeling and multi-objective optimization of powder mixed electric discharge machining process of aluminum/alumina metal matrix composite" , Engineering Science and Technology, an International Journal 18 (2015) 369e373

K Rajkumar, S Santosh, S Javed Syed Ibrahim, A Gnanavelbabu, **(2014),** "Effect of Electrical discharge machining parameters on microwave heat treated Aluminium-Boron carbide-Graphite composites" , Procedia Engineering 97 (2014) 1543 – 1550

N. Mathan Kumar, S. Senthil Kumaran, L.A. Kumaraswamidhas, **(2015),** "An investigation of mechanical properties and material removal rate, tool wear rate in EDM machining process of AL2618 alloy reinforced with Si3N4, AlN and ZrB2 composites" , Journal of Alloys and Compounds 650 (2015) 318e327

Ruifeng Liu, Wenxian Wang, Hongsheng Chen, Minbo Tan, Yuyang Zhang, **(2018),** "Microstructure evolution and mechanical properties of micro-/nano-bimodal size B4C particles reinforced aluminum matrix composites prepared by SPS followed by HER" , Vacuum 151 (2018) 39-50

E. J. F. S. &. W. Alexander, "Materials Science and Engineering Handbook" , Boca Raton, 2001.

M Pul, G Küçüktürk, R Çalin and U Seker, **(2011),** "Effects of Reinforcement Volume Fraction on the Abrasive Wear Behaviour of Al−−MgO Composites Produced by the Vacuum Infiltration Method" , Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology 2011 225: 84

Recep Çalın, Muharrem Pul, Osman Bican and Gökhan Küçüktürk, **(2015),** "Effect of matrix temperature and powder size on the infiltration height of SiO2-reinforced Al 7075 matrix composites produced by vacuum infiltration" , Sci Eng Compos Mater 2015; aop

ANALYTICAL METHOD FOR BENDING STRESS OF INTERNAL ASYMMETRIC SPUR GEARS

Mahir Gökhan ORAK, *mahirorak90@gmail.com* Middle East Technical University, 06800, Ankara, Turkey

Metin AKKÖK, *akkok@metu.edu.tr* Middle East Technical University, 06800, Ankara, Turkey

ABSTRACT

There are no standards available to determine the bending stress of the internal asymmetric spur gears, in the literature. In this paper, standard ISO method is modified to determine the internal asymmetric spur gear bending stress. In this method, the drive side tangent angle at the critical bending stress section is equal to 60° for internal asymmetric spur gear tooth, but the coast side tangent angle at the critical section is calculated by using the kinematics of the generation of the gear coast side root fillet. The analytical results are verified by FEA results.

Keywords: Internal asymmetric spur gear, bending stress

Nomenclature

a	addendum ratio
b	dedendum ratio
f_w	face width
E_s	center distance of shaper and internal gear
F_{ni}	the applied normal force
h_{ri}	critical section tooth height
m	module
P_x	x component of point P
P_y	y component of point P
r_b	base radius
r_{Fi}	radius of the applied force
r_{li}	radius of lowest point single tooth contact
t_g	tooth thickness at generating pitch circle
t_{ri}	critical section tooth thickness
x	profile shift
Z	number of teeth
α_i	internal gear pressure angle
α_{Fi}	angle of the applied force
ϕ	rotation angle
θ_s	instantaneous angle of shaper tip round

Subscripts

c	coast side
d	drive side
i	internal gear
s	shaper

1. INTRODUCTION

There is no analytical method for the bending stress of the internal asymmetric spur gear tooth in the literature. There are some analytical studies to determine the bending stress of the external asymmetric spur gear tooth in the literature. In paper [1], in order to estimate the tooth thickness and height at the gear tooth critical bending stress section for external asymmetric spur gear tooth, the standard ISO method has been adapted suitably. At the critical section 30° is used for the drive side tangent angle. For the coast side tangent angle, the difference between the coast and drive side pressure angles is added to 30°. For the internal asymmetric spur gears, there are some FEA based works in the literature. An internal gear pair has been attempted through FEA for a balanced and lowest possible maximum fillet stress to decide the optimum one [2]. The main objective of this paper is to determine the internal asymmetric spur gear bending stress by developing an analytical method, verified by FEA results, such that parametric studies on asymmetric internal gears can be done easily.

2. ANALYTICAL METHOD TO DETERMINE THE BENDING STRESS AT THE CRITICAL SECTION

In Fig. 1, the visualization of internal asymmetric spur gear tooth critical section for bending stress is illustrated. In this Chapter, modified ISO method is used for internal asymmetric gears in order to determine the critical tooth thickness and tooth height. In this method, the drive side tangent angle at the critical section β_{id} is equal to the standard ISO method value, 60°. However, the coast side tangent angle at the critical section β_{ic} is calculated by using the generation of the gear coast side root fillet. The detailed geometry studies of internal asymmetric spur gear and the pinion type shaper cutter, the tooth axis and the parameters related with the force applied on the gear are given in [3].

The drive side critical tooth thickness and tooth height are obtained by using the generation of the internal gear drive side root fillet surface with the shaper cutter drive side round surface as illustrated in Fig. 2.

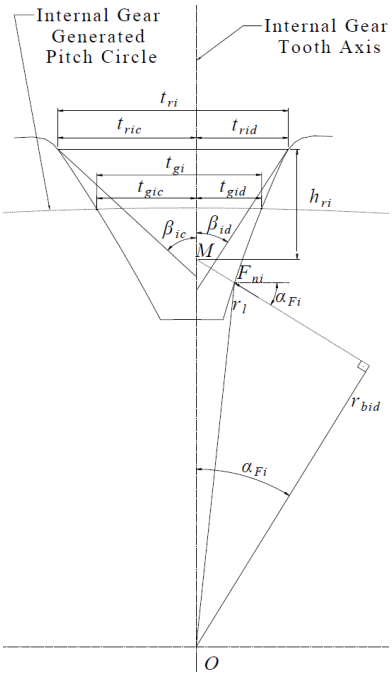


Fig. 1 The visualization of asymmetric internal spur gear tooth bending stress at the critical section

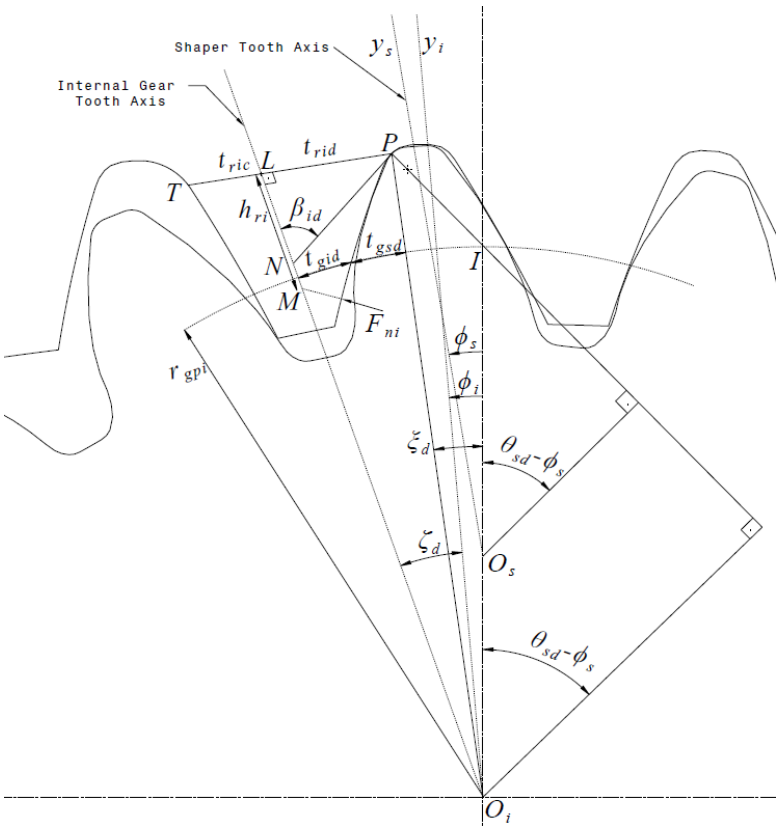


Fig. 2 The generation of the internal asymmetric spur gear drive side root fillet where the critical section occurs

Using Fig. 2, the parameters can be expressed as:

$$\zeta_d = \frac{t_{gid} + t_{gsd}}{r_{gpi}} \tag{1}$$

$$\beta_{id} = \zeta_d + \phi_i + \theta_{sd} - \phi_s \tag{2}$$

$$\beta_{id} = \frac{\pi}{3} \tag{3}$$

$$\phi_i = \phi_s \frac{Z_s}{Z_i} \tag{4}$$

By using Equation (2), θ_{sd} can be expressed in terms of ϕ_s. Then, the only unknown becomes ϕ_s in Equation (5). Therefore, ϕ_s and then θ_{sd} can be found.

$$\tan(\theta_{sd} - \phi_s) = \frac{IG}{C_d G} \tag{5}$$

$$IG = O_s G - O_s I \tag{6}$$

$$IG = O_s C_d \cos(\theta_{Cd} + \phi_s) - r_{gps} \tag{7}$$

$$O_s C_d = \sqrt{(x_{Cd})^2 + (y_{Cd})^2} \tag{8}$$

$$\theta_{Cd} = \tan^{-1}\left(\frac{|x_{Cd}|}{y_{Cd}}\right) \tag{9}$$

$$C_d G = O_s C_d \sin(\theta_{Cd} + \phi_s) \tag{10}$$

Some of the details of the shaper cutter are given in Fig. 3.

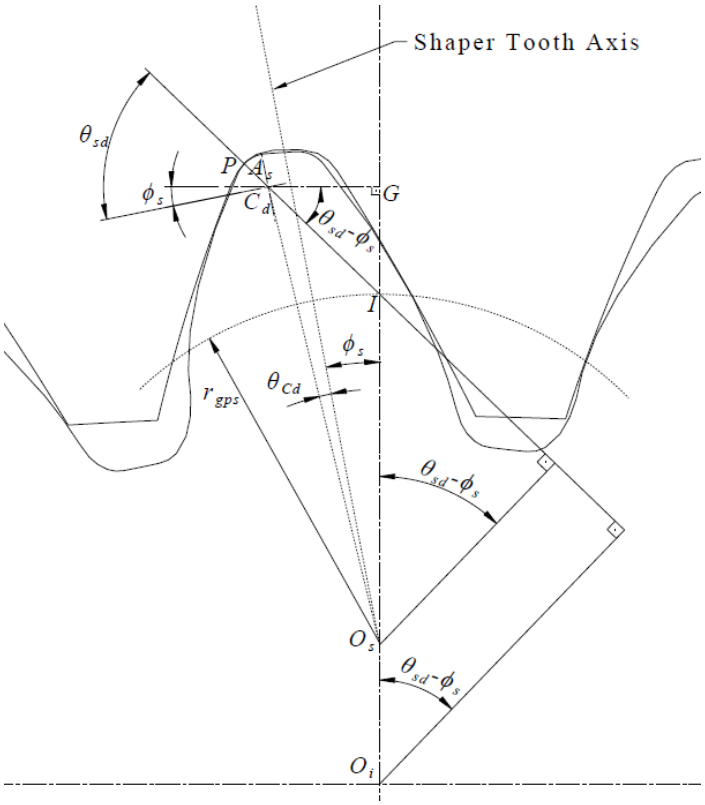


Fig. 3 The details of the asymmetric shaper cutter during the generation of the internal asymmetric spur gear drive side root fillet where the critical section occurs

For the drive side, the critical section tooth thickness and height can be determined as follows:

$$P_{xs} = O_s C_d \sin(\theta_{Cd} + \phi_s) + A_s \cos(\theta_{sd} - \phi_s) \tag{11}$$

$$P_{ys} = O_s C_d \cos(\theta_{Cd} + \phi_s) + A_s \sin(\theta_{sd} - \phi_s) \tag{12}$$

$$P_{xi} = P_{xs} \tag{13}$$

$$P_{yi} = P_{ys} + E_s \tag{14}$$

$$\tan(\xi_d) = \frac{P_{xi}}{P_{yi}} \tag{15}$$

$$t_{rid} = O_i P \sin\left(\zeta_d - (\xi_d - \phi_i)\right) \tag{16}$$

$$O_i P = \sqrt{(P_{xi})^2 + \left(P_{yi}\right)^2} \tag{17}$$

$$h_{ri} = O_i P \cos\left(\zeta_d - (\xi_d - \phi_i)\right) - O_i M \tag{18}$$

The coast side critical section parameters can be determined by using the same method and formulations for the drive side. The critical section tooth height, already determined in drive side, is also used as an input parameter for the derivation of the coast side parameters.

The bending stress of an internal asymmetric spur gear can be obtained by using the bending stress formulation in standard ISO [4] with the critical section parameters that are determined by the analytical method.

3. RESULTS AND DISCUSSIONS

The bending stress of internal asymmetric spur gears are studied with FEA and modified ISO methods. According to Fig. 4**,** in the FEA, the bending stress σ_i increases with the increase in α_{ic}. In terms of increase in α_{id}, σ_i decreases for only low α_{ci} (smaller than 20°). For instance, at α_{ic}=16°, σ_i decreases % 6 by the increase of α_{id} from 16° to 30°. The results of modified ISO method are % 5 higher than the results of the FEA except low α_{id} and α_{ic} smaller than 20°. For example, for α_{id}=α_{ic}=16°, modified ISO method gives % 10-15 higher results than FEA method.

Table 1. The gear parameters for bending stress analysis

Gear Parameters	
Z_i	60
Z_e	20
$a_s = b_i$	1,25
a_i	1
a_e	1
x_i	0
x_e	0
f	unity
F_{ni}	10 N
m	1 mm

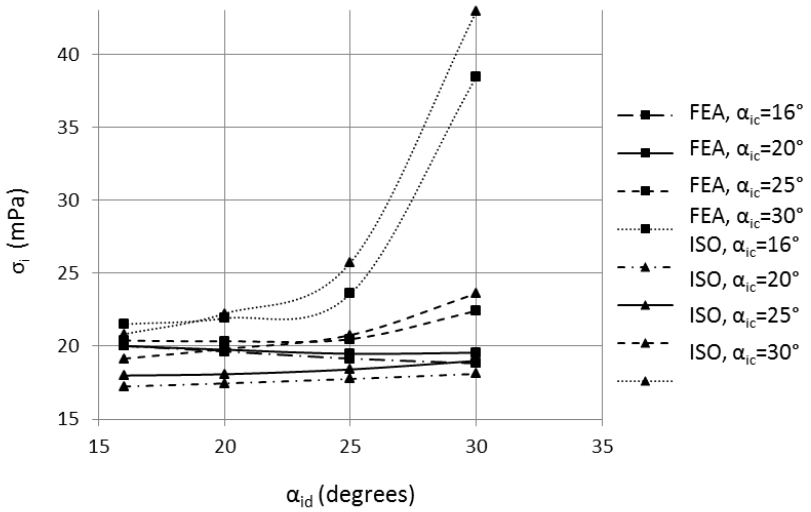


Fig. 5 Comparison of the critical section bending stress for different drive and coast side pressure angles

4. CONCLUSION

In this study, an analytical method is developed to find the maximum bending stress of the internal asymmetric spur gear by modifying ISO method. In this method, the critical section drive side tangent angle is 60° and all other critical section parameters including coast side tangent angle are derived by using the generation kinematics. The results are compared with FEA results.

The bending stress results in FEA, increases with the increase in α_{ic}. By increase in α_{id}, the bending stress decreases for only low α_{ic} (smaller than 20°). The bending stress results as determined using modified ISO method are generally deviates about %5 than the results of FEA.

As a result, for bending stress calculations, the modified ISO method gives accurately good results in order to do parametric studies for internal asymmetric spur gears.

REFERENCES

1. **R. Prabhu Sekar and G. Muthuveerappan,** "Estimation of tooth form factor for normal contact ratio asymmetric spur gear tooth," *Mech. Mach. Theory*, vol. 90, pp. 187–218, 2015.
2. **D. V. Muni and G. Muthuveerappan,** "A comprehensive study on the asymmetric internal spur gear drives through direct and conventional gear design," *Mech. Based Des. Struct. Mach.*, vol. 37, no. 4, pp. 431–461, 2009.

3. **M.G. Orak,** "Investigation of Asymmetric Gear Tooth Bending Stress Formulation", M.S. thesis, Department of Mechanical Engineering, Middle East Technical University, 2018
4. **ISO 6336-3,** Calculation of Load Capacity of Spur and Helical Gears, 2006.

2D MANUFACTURING EQUIPMENT FOR THE GLASS-MOSAIC PRODUCTS

Murat SAHIN, *murat@savel.com.tr* Savel Global Company, Kocaeli
Bulent YILMAZ, *bulent.yilmaz@bilecik.edu.tr* Bilecik Seyh Edebali University, 11210 Bilecik

ÖZET

Cam mozaik, dış ve iç mekanlarda mimari açıdan zengin, güzel ve zevkli bir görünüm sağlamak için kullanılan dekoratif ve fonksiyonel bir kaplama malzemesidir. El işi olarak yapılan mozaik düzenlemesi, üretimde maliyetleri artıran yüksek bir hata payına sahiptir. Bugün, üretim sistemleri hızla esnek üretim sistemine dönüşüyor. Küresel rekabet için bu üretim süreci ekonomik, daha işlevsel ve teknoloji kullanılarak gerçekleştirilmektedir. Bu çalışmada, binlerce yıldır insan eliyle yapılan cam mozaiklerin mozaik harmanı için esnek bir üretim sistemi geliştirilmiştir. Mozaik modelinin sıralanması için iki eksenli bir sayaç (matris) ve sıralama sistemi (operatör) tasarlanmış ve üretilmiştir. Mozaik desen geometrisi hakkında bilgi, bir bmp / jpeg formatına sahip bir 2D grafik yazılımı ile alınır. Cam / seramik mozaiklerin renkli kartuşta konumlandırılması, Mat lab programlama dili tarafından geliştirilen bir yazılımla mozaiğe dönüşür.

Anahtar Kelimeler: Esnek üretim sistemi, Cam mozaik, Yeni üretim gereksinimleri, Sıralama sistemi, Mozaik desenleri.

ABSTRACT

Glass-mosaic is a decorative and functional coating material which is used for providing rich, nice and tasteful view in the exterior and interior spaces in terms of architecture. the mosaic arrangement made as a hand job has a high margin of error in production and increases costs. Today, production systems are transforming rapidly into flexible manufacturing system. For global competition, this production process is realized economically, more functionally and by using technology. On this work, a flexible production system has been developed for mosaic collate of glass mosaics which are performed by human hands for thousands of years. A two-axis counter (matrix) and sequencing system (operator) are designed and manufactured for sequencing of the mosaic pattern. Information about the mosaic pattern geometry are taken by a 2D graphics software with a bmp / jpeg format.

Positioning of glass/ceramic mosaics in the color cartridge are realized into the mosaic pattern by a software which is developed by Mat lab programming language.

Keywords: Flexible manufacturing system, Glass-mosaic, New production requirements, Sequencing system, Mosaic patterns.

1. INTRODUCTION

Mosaic art deals with bringing different small natural stones (tesserae), terracotta or marble pieces together to create a picture or design [Spagnolo S., Ambrosini G., Paoletti D., 2003]. Mosaic works are large in size, robust, panoramic and monumental. It differs from other art branches because it does not lose anything from its texture characteristics.

Mosaic art is a special art branch that had survived as a result of culture and different interpretations till our times as a permanent and decorative application in internal and external architecture, on objects and in parks, squares and gardens.

The word mosaic has been derived from the Latin root “Musivum”. Mosaic and painting arts resemble each other. Both describe a pattern or an image in two dimensions and they are arts suitable for decorating large-scale surfaces.

However, mosaics are restricted in colors, and therefore, in reflecting the light and shadow contrasts in relation with materials used.

The art of mosaic stated with Sumer civilization (Mesopotamia) in 3000 B.C., and was continued in the Ancient Egypt, Phrygians (Anatolia), Persia (Iran) and Greek, Roman and Byzantine civilizations. It was gradually used less starting with the thirteenth century and was replaced with the art of painting particularly with Renaissance.

Mosaic studies were re-started in England and Mexico in the nineteenth century and mosaic was in the agenda again together with architecture in the early twentieth century. It was used as an architectural element by the Spanish architect Antonio Gaudi in Barcelona (Spain) and the Mexican artist Diego Rivera in Mexico. The art of mosaic in our times is performed particularly in Italy using the special glass materials produced in Venice particularly with the ancient techniques. In Turkey, the Turkish artists Bedri Rahmi Eyüboğlu, Jale Yılmabaşar and Ümran Baradan have performed in this art branch. The world-famous mosaic collections are currently in Antakya (Turkey) museum (Photo 1). Moreover, mosaic examples are exhibited in the antique Ephesus city in the western part of Turkey and also in Zeugma museum in Gaziantep city (Turkey).

1.1. Techniques

The manufacturing process of mosaic comprises the design of the pattern and sequencing and bonding the stones. However, these stages have been applied with different methods from the ancient times to our times, and selection of the mosaic according to shades for realistic representations, and very diverse placement techniques have been developed for placement and bonding methods. Today, these techniques are divided into two main categories as the antique and modern techniques.



Photo 1 Zeugma Mosaic (Gaziantep, Turkey)

1.2. Antique techniques

These were used to create the pattern for the mosaics created in the ancient times. These include the following:

Opus Regulatum: The pattern is created by laying the mosaic pieces in the form of a grid. The design formed by stones in the same size appears like a grid throughout the joining line of the stones. It is generally used for borders and large-scale mosaic applications (Fig. 1a).

Opus Tessellatum: The pattern is created by sequencing the mosaic pieces in a way resembling the way of putting up a wall. Sequencing of the stones is regular like in "opus regulatum". While the stones in Opus Regulatum are aligned regularly on the same row, in this technique, stones are aligned one over right at the middle of the previous one (Fig. 1b).

Opus Vermiculatum: The pattern has a tortuous structure like a warm. A center is determined to create the pattern, and stones are aligned starting from this center. Although this is one of the most effective methods to make the mosaic, it requires a high amount of workmanship and skill (Fig. 1c).

Opus Palladianum: The pattern is created by laying the randomly broken mosaic pieces on the pattern and the background randomly (Fig. 1d).

Opus Sectile/Florentine: The figure is created with large stones or fired block brick pieces. Impressive appearances are obtained (Fig. 1e.).

Opus Classicum: This technique is obtained by uniting the Opus Vermiculatum and Opus Tessellatum patterns. While the main pattern is created using Opus Vermiculatum, the background is created using Opus Tessellatum. Very impressive patterns are created with this technique with two different patterns at the background of each motif (Fig. 1f).

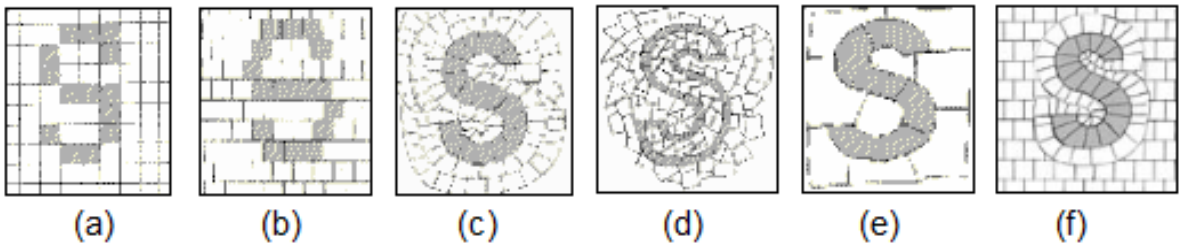


Fig. 1. Laying techniques in ancient mosaics

1.3. Modern techniques

Mosaic techniques, tools, materials and handling techniques have not been changed significantly since the ancient times. Today, the art of mosaic has focused on glass and marble materials and has become a sector producing products with architectural and urban development. While glass mosaics are used for the façade coating of buildings, wet surfaces and pools, marble mosaics are used in the interior on floors and walls. However, both material groups are used in urban development applications. Basic reasons for the use of mosaics in today's architecture and urban development include the following:

- Esthetic appearance in the architectural sense,
- Not being affected from humidity and water,
- Providing heat insulation against cold and heat,
- Being durable and resistant against abrasion,
- Easy cleaning and being no-maintenance,
- Being resistant against fluids and vapors,
- Easy mounting,

Being harmonious with nature, and creating a warm and colorful atmosphere with its rich colors and texture types.

The characteristics of the tiles made from glass are unlimited in appearance, form, color and texture. They can be considered as the alternatives of ceramic tiles in the decorative and esthetic sense. Glass mosaics are more advantageous in wet spaces such as kitchens, bathrooms and pools as compared to ceramic. However, the prices higher than that of ceramics limit the production and the market share. Production of glass mosaics includes sequencing procedures that require detailed and time-consuming works. While mosaics in standard sizes and patterns are produced serially, sequencing the mosaics customized in color, design and size according to the demands of customers are still made manually. This limits the sectoral production and also causes human-origin errors and increase in costs. Reduction of costs will no doubt increase the demand; however, new methods must be developed before the demands are increased.

The production procedures using human force for global competition can be economically performed in short periods with the help of technology with high quality. Therefore, many production methods are being replaced rapidly with flexible production methods. Moreover, in case the emergence of any changes in flexible production systems, side hardware can be added to provide compliance with the new flexible production conditions.

Scientific studies have been commenced for the automation of mosaic sequencing, which is a flexible production system; however, too few studies have been performed in this area. Computer-controlled Cartesian robots [Oral A, Inal E.P., 2009], [Oral A., Erzincanlı F., 2004], robotic arms [Oral A., 2009], [Kaya B., Berkay A., Erzincanlı F., 2005] and band systems [Cayiroglu I., Demir B.E., 2012], [Phooripoom N., Koomsap P., 2015] have been used in these studies.

In these studies, the color cartridges have been taken as the basis as a new approach for the automation of mosaic sequencing, and includes a series of researches and developments to realize the sequencing procedures in a quick and flexible fashion. Computer software has been prepared in the study for the sequencing of the mosaic pictures and patterns, and a sequencing system including a two-axis device and color cartridges. The device has performed the positioning of the glass mosaic pieces within the color cartridges by taking the picture or design data from the special software developed to use the Mat lab programming language.

2. MATERIALS AND METHOD

2.1. System Components and Connections

Mechanical, electric-electronic and software systems have been used in this study. The main mechanical components include the step motors and drivers of x, y and z axes, fuse units,

power source, signal input-output units and bipolar step motors and on/off switches and movement control card (Fig. 2.1).

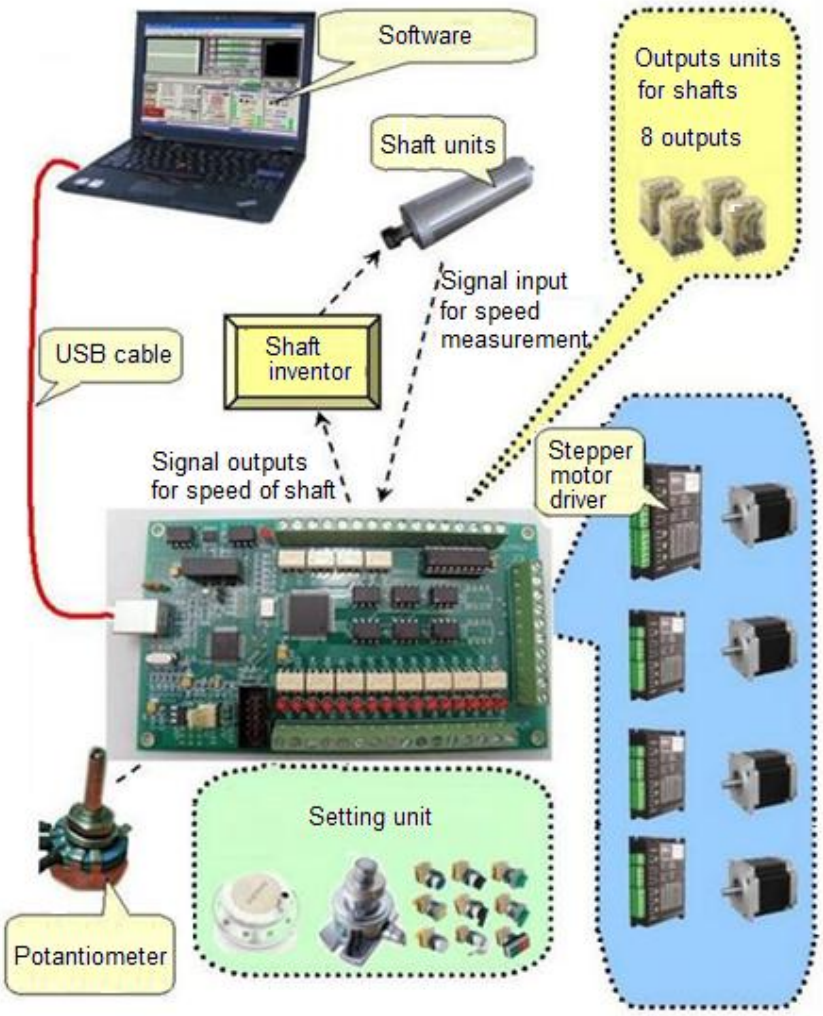


Fig. 2.1 System components

2.2. Mechanical

Mechanical equipments of the device have been designed in three axes using the Catia software. Furthermore, a two-axis rotating plate has been designed through mechanical calculations. Main parameters including movement strength, component weights, the distance corresponding to one tooth in step motors, mosaic laying movements, laying time for each mosaic piece, rotating speed of cartridges, widths of the mosaic pieces and cartridges, and efficiency of the mosaic sequencing mechanism have been determined with the mechanical calculations.

2.3. Axial movements

The device has been designed and manufactured with a Cartesian configuration and with four freedom degrees. Since all the movements in devices with Cartesian configuration are made with vertical angles according to each other, the system has parts that move at three axes that are vertical to each other. The mobile parts move in a working area in a rectangular prism that are parallel to x, y and z axes (Fig. 2.2).

Movements of the device on x and y axes are ensured with step motors in directions that are vertical to each other. The movements of the device on x and y axes are ensured through transmission of the torque taken from the step motor to the mobile bearings on the fixed shafts through the trigger belt and pulley mechanism.

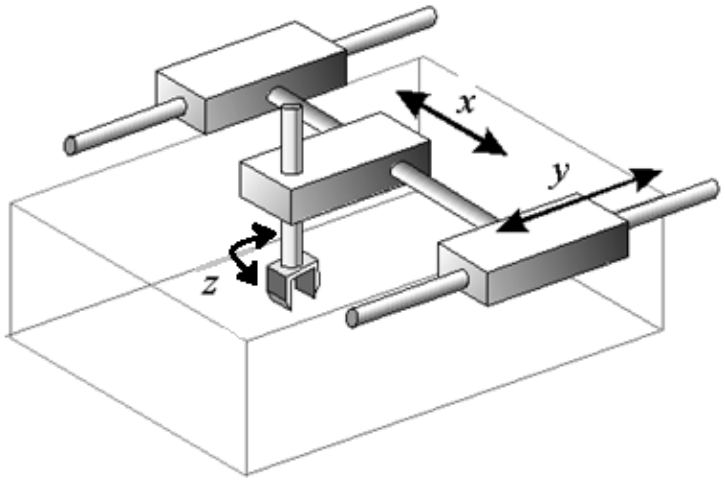


Fig. 2.2 Device axes

The movement of the device at the z-axes is ensured through a gear mechanism connected to the linear movement step motor. The z-axis ensures the circular movement for the 4-chamber mosaic cartridge filled with pieces in different colors. The z step motor connected to the control card through the driver positions the mosaic pieces to be laid according to their colors and ensure their sequencing (Fig. 2.3).

The distances covered by 1 step of the step motor in axial movement are 0,2173 mm, 0,0397 mm and 0,5625 mm, respectively. The numbers of steps will be calculated based on these values to be sent to step motors with the purpose of carrying the mosaic pieces to the determined coordinates. These are taken as $0.2173.L_x$ as $0.0397.L_y$, respectively, for the axes, where L_x and L_y are the coordinates of the mosaic piece in x and y axes.

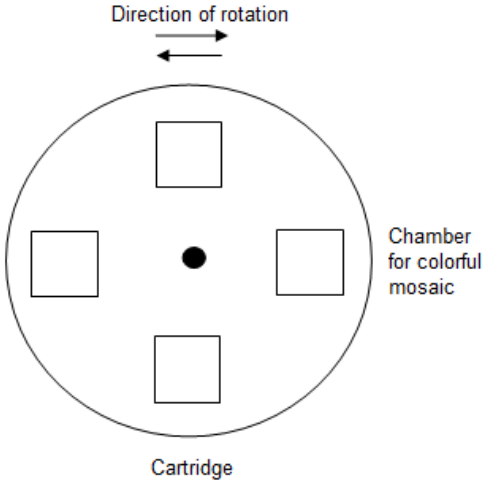


Fig. 2.3 Colored mosaic cartridge (upper view)

Furthermore, the z-axis providing for the circular movement has been divided in angular fashion. The interception angle of each cartridge chamber with each other is 90°, and each command sent to the z-axis step motor ensures 90° rotation of the cartridge. Periodic sequencing procedure is completed with the laying of the mosaic piece by the relevant chamber containing mosaic pieces with suitable colors through the rotation of the cartridge right and left sideways under the command of the control card to keep the x, y and z axes at the required position at the last stage of these procedures.

2.4. Electrical and electronic system

The device has been designed with an open circuit control system. With this purpose, 4 bipolar step motors with 4 phases, 4 Ampere and 2,2 N.m torque characteristics and with 57 mm flanges have been used. In addition, time relays have been used for the pinching movement in the mosaic sequencing procedure. Step motor, driver circuits and USB data paths have been used for the control of the device.

The electronic system of the devices comprises an electronic control card, actuators and movement systems (Photo 2.1). A separate electronic card has been used to supervise the movement of the device at the three axes. Electronic transactions have been assigned to the microprocessor of this card.

The step motors, driver circuits and kinematic elements have been equipped with separate relays for the actuator and movement systems applying the commands sent from the microprocessor and for the linear movements of the device in x and y-axes and rotation movements in the z-axis of the device.

The step motor driver circuits of the device and communication between the relays have been established by the software through serial port data bus. The movement control card ensures the movement of the device to the required coordinates by processing the

commands sent from the software through the USB connection.

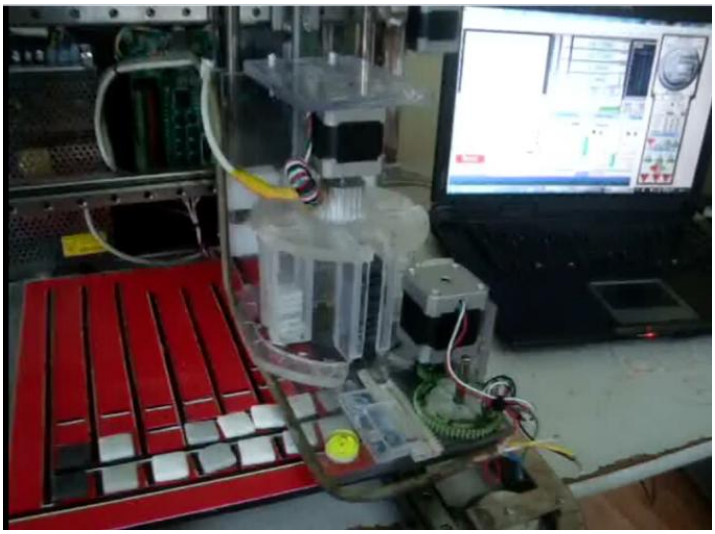


Photo 2.1 The device and the laid mosaics

2.5. Control system

The digital 120 MHz, DSP (Digital Signal Processing) micro controller is used in this device. Here, the control card sends the number of steps calculated by the system for each mosaic piece to the microprocessor through the serial port to be entered in the required coordinate. Furthermore, the number of steps that the motor driving the cartridge capable of 360o rotation must take for each color as calculated based on the identification algorithm of new elements in the picture or pattern of the mosaic piece.

2.6. Software

Mosaic stacking automation has been created in a three-step algorithm that operates in communication with each other. Software divides the JPEG or JPG file into mosaics with the required dimensions in the first step and transforms them to BMP format; the operational codes are extracted from the created BMP extension in the second step and are transformed to text format; and the last step performs sequencing through the interface card with the help of the USB connection reading the operational codes.

2.7. The software developed for the control of the device

The device software rotates the chambers of colorful mosaic containing mosaic pieces in 4 different colors (black, dark gray, light gray and white) according to coordinates calculated within the pattern and placing the chamber complying with the color in the mosaic pattern to carry out sequencing. The element algorithm is used in these procedures, and the result file that data are recorded in is read to calculate the x and y coordinates of the weight centers of

elements and the mosaic sequencing space. The device software accepts the interception of x and y axes as the origin and the first movement is made with the cartridge coming to this point. The cartridge rotates based on the pre-determined points on the plate, and releases the mosaic pieces with the required colors on the required coordinates.

2.8. The interface software for sequencing automation

Convenient interface software has been developed for the automation of mosaic sequencing. The software is an algorithm that extracts the sequencing algorithms from the BMP extension and turns it into a text format. The interface software reads the sequencing codes and performs sequencing through communication with the interface card with the help of the USB connection. The “Element Identification Algorithm” of the interface software cuts in with the selection of the mosaic pattern file and clicking the potion “Open Picture/Pattern”, the picture/pattern file is read and elements are identified and the data obtained are saved in a file. The software translates the data related to the positions and colors of the mosaic pieces to MatLab language using the data in the pattern file under the “Create Code” option. In the final procedure, the mosaic pieces taken in from the cartridge with the movement of the device are laid according to the colors.

3. RESULTS AND CONCLUSIONS

Mosaics are coating and decoration materials that have preserved their popularity from the ancient times. Mosaics are produced as a result of a sequencing procedure. Decoration with mosaic is used for the coating of interior and anterior faces of buildings, particularly for the embellishment of curved surfaces, ceilings and arches. Furthermore, the glass mosaics used in this study are sustainable construction and decoration materials, because waste materials are used in their production.

The research on glass mosaic have shown that a flexible production system is required to reduce costs, to meet the demands and expectations of customers rapidly, and to sequence and manufacture the requested patterns. In this study, the design of a Cartesian device was developed and its prototype was manufactured to meet this demand. Based on the results obtained:

- A device with Cartesian configuration and cartridge was designed that all the movements are carried out within a square/rectangular work area in vertical direction against each other.
- 120 Mhz, DSP (Digital Signal Processing) micro checker was used in the device.
- A 4-step motor and driver was used in the device to stack the mosaic.

- The control software of the device rotates the chambers of colorful mosaic containing mosaic pieces in 4 different colors (black, dark gray, light gray and white) according to coordinates calculated within the pattern and placing the chamber complying with the color in the mosaic pattern to carry out sequencing.
- The design and stacking automation have been created in a three-step algorithm that operates in communication with each other. The first step is the transformation of JPEG or JPG files into BMP format and the operational codes were extracted and transformed into text format, the sequencing was performed using the interface card from operation codes.
- The sequencing speed of the device is 1,5 m^2 per hour. However, this period can be shortened by replacing the step motors with servo motors.

ACKNOWLEDGEMENT

This study has been adopted from the after graduate thesis of Murat Sahin completed under the consultancy of Prof. Dr. Bülent Yılmaz.

REFERENCES

1. **Spagnolo, S. Ambrosini, G. Paoletti, D. (2003)**, “An NDT electro-optic system for mosaics investigations”, *Journal of Cultural Heritage,* vol. 4, no 4, pp. 369-376,
2. **Oral, A and Inal E.P. ((2009),** “Marble mosaic tiling automation with a four degrees of freedom Cartesian robot”, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing,* vol. 5, no. 3, pp. 589–96,
3. **Oral, A. and Erzincanlı F. (2004),** “Computer-assisted robotic tiling of mosaics”, *Robotica,* vol. 22, no 2, pp. 235–239,
4. **Oral, A. (2009),** “Patterning automation of square mosaics using computer assisted SCARA robot”. *Robotica,* vol. 27, no 6, pp. 897-904,
5. **Kaya, B. Berkay A. Erzincanlı F. (2005),** “Robot assisted tiling of glass mosaics with image processing”, *Industrial Robot,* vol. 32, no. 5, pp. 388–92,
6. **Cayiroglu, I. and Demir, B.E. (2012),** “Computer assisted glass mosaic tiling automation”, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 28, no 5, pp. 583–591,

7. **Phooripoom, N. and Koomsap P. (2015),** "Development of tiling automation for custom mosaic design", *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing,* vol. 35, no. 5, pp. 55–68,

A COMPARATIVE STUDY ON HYDROGEN EMBRITTELEMENT MECHANISMS

Burak BAL, *burak.bal@agu.edu.tr,* Abdullah Gül University, 38080 Kayseri, Turkey

Mustafa YERLİTAŞ, *mustafayerlitas@gmail.com,* Abdullah Gül University, 38080 Kayseri, Turkey

Barış ÇETİN, *cetin.baris@fnss.com.tr,* FNSS Defense Systems Co. Inc., 06830, Golbasi, Ankara, Turkey

Halim MEÇO, *halim.meco@fnss.com.tr,* FNSS Defense Systems Co. Inc., 06830, Golbasi, Ankara, Turkey

ABSTRACT

Hydrogen embrittlement (HE) is a common engineering definition, which can involve different types of fracture modes. Hydrogen embrittlement may come to scene as hydrogen attack, hydrogen blistering, hydriding phenomena and etc. Unfortunately, hydrogen may enter the steels from several sources during steelmaking or manufacturing processes, which lead to drastic degradation of the final performance of the products. As the high strength steels have a superior tendency in HE, the subject become crucial for the defense industry where the strength requirements are relatively high. Thanks to the researches which are mostly performed in last decade, the driving mechanism of HE can be modeled with finite element techniques. Advanced crystal plasticity codes are also commonly applied to HE modeling studies. More particularly, it could be stated that there are several solution approaches such as hydrogen enhanced decohesion (HEDE), hydrogen enhanced localized plasticity (HELP) and etc. in modeling of HE. The experimental studies show that the HE modeling results in successful prediction in hydrogen induced fractures. In this contribution a summary is provided regarding different modeling approaches in HE. And finally, some comparison is also made to observe the powerful and problematic sides of the present techniques.

Keywords: hydrogen embrittlement, crystal plasticity models, high strength steels

1. INTRODUCTION

Hydrogen (H) can easily settle into interatomic space of metallic materials and alloys, and disarrange the crystal lattice isotopically. Therefore, the mechanical properties of the host materials are changed because of the diffused atomic H. In addition, the effects of hydrogen on the mechanical properties of materials are different at different scales. For instance, hydrogen induced shear localization may cause softening at microscale but it may cause hardening at macroscale. Therefore, the effects of hydrogen should be examined at different scales. Hydrogen Embrittlement (HE), which is a degradation mechanism that reduces the ductility of metallic materials exposed to H, is responsible for failures at unexpected moment. Several researchers focus on understanding HE and how dissolved hydrogen in the metallic material causes to become brittle material [1]. HE is a complicated phenomenon and researchers have been focusing on it for several years [2]. Although there are many studies about HE all over the world, there is no exact and unique mechanism of HE which can explain the whole fracture modes universally. There are several candidate mechanisms for hydrogen embrittlement but the most common mechanisms are hydrogen-enhanced decohesion (HEDE), adsorption-induced dislocation emission (AIDE), hydrogen-enhanced localized plasticity (HELP). In this study, the proposed HE mechanisms are summarized with their positive and negative aspects. Therefore, the current study opens a venue for the understanding the HE mechanisms deeply by comparing them with each other.

2. HYDROGEN EMBRITTELEMNT (HE) MECHANISMS

2.1 Hydrogen-Enhanced Decohesion (HEDE)

Decohesion is usually anticipated as a simple, sequential tensile separation of atoms when a crack–tip opening displacement (CTOD) reaches a critical value as approximately half of interatomic spacing. Yet, atoms separation at crack tips is unusual by surroundings atoms, thus; the separation process could be more complicated and involve incipient shear movement of atoms to achieve a critical (CTOD) [3]. Some dislocation activity may move together with decohesion and may locally increase the stresses at decohesion sites, but there should be a limit so that atomically sharp crack tips are not continually blunted. There are several locations at which high concentration of H and the decohesion event occurs, namely:

- atomically sharp crack tips owing to adsorbed hydrogen
- position of maximum hydrostatic stress
- particle matrix interfaces ahead of crack [4]

The observation of high hydrogen concentrations at grain boundaries and interface of particle matrix and quantum mechanical calculations contribute to explain the concept of interatomic bonds weakening by HEDE, especially if slip planes around crack tips are not eligibly oriented for slip [5]. However, the challenging point of the experimental evidence of HEDE is that no techniques for directly observing event on the atomic scale at tips of crack in bulk material. Probably, the most direct experimental evidence that show weakening in interatomic bonds is the surface atom evaporation observed during field-ion microscopy. A fracture surface observed by scanning electron microscopy (SEM) at high magnifications is often taken as evidence for decohesion mechanism but it is debatable whether SEM is able to resolve sufficiently small, shallow dimples that crack growth by very localized plasticity can be ruled out [6]. However, TEM of fractured thin foils shows that atomically brittle intergranular fracture can occur in materials with segregated impurities at grain boundaries, e.g., S in Ni, and atomistic calculations indicate that such impurities can, like hydrogen, weaken interatomic bonds [7, 8, 9]. Thus, it would not be surprising if hydrogen segregated at grain boundaries with sufficient cohesive energy and cause HE. Schematic representation of HEDE mechanism is given in Figure 1.

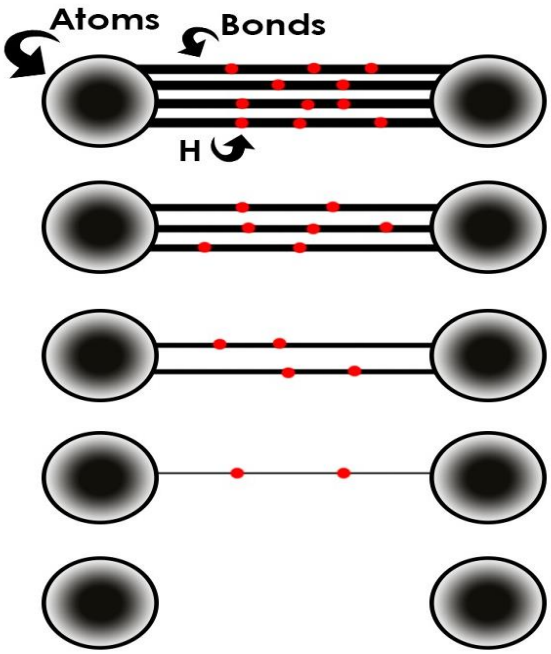


Figure 1: Schematic representation of HEDE mechanism

2.2 Hydrogen-Enhanced Localized Plasticity (HELP)

Hydrostatic stresses or the entrance of hydrogen near crack tips causes hydrogen concentrations to gather near crack tips resulting in localization of deformation near crack tips due to expedition of solute hydrogen dislocation. Having explained, it was discussed that more localized microvoid - coalescence should be the origin place of subcritical crack growth process, rather than immobile places [10, 11]. Operation of the HELP mechanism for both internal hydrogen embrittlement (IHE) and hydrogen environment embrittlement (HEE) has the need of hydrogen diffusion to the front parts of the crack tips. Crack forms may follow the form of transgranular as a result of high hydrogen concentration localizations in grainy environment or of intergranular as a consequence of lying along grain boundaries.

The notion of solute hydrogen's catalyzing dislocation activity is supported by elasticity theory, atomistic calculations and nano-indentation tests. HELP mechanism is most widely used HE mechanism, which is based on both experimental observations and theoretical calculations. It states that hydrogen shields the stress field of dislocations and increases the mobility of dislocations [12]. Schematic representation of HELP mechanism is given in Figure 2.

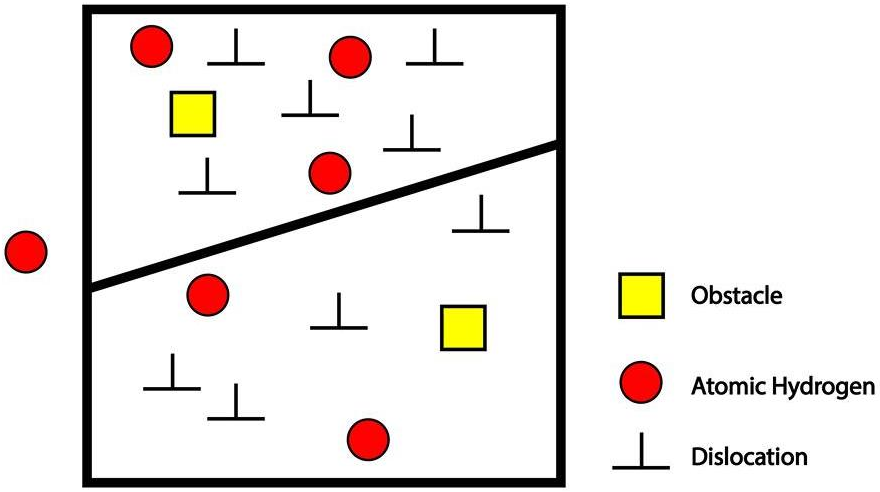


Figure 2: Schematic representation of HELP mechanism

2.3 Adsorption-Induced Dislocation Emission (AIDE)

The dislocation occurring as a result of nucleation and ensuing movement far from crack tip is related to the term dislocation emission. The former movement is crucial and followed by adsorption. Due to the nucleation process, dislocations exposed to a stress field begin to diverge from the crack tip. Concurrently, composition of dislocation core and shearing of atoms over several atomic distances leading surface step. Adsorbed hydrogen weakens the interatomic bonds over many few atomic distances by being a root for the promotion of the process.

Considering the reason for facilitating dislocation emission from crack tips resulting in embrittlement and it is crucial to bear in mind how crack growing process in non-embrittling environments for ductile materials transpires. Initially, the appearance of dislocations from crack tips with little or no emission and nucleation from sources in the plastic zone in the front parts of cracks are occurred by ductile crack growth. Crack tips' dislocation emission may be challenging in inert or air environments since the atoms at crack tips establish strong bonds between each other or oxygen and substrate bonds form strong bonds. Schematic representation of AIDE mechanism is given in Figure 3.

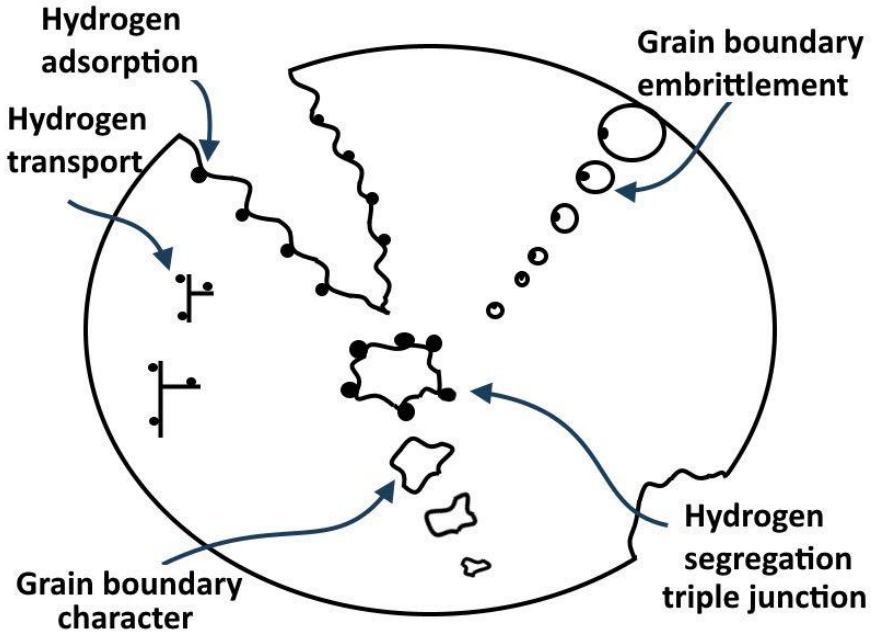


Figure 3: Schematic representation of AIDE mechanism

3. CONCLUSION

HEDE theory states that atomic hydrogen weakens the interatomic bonds between atoms. HELP mechanism suggests that solved hydrogen causes dislocation to move easily by reducing the elastic obstacles against dislocation motion. AIDE is more complicated to explain. This theory couches that interatomic bond force is getting weak over several atomic distances by "adsorbed" hydrogen can make easy the process. HELP mechanism is the most commonly used mechanism, which involves both experimental observations and theoretical calculations. There is not any unique and universal HE mechanism to explain how hydrogen embrittlement occurs in every material. Also, several mechanisms can be activated for some materials at the same time, which increase the complexity of the problem. Moreover, some mechanisms are applied for specific elements. For example, stress induced hybrid and cleavage mechanism is viable failure system in which hydrides are either stable

or can be stabilized by applying stress field. Consequently, HE should be investigated more deeply both experimentally and theoretically.

REFERENCES

1. **Kaplakjian, S., Schmid, S.R., (2008),** Numerical Manufacturing Processes for Engineering Materials, Pearson Education Inc., Upper Saddle River, HJ, USA

2. **Bal, B., Sahin, I., Uzun, A., Canadinc, D. (2016),** "A new venue toward predicting the role of hydrogen embrittlement on metallic materials", Metallurgical and Materials Transactions, Vol. 47, pp 5409-5422

3. **Knott, J.F., "**Fracture toughness and hydrogen-assisted crack growth in engineering alloys", Hydrogen Effects in Materials, pp. 387 – 408.

4. **Moody, N.R., Thompson, A.W., Ricker, R.E., Was, G.W., Jones, R.H. (2003),** "Hydrogen effects on materials behavior and corrosion deformation interactions", Hydrogen Effects on Materials Behavior and Corrosion Deformation Interactions, pp. 449 – 466

5. **Daw, M.S., Baskes, M.I. (1987),** "Application of embedded atom method to hydrogen embrittlement", Chemistry and Physics of Fracture, pp. 196 – 218

6. **Gangloff, R.P. (2003),** Comprehensive structural integrity: fracture of materials from nano to macro. Vol. 6, Environmentally Assisted Fracture, Elsevier pp. 31

7. **Lee, T.C., Robertson, I.M., Birnbaum, H.K. (1989),** "An HVEM in situ deformation study of nickel doped with sulfur", Acta Mater., vol. 37, pp. 407 – 415, 1989

8. **Yoshino, K., McMahon, C.J. (1974),** "The cooperative relation between temper embrittlement and hydrogen embrittlement in a high strength steel", Metall. Trans. A, vol. 5, pp. 363 – 370

9. **Messmer, R.P., Briant, C.L. (1982),** "The role of chemical bonding in grain boundary embrittlement", Acta Mater., vol. 30, pp. 457 – 467

10. **Bouaziz, O., Allain, S., Scott, C.P., Cugy, P., Barbier, D. (2011),** "High manganese austenitic twinning induced plasticity steels: A review of the microstructure properties relationships", Current Opinion in Solid State and Materials Science, vol. 15, pp. 141 – 168

11. **Hoagland, R.G., Heinisch, H.L. (1992),** "An atomic simulation of the influence of hydrogen on the fracture behaviour of nickel", J. Mater. Res., vol. 7, pp. 2080 – 2088.

12. **Bal, B. (2017), "**Numerical Investigation of the Role of Volumetric Transformation Strain on the Relaxation Stress and the Corresponding Hydrogen Interstitial Concentration in Niobium Matrix", Advances in Materials Science and Engineering, vol. 2017, pp. 1-7

THE EFFECT OF INSERT SURFACE ROUGHNESS ON SHEAR STRENGTH OF INSERTED METAL INJECTION MOLDED COMPONENTS

Asghar SAFARIAN, *asgharsafarian@iau-maragheh.ac.ir* Islamic Azad University, Maragheh, Iran

Mehmet SUBAŞI, *msubasi@gazi.edu.tr* Gazi University,06500, Ankara, Turkey

Çetin KARATAŞ, *cetink@gazi.edu.tr* Gazi University,06500, Ankara, Turkey

ABSTRACT

Inserted metal injection molding has been introduced as an alternative to produce large-sectioned components. However, what should be taken into consideration in this method is the bonding of insert to the outer injected section. In this study, the effect of insert surface roughness on the amount of shear strength at the interface of insert and outer injected section has been investigated. Inserted components with diameter of 20 mm were fabricated consisting 12 mm inserts with varying surface roughness of R_a 0.4, 1.6 and 6.3. It is revealed that shear strength of bonding zone is depended on the interface surface roughness. The amount of shear strength is increased with specimens containing inserts with rough surfaces.

Keywords: Inserted metal injection molding; Surface roughness; insert bonding, shear strength

1. INTRODUCTION

Metal Injection Molding (MIM) refers to a combination of powder metallurgy and plastic injection molding technologies. The given process is comprised of four main steps: feedstock preparation, injection molding, debinding and sintering [German and Bose, 1997]. In MIM, the binder is added to powder to provide a feedstock that can be easily injected inside the preformed molds as thermoplastics. To have a metal or ceramic component, extracting the binder from the injected specimen is a necessity. This is carried out in the debinding stage. Because the length of mass transfer path for binder removal is proportional to the cross-section size, fabricating large-sectioned components is difficult and time-consuming. In the literature,

it has been suggested that the thickness of components not be thicker than 10 mm [Liu, 2012]. Inserted metal injection molding (IMIM, TURK PATENT, TR 2014 05203 B) is a novel method introduced to solve this problem [Safarian, 2015;Safarian, 2015;Safarian, 2014]. The principle of IMIM is to inject the feedstock on a wrought insert. Therefore, the section to be debound is decreased. There are some advantages in using insert in IMIM, which results in injecting only a thin layer of feedstock: a) decreasing the debinding time and therefore total production time, b) decreasing material cost by using cheaper material (powders are normally expensive regarding their production methods compared with wrought materials), c) decreasing the amount of chemical use needed for debinding, d) producing a multi-functional component encompassing an insert whose material is different from that of feedstock. We have introduced this new method, IMIM, studying the benefit of using insert in eliminating porosity in thick components fabricated by Metal injection molding [Safarian, 2015], and also in the amount of reduction of debinding time [Safarian, 2015]. We showed that debinding time could be decreased by 90% in the components with insert/part diameter ratio as high as 80%. In another work, we studied the effect of sintering atmosphere on shear strength of bonding zone at insert and injected area interface [Safarian, 2014]. We also investigate the sintering parameters effects on bonding and shear strength of inserted components. We found that sintering temperature is the most effective parameter [Safarian, 2017].

It also should be mentioned that diffusion bonding of insert and outer injected section is a necessity to have a sound component. Therefore there are some similarities between IMIM and Diffusion welding which is based on bonding phenomenon. The surface roughness effect on diffusion bonding of different materials have been the scope of various studies in the field of diffusion welding.

Chen et al. carried out the diffusion bonding of Cu and Al. Their analyzed and explained the mechanism of bonding and the role of surface roughness. They revealed that when surface roughness is present, the bonding process consists of three stages. In the first stage, surfaces deform under stress, resulting in increased contact areas. The second stage involves significant plastic deformation at the interface as temperature increases, resulting in the disappearance of interstices and full contact of the surface pair. In their work the bonded specimens showed tensile strengths reaching 88% of the ideal Cu/Al contact strength [Chen, 2007].

Shao et al. have investigated the diffusion bonding of Ti and Ni using three surface roughness. They found that the thickness of the Ti2Ni and TiNi3 layers at interface increases with the decreasing of the surface roughness. The conducted shear tests at room temperature revealed that the shear strength of the joint interface were 0.95 MPa, 2.705 MPa and 23.82 MPa with three different surface roughness respectively [Shao, 2015].

Guo et al. studied the surface roughness effect on diffusion bonding of WC-Co and 40Cr steel with Ni interlayer. They showed that the roughness of the initial surfaces plays an important effect on the microstructure and mechanical behavior of the joints diffusion bonded, correspondingly, the shear strength of the diffusion bonded joints increased with decreasing surface roughness [Guo, 2016].

In other work the bonding of Ti-22Al-25Nb alloys with different surface roughness were studied by Chu et al. They showed that the surface roughness is affective parameter in joining components during diffusion bonding [Chu, 2017].

It was revealed that shear strength of bonding zone could be almost as high as base material, depending on insert/part diameter ratio and sintering atmosphere [Safarian, 2017;Safarian, 2014]. However, in our previous works, insert surface roughness was not studied.

In this study the effect of insert surface roughness on the amount of bonding between 316L stainless steel wrought insert and injected section has been investigated by measuring the shear strength of bonding zone.

2. EXPERIMENTAL PROCEDURE

In the present research, 316L stainless steel was used as the material for both insert and feedstock. 316L S16 feedstock was supplied by eMBe PRODUCTS AND SERVICE GmbH (Germany). Table 1 illustrates the properties of powders used in the feedstock.

Table 1 Properties of powders used in feedstock.

Production method	Size	Powder loading
Water atomization	D_{50}: 7 µm, D_{90}: 13 µm	92.5–93.1 wt.%

In order to develop an innovative method of fabricating inserted components, an injection mold with cylindrical cavity with a diameter of 20 mm was made; also, cylindrical inserts were machined with diameter of 12 mm at three levels of surface roughness, R_a 0.4, 1.4 and 6.3, by machining the insert at three feeding rates of 0.1, 0.2 and 0.4 mm/rotation. Inserts were located inside the mold cavities, and feedstock was injected by ARBURG 220 S injection machine to shape inserted metal injection molded components. The inserted components were then debound in pure ethanol at 60 °C, and pre-sintered and sintered at temperature of 1340 °C, inside a tube furnace under an atmosphere of N_2 + H_2 (95%+5%). Figure 1 illustrates the injected and sintered inserted specimens, with insert/part diameter ratios of 60 %.

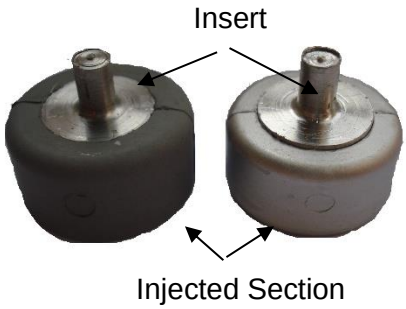


Figure 1 Injected (left) and sintered (right) inserted specimens with diameter of 20 mm, and the insert/part diameter ratios of 60 %.

In this research, a shear-punch method was employed since shear testing is a common method to evaluate the strength of dissimilar joints [Safarian, 2014; Fillabi, 2008; Dourandish, 2010; Olson, 1993]. Figure 2 shows a schematic representation of the shear-punch mold, which was assembled on an Instron tensile machine. The sintered components were cut into disk-shaped specimens (Figure 2) with a thickness of almost about 2 mm to facilitate the evaluation process of sintering and diffusion bonding at the interface of inserts and injected section. These specimens were put inside the shear-punch die and were subjected to compression loading at a cross-head speed of 5 $mm.min^{-1}$. The rationale behind this was to determine the bond strength on the premise of the applied load and the area of interface. The specimen was subjected to compressive loading; therefore, the insert was punched to be separated from the injected section. The shear tests, carried out on the specimens produced compressive stress and strain graphs and yielded the ultimate shear strength. Three samples were tested for each condition, and the average was reported as the shear strength.

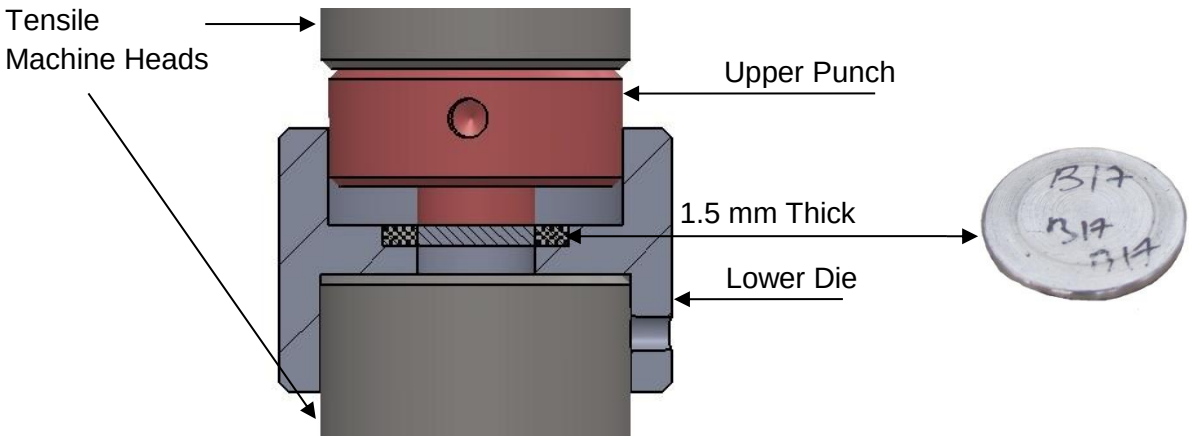


Figure 2 Schematic representation of the shear-punch mold.

3. RESULTS AND DISCUSSION

Table 2 shows the shear strength results for components with varying insert surface roughness. It is obvious that the increase of insert surface roughness causes noticeable increase in the amount of shear strength. Figure 3 also illustrates the insert surface roughness effect on shear strength. As the amount of shear strength in components with surface roughness of R_a 0.4 is as high as 119 MPa, this value is increased to be much higher (164 MPa) in components with rough inserts.

Table 2 The shear strength values of components with inserts having different surface roughness.

Insert surface roughness (R_a)	Shear strength of insert/outer section interface (MPa)
0.4	119
1.6	128
6.3	164

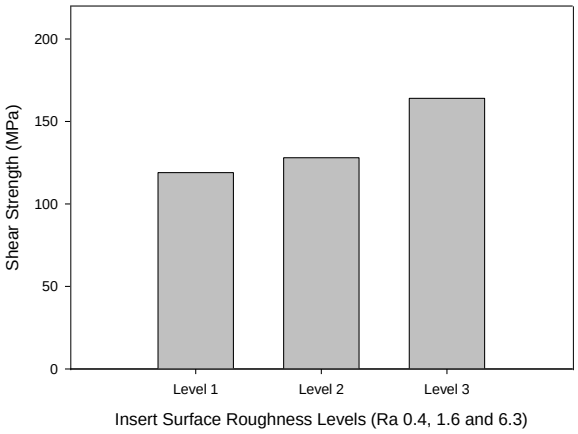
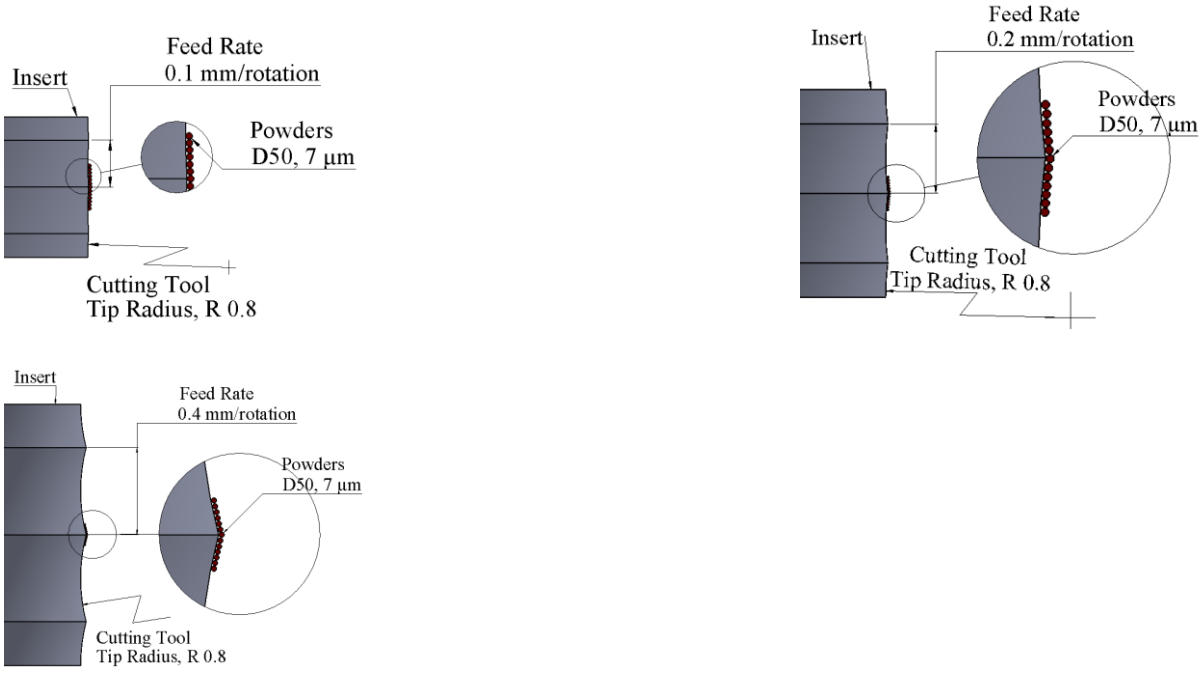


Figure 3 The bar graph illustrating the results and surface roughness effect on shear strength.

With increasing the insert surface roughness two phenomena happen. First of all, the interface of insert and injected section loses its smoothness which would result in more engagement of injected material and inset. When producing inserted components the outer section is soft material injected on wrought and solid body of insert. Therefore the feedstock is supposed to

fill all surface roughness on insert. After sintering both sections turn to get hardened and so engaged to each other. This is like there is a locking surface between two bodies. According to this explanation an increase of shear strength is expected in components with rough inserts.

Figure 4 is a schematic illustration of insert and injected section details. As seen in this figure powders are small enough to fill all area and surface roughness of insert. Therefore after sintering we expect to have injected section hardened and engaged on the surface of insert based on the amount of insert surface roughness.



a) b) c)

Figure 4 The schematic illustration of insert with different surface roughness and engaged injected section (powder), a) R_a 0.4, b) R_a 1.6, c) R_a 6.3

And second phenomenon is changing the real surface area of interface by making the surface rougher. Table 3 presents surface area of interface for ideal cylinder (without any surface roughness), and for real inserts with different surface roughness.

Table 3 Insert surface area.

Surface area of insert without any roughness (mm^2)	Real insert surface area according to the surface roughness (mm^2)		
	R_a 0.4	R_a 1.6	R_a 6.3
376.8	378	381.5	401

An insert with diameter of 12 mm and length of 10 mm possess the interface surface area of 376.8 mm^2. The area was defined and calculated as follow: where *A* is interface surface area, *D* is insert diameter, and *L* is insert length.

$A=\pi.D.L=\pi x12x10=376.8\ mm^2$

However for real insert we should consider the surface roughness effect on surface area increase. The real insert geometry has been modelled by SolidWorks using cutting tool tip radius of 0.8 mm which affect the surface roughness significantly. Then the effective area was obtained as shown in Table 3. The rougher the surface is, the larger surface area would be. As the interface surface is increased with rough inserts, the possibility of physical connection between powders and insert and therefore the possibility of bonding and the resulted shear strength is expected to increase.

Figure 5 presents SEM views of sintered specimens. As shown in this, insert with surface roughness of R_a 0.4 has the smoothest surface. This is while the surface of insert with roughness of R_a 1.6 and 6.3 are rougher respectively. There is bonding at interfaces of three specimens, however what is different and noticeable is the engagement of insert/injected section which is the result of surface roughness. This engagement is obviously more in specimen with insert having rough surface. This explanation is in line with shear strength values presented in Table 2.

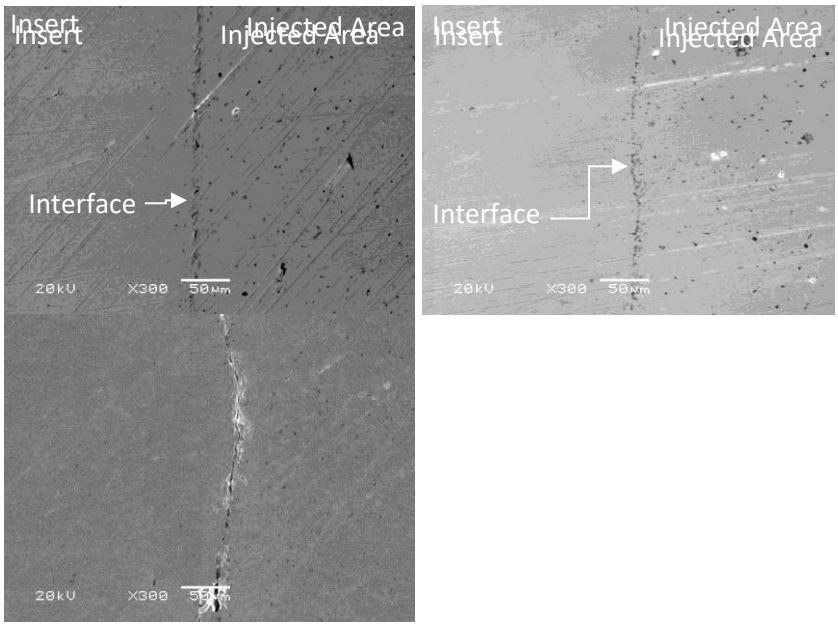


Figure 5 SEM views of inserted sintered specimens with insert surface roughness of a) R_a 0.4, b) R_a1.6, c) R_a 6.3

To have a good bonding in diffusion welding it is recommended to have smooth components being welded. According to literature survey mentioned above [Chen, 2007; Chu, 2017; Guo, 2016 ; Shao, 2015], the increase of surface roughness results in weak bonding. This is not in line with our finding as explained before. The reason is the difference of materials structures. In inserted metal injection molding, insert is wrought, but feedstock is injected in soft state, therefore outer injected section fills all roughness on insert. However in diffusion welding two components being bonded are solid and hard, then any surface roughness cause two component be apart from each other which would hinder the surface connection needed for bonding. This is schematically illustrated in figure 6.

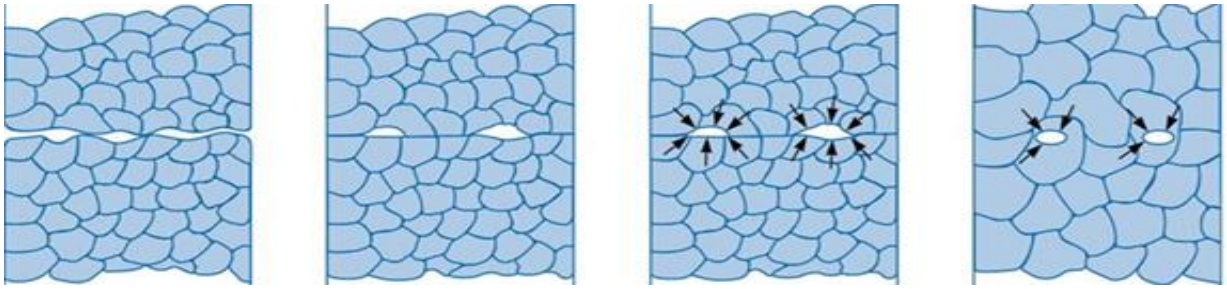


Figure 6 Stages of deformation of surface and roughness in diffusion welding [Guoge, 2001].

4. CONCLUSIONS

In the current investigation, the effects of the insert surface roughness on bonding of insert and injected area in components fabricated by a novel method – inserted metal injection molding (IMIM) – have been studied. The conclusions can be summarized as:

- Insert surface roughness is effective parameter that should be considered.
- The higher insert surface roughness is, the shear strength gets higher.
- The result is not in line with that of similar method of diffusion welding. In diffusion welding in order to achieve high bonding the components should have smooth surface.

ACKNOWLEDGMENT

This research was sponsored by Gazi University Research Funds, Project No: 07/2013-03. The authors would like to express their appreciation to Gazi University for its financial support.

REFERENCES

1. **German, RM, Bose, A., (1997),** Injection Molding of Metals and Ceramics. Metal Powder Industries Federation, New Jersey.
2. **Liu, W., Yang, X., Xie, Zh., Jia, C. (2012),** "Novel fabrication of injection moulded ceramic parts with large section via partially water debinding method", Journal of the European Ceramic Society, Vol. 32, No. 2, pp. 2187-2191.
3. **Safarian, A, Subaşı, M., Karataş, Ç. (2015),** "Reducing debinding time in thick components fabricated by powder injection molding", International Journal of Materials Research, Vol. 106, No. 5, pp. 527-531.
4. **Safarian, A., Karataş, Ç. (2015),** "The impact of injection velocity on the defects in thick components fabricated by inserted metal injection molding", Internatinal Journal of Materials Research, Vol. 106, No. 6, pp. 647-650.
5. **Safarian, A., Karataş, Ç. (2014),** "Diffusion Welding of Thick Components Fabricated by Inserted Powder Injection Molding", Materials Testing, Vol. 56, No. 10, pp. 842-846.
6. **Safarian, A., Subaşi, M., Karataş, Ç. (2017),** "The effect of sintering parameters on diffusion bonding of 316L stainless steel in inserted metal injection molding", The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 89, No. 5, pp. 2165-2173.
7. **Chen, S., Ke, F., Zhou, M., Bai, Y. (2007),** "Atomistic investigation of the effects of temperature and surface roughness on diffusion bonding between Cu and Al", Acta Materialia, Vol. 55, No. 9, pp.3169-3175.
8. **Shao, X., Guo, X., Han, Y., Lu, W., Qin, J., Zhang, D. (2015),** "Characterization of the diffusion bonding behavior of pure Ti and Ni with different surface roughness during hot pressing", Materials & Design, Vol. 65, pp.1001-1010.
9. **Guo, Y., Wang, Y., Gao, B., Shi, Z., Yuan, Z. (2016),** "Rapid diffusion bonding of WC-Co cemented carbide to 40Cr steel with Ni interlayer: Effect of surface roughness and interlayer thickness" Ceramics International, Vol. 42, No.15, pp.16729-16737.
10. **Chu, Y., Li, J., Zhu, L., Tang, B., Kou, H. (2017),** "Characterization of the interfacial-microstructure evolution and void shrinkage of Ti-22Al-25Nb orthorhombic alloy with different surface roughness during diffusion bonding", Intermetallics, Vol.90, pp.119-127.
11. **Fillabi, M.G., Simchi, A., Kokabi, A.H. (2008),** "Effect of iron particle size on the diffusion bonding of Fe–5%Cu powder compact to wrought carbon steels", Materials & Design, Vol. 29, No. 2, pp.411-417.
12. **Dourandish, M., Simchi, A., Hokamoto, K., Tanaka, S. (2010),** "Interface formation and bond strength in 3Y-TZP/Cr composite bilayers produced by sinter–joining", Materials Science and Engineering: A, Vol. 527, No.3, pp.449-453.

13. **Olson, D.L. (1993),** ASM Handbook, welding, brazing, and soldering, vol 6. ASM International
14. **Guoge, Z., Chandel, R.S., Seow, H.P., Hoon, H. (2001),** "Microstructure of the Interface of a Solid State Diffusion Bond between Inconel Alloy 718 and 17-4 PH Stainless Steel", Journal of Materials Science Letters, Vol. 20, pp. 1937–1940.

18. ULUSLARARASI MAKİNA TASARIM VE İMALAT KONGRESİ

BİLDİRİ KİTABI

Editörler
S. Engin KILIÇ
Bahram LOTFISADIGH

umtik 2018

3-6 Temmuz 2018
ESKİŞEHİR- TURKİYE

MATİMAREN
MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜ
ORTA DOĞU TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
ANKARA-TÜRKİYE

Bu bildiri kıtabın yayın hakkı Orta Doğu Teknik Üniversitesi'nindir. Bu Kitapta yayımlanan bildirilerin aynen yayımlanması, yazarlardan ve editörlerden yazılı izin almak koşulu ile mümkündür.
Alıntı için kaynak göstermek yeterlidir.

Bu Bildiri Kitabı

UMTIK
Mechanical Engineering Department
Middle East Technical University
06800 Ankara- Turkey

Manufacturing Engineering Department
ATILIM University
06830 Ankara- Turkey

Adreslerinden sağlanabilir.

Kapak Baskı:

ODTÜ- Ankara

Baskı ve Cilt:

ODTÜ- Ankara

Matbaa Adı:

Dereağzı Fotokopi

ISBN

TÜRKÇE BİLDİRİLER

PAPERS IN TURKISH

JANT ÜRETİMİ TALAŞLI İMALAT PROSESİNDE PARAMETRİK PROGRAMLAMA

Kağan DALAK, kdalak@*cms.com.tr* CMS Jant Sanayi A.Ş., İzmir

Kaan GÜNGÖR, kgungor@*cms.com.tr* CMS Jant Sanayi A.Ş., İzmir

İsmail ÇAKIRGÖZ, icakirgoz@*cms.com.tr* CMS Jant Sanayi A.Ş., İzmir

Uğur AYBARÇ, uaybarc@*cms.com.tr* CMS Jant ve Makine Sanayi A.Ş., 35620, İzmir

ÖZET

Bireysel taşıt kullanıcıları için jantlar sadece emniyet parçası değil aynı zamanda estetik bir niteliğe de sahiptir. Bu nedenle özellikle son yıllarda jantların görünen (stil) yüzeyleri daha ince federler ve geometrik olarak üretilebilirliği daha hassas tasarımlara sahip olmaktadır. Gerçekleştirilen tasarımların kompleksliğinin artması nedeniyle talaşlı imalat süreçlerine yönelik proses çalışmaları da artmaktadır. Gerçekleştirilen bu çalışma; alçak basınç döküm yöntemi ile üretilen alüminyum alaşımlı jantların ön yüzey geometrilerinde üretim kaynaklı nedenlerden dolayı oluşan şekilsel deformasyonları, nihai ürün üretim toleransları içinde kalacak şekilde talaşlı imalat sürecinde kompanze edebilecek yeni bir takım yolunun işlenen her bir janta özgü otomatik olarak oluşturulabilmesini esas almaktadır. Böylece jant üretiminde talaşlı imalat süreçlerinden kaynaklanan fireler azaltılmaktadır.

Anahtar Kelimeler: Talaşlı imalat proses iyileştirme, Üretim verimliliği, Fire azaltma, Süreç iyileştirme

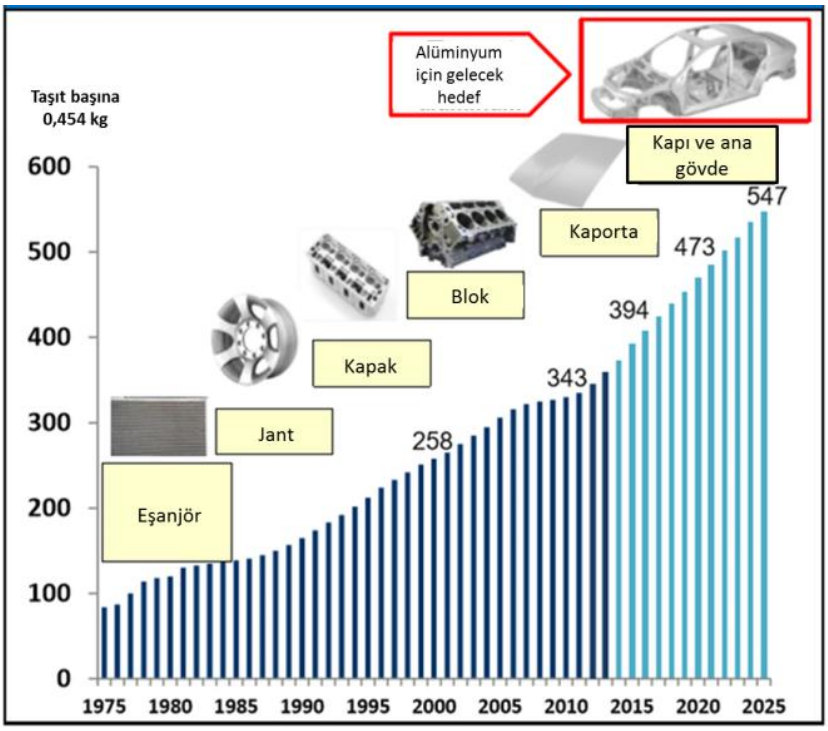
ABSTRACT

Wheels are not only a safety feature but also an aesthetic quality for individual vehicle users. For this reason, the visible surfaces of wheels have more critical designs that are finer feders and geometrically producible especially in recent years. Process works for machining processes are also increasing, due to the increase in the complexity of the final product designs. This study is based on the fact that a new tool path which can compensate for the geometrical deformations caused by production-related reasons in style surface geometries of aluminum alloy wheels produced by low pressure die casting method can be automatically generated in the final product production tolerances for each wheel processed. Thus the amount of wastage resulting from machining processes in wheel manufacturing is reduced.

Keywords: Machining process improvement, Production efficiency, Wastage reduction, Process improvement

1. GİRİŞ

Alüminyum yüksek korozyon dayanımı, yüksek termal iletkenlik ve mukavemet özelliklerine sahip olmasının yanı sıra düşük yoğunluğundan dolayı nihai ürünlere ağırlık açısından avantaj sağlamaktadır. Bu nedenle alaşımlandırılarak otomotiv ve havacılık sektörleri başta olmak üzere birçok endüstri alanında yaygın bir şekilde kullanılmaktadır [1-6]. Şekil 1 otomotiv sektöründe kullanılan alüminyum miktarının yıllara göre artışını ve alüminyum kullanılarak üretilen nihai ürün çeşitliliğini göstermektedir [7].

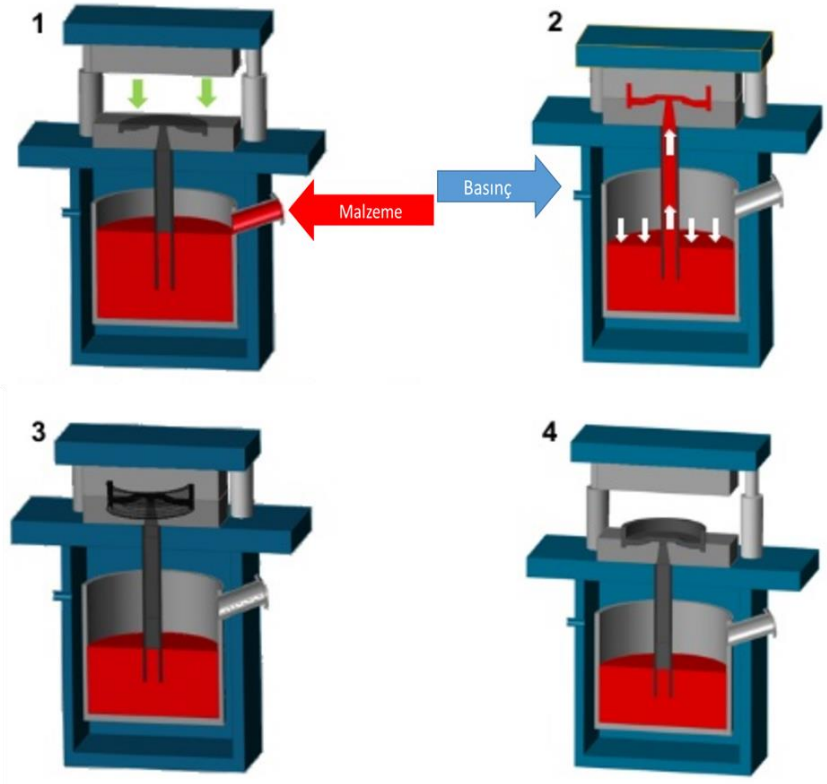


Şekil 1. Otomobil başına kullanılan alüminyum ağırlığının yıllara göre değişimi

Şekil 1'de de görüldüğü gibi 1990'lı yıllar itibari ile jant üretiminde alüminyum kullanımı başlanmıştır. Hammadde olarak alüminyum ve alaşımlarının kullanımı farklı üretim teknikleri ile gerçekleştirilmesine rağmen en çok kullanılan teknik alçak basınç döküm yöntemidir (ABDY) [8,9].

Şekil 2'de ABDY'de döküm yöntemi adım adım gösterilmektedir. İlk adımda tezgahın altında yer alan atmosfer kontrollü bekletme potası ergitilmiş sıvı alüminyum beslendiği ve üretilen parti boyunca belirlenen sıcaklıkta tutularak tezgaha alüminyum sağlamaktadır. İkinci adımda sıvı halde alüminyum dolu olan atmosfer kontrollü bekletme potasının içine basınç uygulanmaktadır. Uygulanan basıncın bir sonucu olarak riser tüp olarak adlandırılan dikey yolluk boyunca sıvı metal yer çekimine ters yönde hareket ederek kontrollü bir şekilde kalıbı

doldurmaktadır [10-12]. Üçüncü adımda kalıp içine doldurulan sıvı maden dolaylı olarak kalıp etrafında bulunan temassız soğutmalar ile soğutulur [13]. Son adımda kalıp üst maçası ve yan bloklar açılarak üretilen jant kalıptan çıkarılır.

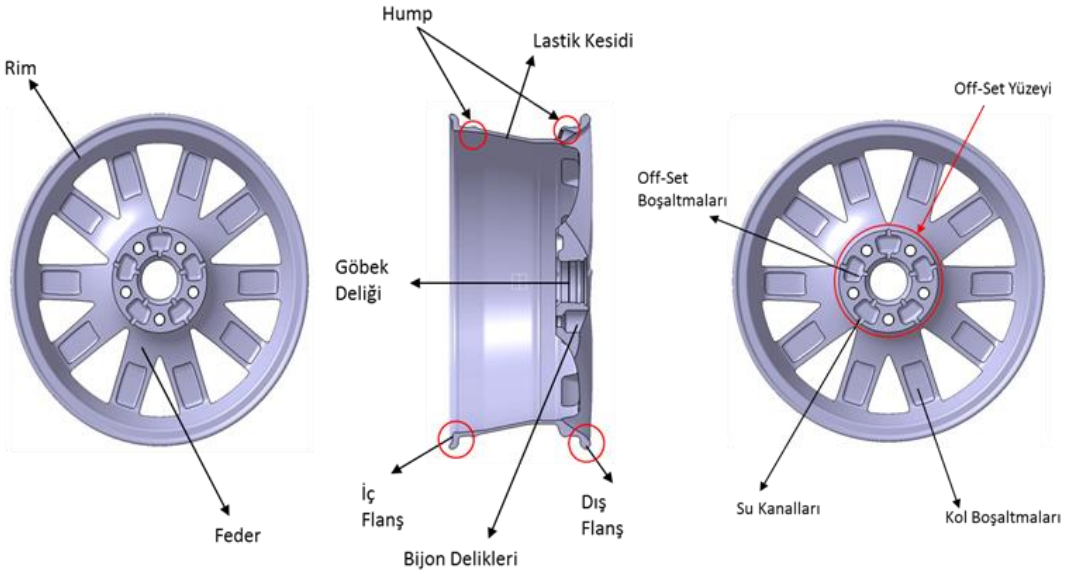


Şekil 2. Alçak basınç döküm yöntemi [14]

ABDY ile üretilen bürüt jantlar nihai ürüne dönüştürülmesi amacıyla izleyen süreçlerde ısıl işlem, talaşlı imalat ve boya uygulama adımlarından geçmektedirler. Talaşlı imalata gelen bürüt jantlar CNC tezgahlarında ilk talaş operasyonu için işlemeye alınmaktadır. Bu operasyonda jantın Şekil 3'de gösterilen jantın iç çapı, dış çapı, delik ve offset kenarları işlenmektedir. Bu operasyonun ardından son talaş işlemi diye adlandırılan kapak, stil damak ve ilk talaş operasyonundan kalan dış çap işlenerek bijon ve subap delikleri açılır ve üretilen jantın tesviye işlemleri yapılmaktadır. Talaşlı imalat işlemleri sonrası jantlar boya işlemi uygulanmak üzere boyahane bölümüne aktarılır ve burada belirlenen proses şartlarına göre boya uygulama işlemleri gerçekleştirilir.

Jantın ABDY'ne üretilmesi ile başlayan ve boyahane sonrasında tamamlanan üretim süreçleri içinde talaşlı imalat işlemleri oldukça büyük bir öneme sahiptir. Çünkü döküm kaynaklı jant göbeğinde olabilecek bir ölçü düşüklüğü veya yüksekliğinden tüm stil yüzeyinin

ölçüleri etkilenmektedir. Talaşlı imalat işlemi sırasında işleme makinalarına girilen ölçü değerleri ile jant yüzeyinin ölçülerinin uyumlu olmaması halinde yüzeyde yapılacak talaş alma işlemleri istenilen sonuçları vermeyecektir. Bu durumda üretilen jantlarda hatalar meydana gelecek ve üretime ait fire sayıları yükselecektir.



Şekil 3. Jant tanımları [7]

Tüm bu proses adımlarında nihai ürüne formunu veren talaşlı imalat adımı büyük bir öneme sahiptir. Son yıllarda jant tasarımlarında yaşanan tasarım değişiklikleri nedeniyle jantlarda çift renk oluşturulması amacıyla ortaya çıkan tampon baskı ve lazerle gravürleme işlemleri yüksek yatırım maliyetleri gerektirmektedir. Tampon baskı ve lazerle gravürleme gibi alternatif proseslere kıyasla konvansiyonel talaşlı imalat yönteminde geliştirilen yeni aparatlar ile istenilen nitelikte çift renkli jant üretimi mümkün hale getirilmiştir.

2. UYGULAMA

Günümüzde jantlar bir araçta güvenlik ekipmanı olmanın yanı sıra estetik özellik kazandırması amacıyla da dikkat çekmektedir. Özellikle binek araçlar piyasasında ince federli, çok renkli ya da kişiselleştirilmiş olarak (lazer veya tampon baskı uygulamaları gibi) oldukça geniş bir ürün çeşitliliği mevcuttur. Stil yüzeyindeki farklı geometriye sahip olan jantların talaşlı imalat işlemlerinin başarısı önceki üretim adımlarından gelen jant ölçülerinin doğru üretimine bağlı olmaktadır. Şekil 4 üretilen jant ölçülerinin belirlenen hedef değer

aralıklarında gelmemesi halinde ortaya çıkabilecek hatalara gösterilebilecek örneklerdir. Bu hatalar;

- ✓ ön yüzeyde kurtarmama (talaş alınamayan bölgeler kalması),
- ✓ aşırı talaş alınması,
- ✓ kapak derinlik hatası,
- ✓ pim delik havşalarının kaybolması,

şeklinde oluşmaktadır.



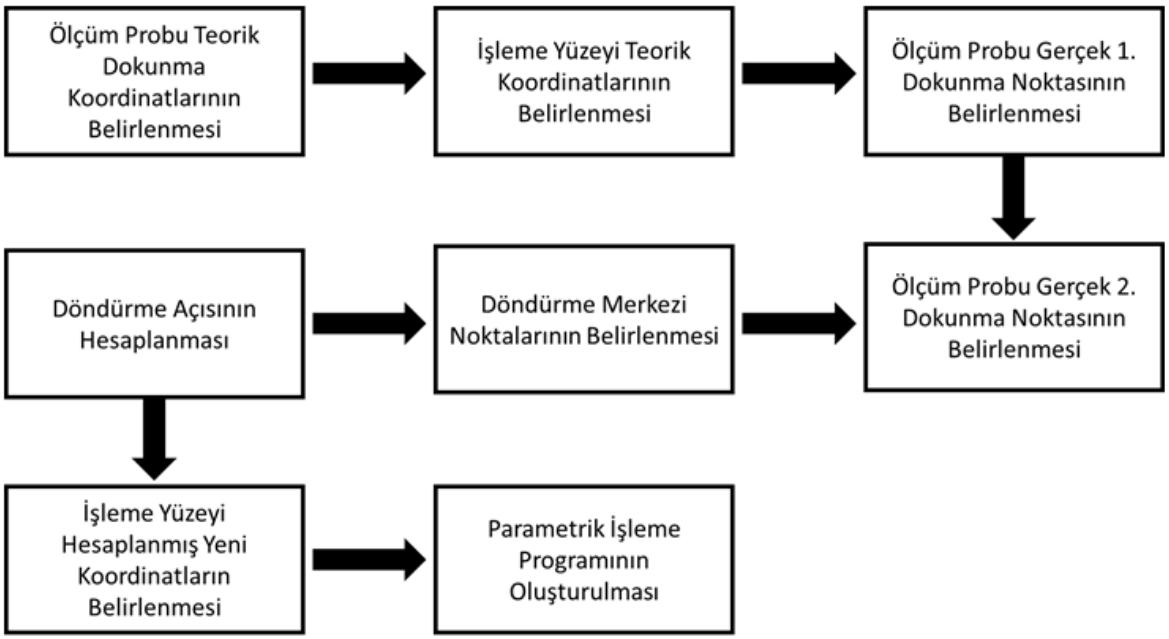
Şekil 4. Talaşlı imalat işleminde oluşabilecek hatalar

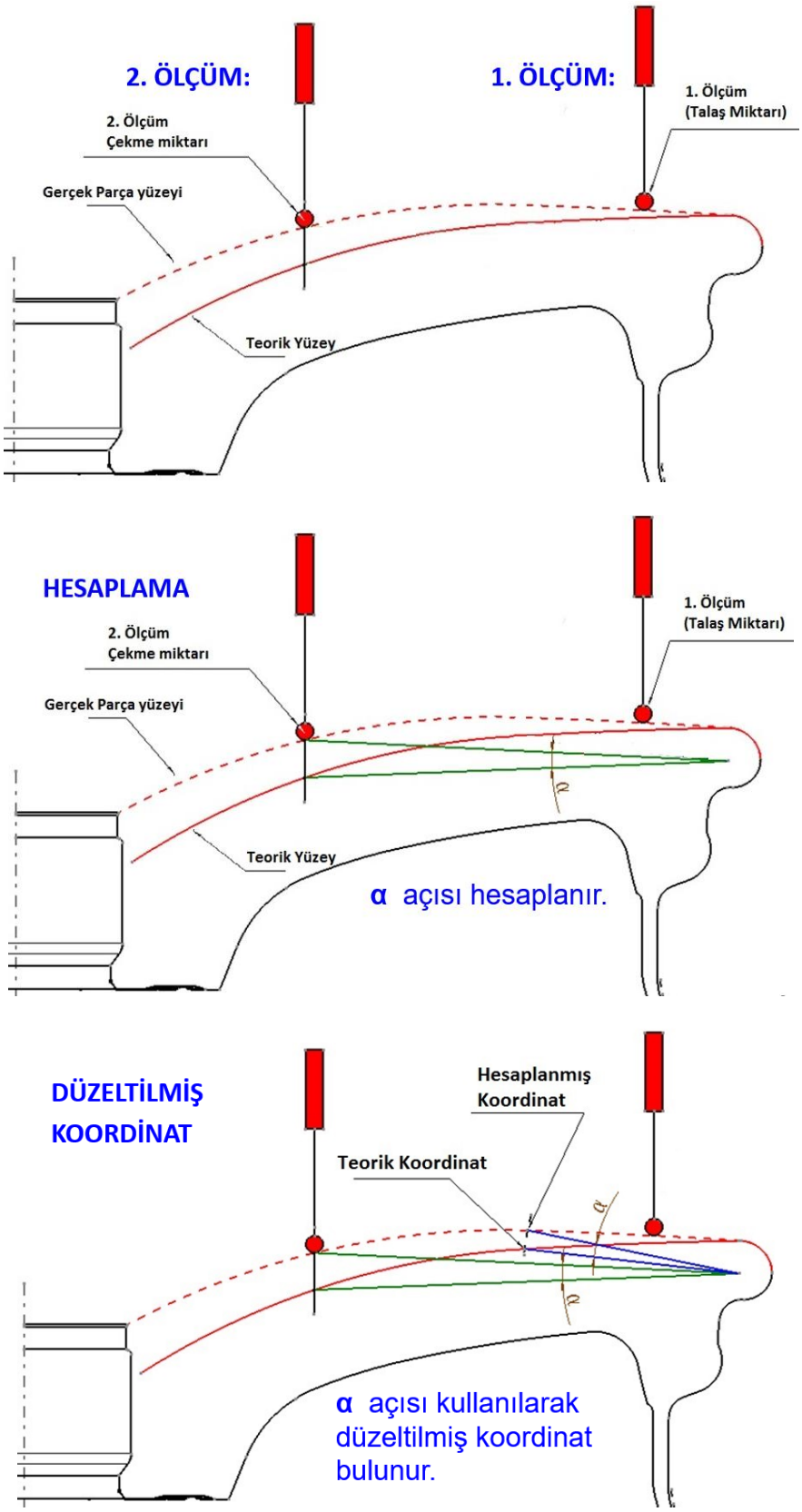
Gerçekleştirilen bu projede imalat yöntemleri nedeni ile oluşan ön yüzey deformasyonunu kompanze edecek yeni bir takım yolunun işlenen her bir iş parçasına (brüt jant) özgü otomatik olarak oluşturulabilmesini kapsamaktadır. Uygulama iki adımda gerçekleşmektedir. İlk olarak jantın ön yüzey profilinde meydana gelen değişkenlikler tezgah takım magazinine takılan ölçüm probu ile ölçülmektedir. Şekil 5 jant yüzeyinden alınan ölçümleri göstermektedir. Şekilde teorik yüzey olarak adlandırılan yüzey jantın CAD ortamında tasarlanmış yüzeyini ifade etmektedir. Yüzeyden belirlenen noktalardan alınan ölçümler ile jant yüzeyinde meydana gelen deformasyon durumu yani gerçek parça yüzeyinin konumu belirlenmektedir.



Şekil 5 - Deformasyon Ölçüm Noktaları

İkinci adımda ölçüm probundan alınan ölçüm sonuçları CNC program satırları içerisine yazılan değişkenlere atanmakta ve trigonometrik formüller sayesinde her bir iş parçasına özgü düzeltilmiş koordinatlar hesaplatılabilmektedir. Oluşturulan parametrik programlama mantığında gerçekleştirilen işlem adımları Şekil 6'daki gibi özetlenebilir.





Şekil 6 – Parametrik İşleme Programı Oluşturulması İşlem Adımları

3. DEĞERLENDİRME

Geliştirilen ve fikri mülkiyet hakları ile ilgili başvuru aşaması devam eden bu projenin avantajlar maddeler halinde şu şekilde özetlenebilir;

- ✓ Geleneksel olarak uygulanan jant işleme yönteminde, kesici takımın gitmesi gereken koordinatlar (takım yolu) programcı tarafından belirlenmekte ve her iş parçası için sabit olmaktadır. Gerçekleştirilen bu çalışma ile ölçüm probundan alınan ölçüm sonuçları, CNC program satırları içerisine yazılan # işareti ile başlayan değişkenlere atanmakta ve trigonometrik formüller kullanılarak her bir iş parçasına özgü düzeltilmiş koordinatlar hesaplatılabilmektedir,
- ✓ CNC programı standart programlama mantığı ile değil, işlenecek her yeni janta uygun ölçümlere dayanmaktadır,
- ✓ Talaşlı imalatta jant stil yüzeyinin deformasyonundan kaynaklı ön yüzey kurtarmama, aşırı talaş alma, ölçüsel ve görsel uygunsuzluklar gibi nedenler bertaraf edilmektedir.
- ✓ Talaşlı imalatta oluşan fire sayısı, fire oranları azalmaktadır,
- ✓ Talaşlı imalatta katma değer yaratmayan duruşlar ve zaman kayıpları azalmaktadır,
- ✓ Üretim verimliliğinde artış sağlanmaktadır.

KAYNAKÇA

1. Aybarç, U., Kara, A., Çubuklusu, H.E., Çe, Ö.B. (2017), “Sıcak İzostatik Preslemenin A356 Alaşımının Metalürjik ve Mekanik Özelliklerine Etkisi”, Journal of the Faculty of Engineeering and Architecture of Gazi University, Vol.32, No.4, pp 1327-1335.

2. Timelli, G., Camicia, G., Ferraro, S. (2014), “Effect of Grain Refinement and Cooling Rate on the Microstructure and Mechanical Properties of Secondary Al-Si-Cu Alloys”, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 23, No.2, pp 611-621.

3. Büyükuncu, M.G. (2010), “Ötektik Altı Al-Si Döküm Alaşımlarında Bileşimin Optimizasyonu İle Döküm Kabiliyeti ve Mekanik Özelliklerin İyileştirilmesi”, Doktora Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

4. Özcömert, M. (2006), “Otomotiv Endüstrisinde Alüminyum”, İstanbul Ticaret Odası.

5. Alan, S. (2008), “Alüminyum Raporu”, Orta Anadolu İhracatçı Birlikleri Genel Sekreterliği.

6. Çakırgöz, İ., Dağ, M., Çetin, M., Çağlar, M., Katı, Z., Çe, Ö.B., Aybarç, U. (2015), “Jant Üretim Prosesi Tornalama Aşamasında Oluşan Ayar Firelerinin Düşürülmesi”, 6. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu Bildiriler Kitabı, sf. 264-272.

7. Elibüyük, M., Demiraydın, B., Karakaşlı, A., Suruçlu, M., Çubuklusu, H.E., Çe, Ö.B., Aybarç, U., Kara, A. (2016), “Yüzey Takip Sistemli Boya Katmanı Tornalama Takımı Tasarımı”, 7. Uluslararası Talaşlı İmalat Sempozyumu, İstanbul.

8. Guofa, M., Xianggyu, L., Kuangfei, W., Hengzhi, F. (2009), "Numerical Simulation of Low Pressure Die-Casting Aluminum Wheel", China Foundry, Vol.6, No.1, pp.48-52.

9. Okçu, Y., Altuncu, E., Üstel, F., Çe, Ö.B., Kara, A. (2016), "Casting Simulation Study on Thermal Spray TBC Coated Die in Aluminum Wheel Low Pressure Die Casting", 18. Uluslararası Metalurji ve Malzeme Kongresi Bildiriler Kitabı, sf.1017-1020.

10. Pola, A., Roberti, R. (2009) "Study of the Effect of Process Parameters on the Production of a Non-Simmetric Low Pressure Die Casting Part", La Metallurgia Italiana.

11. Dışpınar, D., Akhtar, S., Nordmark, A., Syvertsen, T., Sabatino, M.D., Arnberg, L. (2011), "A356 Alaşımının Düşük Basınçlı ve Kokil Kalıba Dökümü Sırasında Porozite ve Mekanik Özellikler Arasındakı İlişki", 5. Ulusal Alüminyum Sempozyumu, 2011, İstanbul / Türkiye.

12. Zeytin, H.K., (2000), "Alüminyum Alaşımları Otomotiv Endüstrisinde Uygulamaları ve Geleceği", TMAM, OSD, Kocaeli, Türkiye.

13. Bonollo, F., Urban, J., Bonatto, B., Botter, M. (2006), "Gravity and Low Pressure Die Casting Of Aluminium Alloys: A Technical And Economical Benchmark", La Metallurgia Italiana, Volume 5, pp. 23-32.

14. Jangnau, L. (2016), Five Steps to Optimize Casting and Eliminate Defects, Desing World Webinar Series HD, https://www.slideshare.net/DesignWorldOnline/five-steps-to-optimize-casting-and-eliminate-defects

GH4169 SÜPERALAŞIMININ YÜKSEK HIZLI İŞLEMEDE TESTERE DİŞİ TALAŞ OLUŞUMUNUN SAYISAL SİMÜLASYONU

Mehmet AYDIN, *mehmet.aydin@bilecik.edu.tr* Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi, 11230, Bilecik, Türkiye

ÖZET

Bu çalışmada, GH4169 süper alaşımının testere dişi talaş oluşumu mekanizması simülasyonunu yapmak için iki boyutlu dik kesme sonlu elemanlar modeli kurulmuştur. Sonlu elemanlar yöntemi yazılımı ABAQUS/Explicit kullanılarak yüksek hızlı işleme süreci incelenmiştir. İlk olarak talaş morfolojisi ele alınmış ve daha sonra sırasıyla talaşta oluşan efektif plastik gerinim, gerilme dağılımı, sıcaklık alanı ve kesme kuvveti eğrisi analiz edilmiştir. Sonuçlar, GH4169 süper alaşımını yüksek hızlı işlemede testere dişi talaş oluşumu mekanizmasının adyabatik kaymaya dayalı olduğunu göstermiştir.

Anahtar Kelimeler: Sonlu elemanlar yöntemi, GH4169 süper alaşımı, yüksek hızlı işleme, testere dişi talaş

NUMERICAL SIMULATION OF SERRATED CHIP FORMATION IN HIGH SPEED MACHINING OF SUPERALLOY GH4169

In this paper, two-dimensional orthogonal cutting finite element model was constructed to simulate the serrated chip formation mechanism of superalloy GH4169. The high speed machining process was studied using the finite element method software ABAQUS/Explicit. The chip morphology was firstly considered, and then the effective plastic strain, the stress distribution, the temperature field in the chip and the cutting force curve were analyzed. The results showed that the serrated chip formation mechanism was based on the adiabatic shearing in high speed machining of superalloy GH4169.

Keywords: Finite element method, GH4169 superalloy, high speed machining, serrated chip

1. GİRİŞ

Talaşlı imalat, iş parçası ve kesici takımın etkileşiminden kaynaklanan karmaşık dinamik bir süreçtir. Son zamanlarda oldukça yüksek kesme hızı ve daha düşük ilerlemenin kullanıldığı yüksek hızlı işleme teknolojisi olarak adlandırılan verimli bir işleme yöntemi geliştirilmiştir. Geleneksel işleme yöntemleri ile karşılaştırıldığında, yüksek hızlı işleme belirgin bir şekilde kesme kuvvetlerini düşürebilir, malzemelerin kesme özelliklerini iyileştirebilir ve verimliliği artırabilir [Kong ve diğerleri, 2011]. Ayrıca, yüksek hızlı işleme gerinim sertleşmesi, hıza bağımlı sertleşme ve ısıl yumuşama gibi birçok parametre ile ilgilidir [Bäker, 2006]. Bu sebeplerden dolayı, yüksek hızlı işleme teknolojisi araştırmacılar için gittikçe daha cazip hale gelmektedir.

Nikel esaslı süper alaşımlar, mükemmel derecede yüksek sıcaklıklara dayanım özelliklerine sahip olmalarından dolayı havacılık endüstrisinde yaygın olarak kullanılmaktadır. GH4169 alaşımının akma dayanımı, nikel esaslı süper alaşımlar arasında en yüksek değerdedir. Bu özellik, yüksek hızlı işleme sırasında testere dişlerinin oluşmasına neden olur. Yüksek hızlı işleme sırasında testere dişi talaşların oluşması nedeniyle meydana gelen periyodik titreşim, kesme kuvvetinin ve sıcaklığın dalgalanmasına sebep olur, takım ömrünü önemli derecede etkiler ve parçaların yüzey kalitesini düşürür. Süper alaşımların işlenmesi sırasında oluşan testere dişi talaşların şekli de kesme hızıyla değişir. Düşük kesme hızı aralığında nispeten büyük talaş kalınlığı kullanıldığında her bir dişte büyük miktarda deformasyon oluşur ve süreksiz (kesik) talaş elde edilir. Yüksek kesme hızında, dişte daha az deformasyon meydana gelir ve gerinim esasen bağlantı köklerinde yoğunlaşır. Bu tip talaş adyabatik (testere dişi) talaş olarak adlandırılır [Kong ve diğerleri, 2011].

Titanyum alaşımlarının kesme simülasyonu, yüksek hızlı işleme sırasında testere dişi talaşın oluşum mekanizmasını incelemek için yoğun bir şekilde çalışılmış genellikle Johnson-Cook malzeme modeli ve kırılma kriteri uygulanmıştır [Zhang ve diğerleri, 2011, Chen ve diğerleri, 2011, Zhang ve diğerleri, 2013, Ye ve diğerleri, 2014, Wang ve Liu, 2014]. Bununla birlikte, zayıf işlenebilirlik özelliğine sahip GH4169 süper alaşımının yüksek hızlı işleme süreci hakkında literatürde çok sınırlı bilgi bulunmaktadır. Kong ve arkadaşları GH4169 alaşımının yüksek hızlı işlemesi sırasında testere dişi talaş oluşumu üzerinde kesme parametrelerinin etkilerini incelemişlerdir. Parçanın gerilme, gerinim ve sıcaklık alanını analiz etmek için Johnson-Cook malzeme modelini ve kırılma kriterini seçmişlerdir [Kong ve diğerleri, 2011]. Yongjuan ve arkadaşları sonlu elemanlar yöntemini kullanarak GH4169 alaşımının testere dişi talaş oluşumunu modellemişlerdir. Kesme kuvveti ve sıcaklığı üzerinde kesme hızı, ilerleme ve talaş derinliğinin etkisini analiz etmişlerdir [Yongjuan ve diğerleri, 2012]. Liu ve arkadaşları sonlu elemanlar yöntemi ile yüksek hızlı kesme işlemini incelemişlerdir [Liu ve

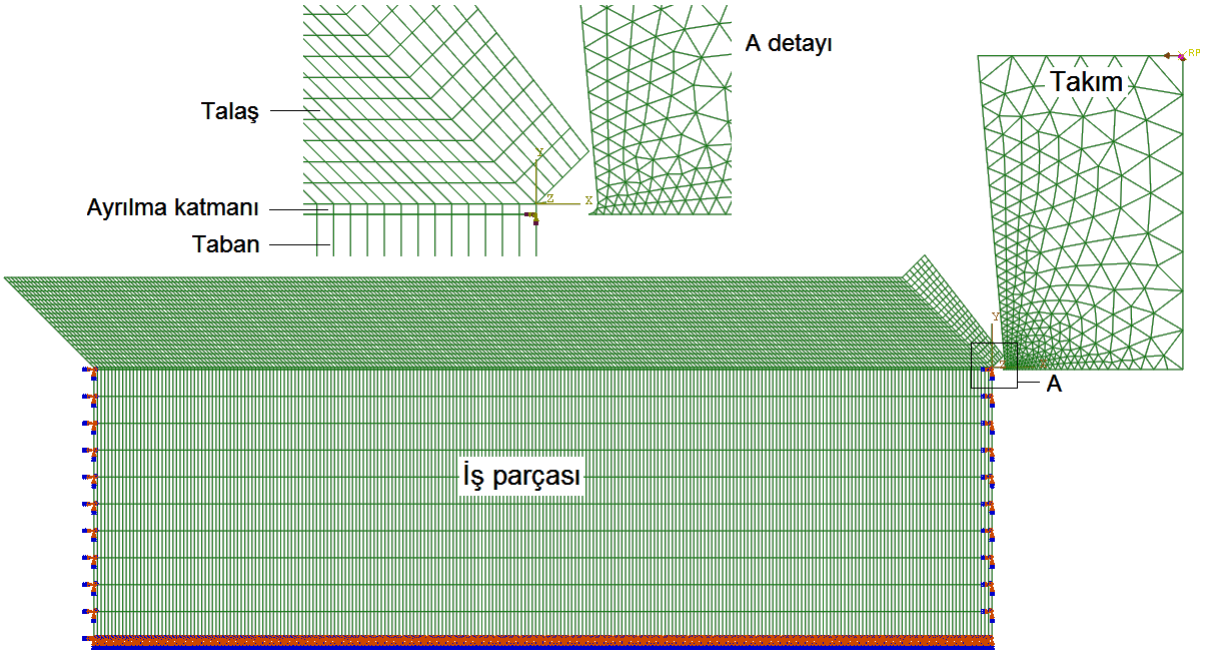
diğerleri, 2014]. Testere dişi talaş oluşumunu açıklamak için adyabatik kayma teorisinin kullanılmasının daha uygun olduğunu belirlemişlerdir.

Bu çalışmada, ABAQUS/Explicit sonlu elemanlar yöntemi yazılımına dayanılarak, nikel esaslı GH4169 süper alaşımının iki boyutlu dik kesme modeli kurulmuş ve yüksek hızlı işleme sırasında testere dişi talaş oluşumu mekanizmasının analizi gerçekleştirilmiştir.

2. TALAŞ OLUŞUMUN SONLU ELEMANLAR MODELİ

2.1. Dik Kesme Sonlu Elemanlar Modeli

Metal kesme sırasında deformasyon bölgelerinde meydana gelen mekanizmaları incelemek için genellikle dik kesme modeli kullanılır [Aydın, 2016, Aydın ve Köklü, 2017]. Şekil 1 GH4169 süper alaşımını yüksek hızlı işleme için iki boyutlu sonlu elemanlar modelini göstermektedir. Kesici takımın rijit bir malzemeden yapıldığı varsayılmıştır. İş parçası elastik-plastik bir malzemedir ve ısıl-mekanik analiz için CPE4RT eleman tipi kullanılarak modellenmiştir. Talaş kaldırma sırasında, iş parçası sabitleniş ve kesici takım şekilde gösterildiği gibi bağıl olarak hareket ettirilmiştir. Takımın boşluk açısı (α) 0° ve sabittir. Talaş açıları (γ) -5°, 0°, 5° ve 10° olarak seçilmiştir. Simülasyonlar, 2400 m/dak kesme hızı (V), 0.2 mm/dev ilerleme (f) ve 2 mm talaş derinliğinde (a_p) gerçekleştirilmiştir.



Şekil 1. GH4169 süper alaşımının dik kesme sonlu elemanlar modeli

2.2. Malzeme Modeli

GH4169, süper alaşımlar içinde en yüksek mukavemete sahip alaşımdır. Ergime sıcaklığı 1260 ila 1320°C arasındadır. Sıcaklık GH4169'un mekanik özelliklerini etkileyebilir [Kong ve diğerleri, 2011]. Bu nedenlerden dolayı zayıf işlenebilirliğe sahip, kesilmesi zor bir malzemedir. Yüksek hızlı işleme esnasında, iş parçası genellikle yüksek sıcaklıklarda şiddetli gerinim ve şekil değiştirme hızı altında elastik-plastik deformasyona maruz kalır. Bu nedenle, malzeme davranışını tanımlamak için izotropik sertleşmeye sahip malzeme modeli seçilmiştir [Fan ve diğerleri, 2016]. Bu model, sıcaklık değişimine göre iş parçası malzemesinin termo-elasto-plastik davranışını ve akma gerilmesi ile plastik gerinim arasındaki ilişkiyi tanımlayabilir. Tablo 1 farklı sıcaklıklarda GH4169'un akma dayanımını ve plastik gerinim değerlerini göstermektedir. Simülasyon için gerekli diğer malzeme özellikleri de Tablo 2'de sunulmuştur.

Tablo 1. GH4169'un akma gerilmesi ve plastik gerinim değerleri [Fan ve diğerleri, 2016]

	Akma gerilmesi (MPa)	Plastik gerinim	Sıcaklık (°C)
1	989	0	20
2	1119	0.042	20
3	1190	0.092	20
4	1236.4	0.142	20
5	1282.7	0.192	20
6	1298	0.272	20
7	896	0	400
8	989	0.042	400
9	1051	0.092	400
10	1112.7	0.142	400
11	1128.2	0.192	400
12	1174.5	0.242	400
13	1190	0.292	400
14	803.6	0	550
15	927.3	0.042	550
16	989	0.092	550
17	1004.5	0.142	550
18	1020	0.192	550
19	1035	0.242	550
20	772.7	0	700
21	881	0.042	700
22	942.7	0.092	700
23	989	0.142	700
24	1020	0.212	700
25	432.7	0	850
26	541	0.046	850
27	587.3	0.096	850
28	649	0.146	850
29	680	0.196	850
30	695	0.246	850

Tablo 2. İş parçası ve kesici takım malzemesi için fiziksel özellikler [Liu ve diğerleri, 2014]

Özellikler	İş parçası	Kesici takım
Malzeme	GH4169	Karbür
Yoğunluk (Kg/m^3)	8250	15000
Poisson oranı	0.3	0.2
Elastikiyet modülü (GPa)	220	800
Özgül ısı (J/Kg K)	203	20000
Isıl iletkenlik (W/m K)	12.47 (20 °C) 12.73 (120 °C) 13.04 (220 °C) 13.53 (320 °C) 13.97 (420 °C) 14.47 (520 °C) 15.05 (620 °C)	46
Isıl genleşme (/K)	1.23E-5 (20 /°C) 1.26E-05 (250 /°C) 1.37E-05 (500 /°C)	4.7E-6

2.3. Takım ve Talaş Arasındaki Temas Sürtünmesi

Takım ve talaş arasındaki ara yüz temas yüzeyi, yapışma bölgesi ve kayma bölgesi olmak üzere iki farklı bölgeye ayrılabilir [Özel ve Zeren, 2007] ve Coulomb sürtünme temas modeli ile ifade edilir:

$$\tau = \min(\mu\sigma_n, \tau_c) \quad (1)$$

burada τ temas yüzeyindeki kayma gerilmesi, μ sürtünme katsayısı ve σ_n normal gerilme ve τ_c iş parçası malzemesinin kritik akma dayanımıdır. Bu çalışmada, [Bäker ve diğerleri, 2002] ve [Calamaz ve diğerleri, 2008] referanslarına dayanarak takım-talaş ara yüzündeki sürtünme katsayısı sıfır alınmıştır.

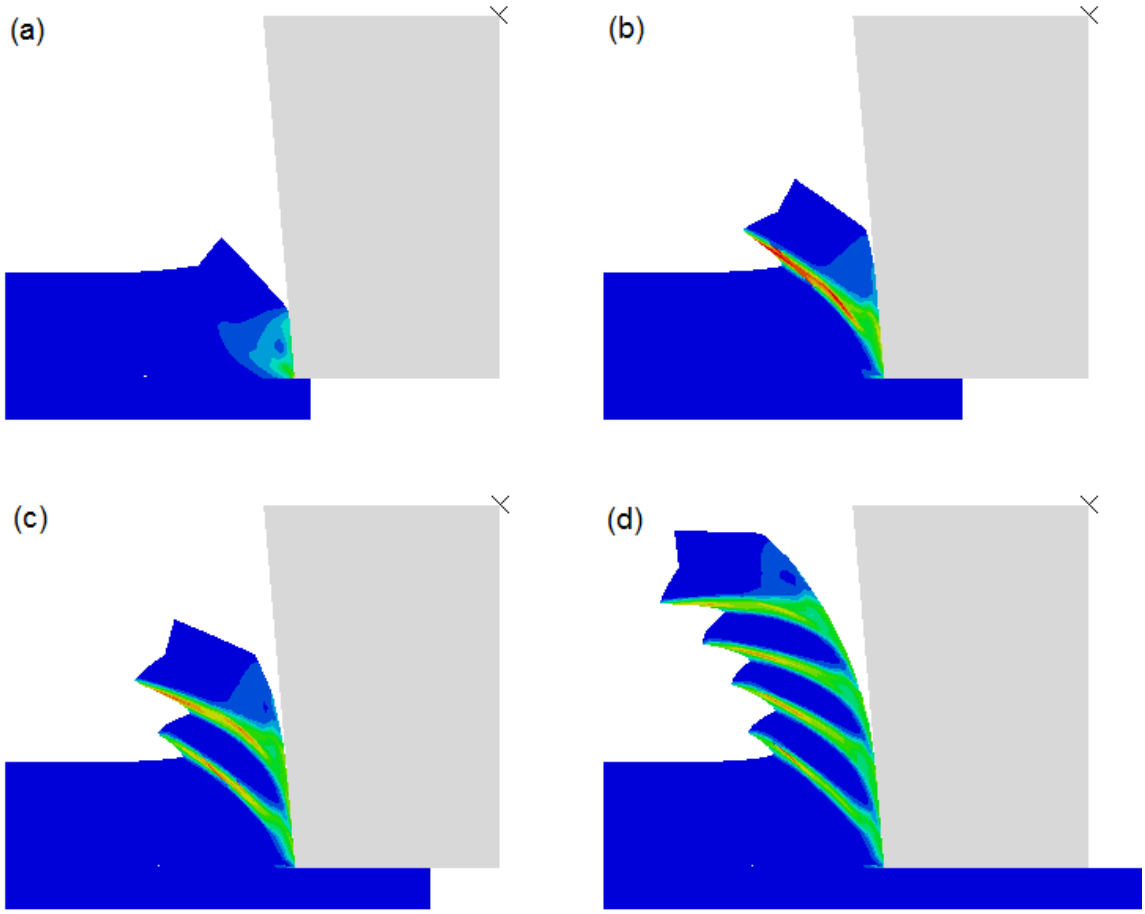
2.4. Talaş Ayrılma Kriteri

Talaş ayrılması mikro düzeyde meydana gelen fiziksel süreçleri kapsayan karmaşık bir olaydır. Bu çalışmada, yüksek gerinim hızı altındaki deformasyon için uygun kayma hasar kriteri talaş ayrılmasını modellemek için kullanılmıştır

3. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

3.1. Talaş Oluşumunun Analizi

Şekil 2 zamana (t) göre testere dişi talaşın oluşum sürecini göstermektedir. Kesme işlemi, takımın işlenecek parçaya temas etmesiyle başlatılmış ve takımın ilerlemesiyle birlikte testere dişler sürekli olarak oluşturulmuştur. Görüldüğü gibi, dişlerin şekli düzenli ve periyodik olarak değişmiştir. Komşu testere dişleri arasındaki deformasyon bölgesinde adyabatik kayma bantları ortaya çıkmıştır ve kayma açıları hemen hemen aynıdır. Genel olarak adyabatik kayma bandının malzemenin termoplastik kararsızlığından kaynaklandığı kabul edilir [Kong ve diğerleri, 2011]. Kayma bantları önemli derecede çarpıtılmış, ağ ızgaraları ciddi biçimde deforme olmuş ve benzer açılarda takımın ilerleme yönüne doğru eğilmişlerdir. Talaşın üst yüzeyi girintili hale getirilmiş, takımla temas eden taraf hala pürüzsüzdür. Diğer bir deyişle, GH4169 süper alaşımın yüksek hızlı işlemesi sırasında meydana gelen plastik deformasyon talaşın makaslama kayma yüzeyi üzerindeki gerilmeyi arttırmıştır.

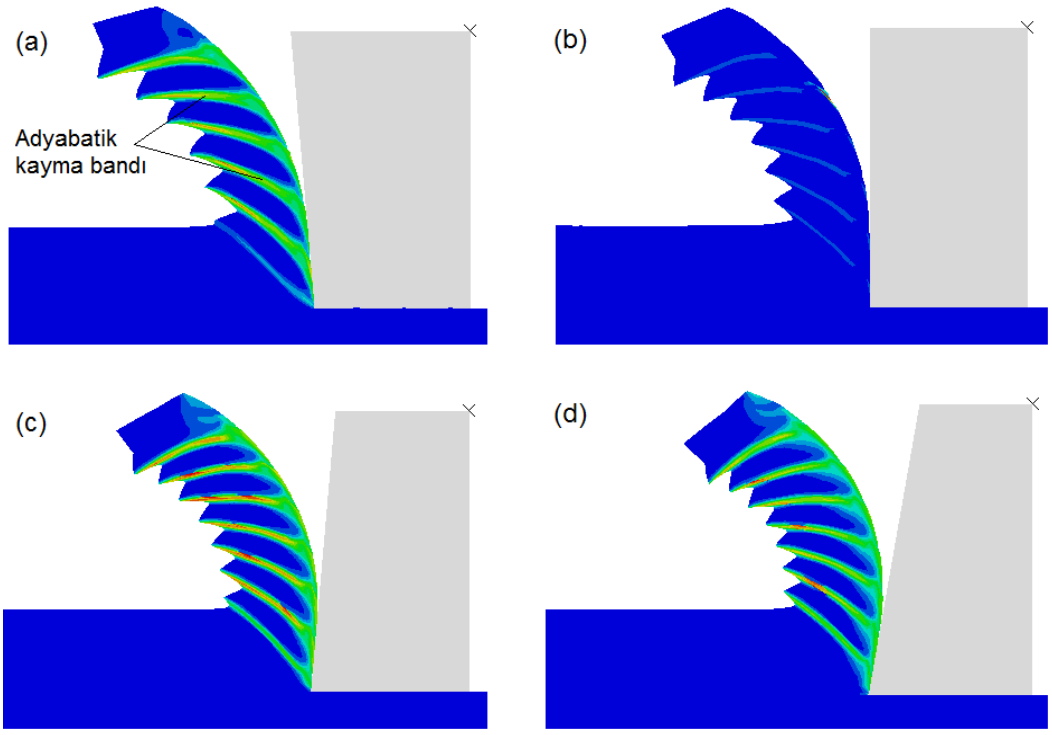


Şekil 2. Yüksek hızlı işleme sırasında GH4169 süper alaşımının testere dişi talaş oluşumu simülasyonu (V=2400 m/dak, γ=-5°): (a) t=2.5×10^{-6} s, (b) t=5.5×10^{-6} s, (c) t=8.25×10^{-6} s, (d) t=1.425×10^{-5} s

Testere dişlerin oluşumu sırasında talaş kökünde termal yumuşatılmış bir bölge meydana getiren takımın ucunda büyük bir deformasyon meydana gelir. Yumuşatılmış bölgenin oluşması yük taşıyan alanı azalmaktadır ve plastik kararsızlığa sebep olmaktadır. Talaş içindeki malzemenin farklı akışkanlığı da dış yüzey üzerinde bir gerilme stresine yol açar ve dolayısıyla malzemenin kararsızlığı ve plastik kaymaların yoğunluğu daha da artar. Bu faktörler testere dişi talaş oluşumu mekanizmasını oluşturmaktadır [Kong ve diğerleri, 2011].

3.2. Talaş Oluşumu Üzerinde Talaş Açısının Etkisi

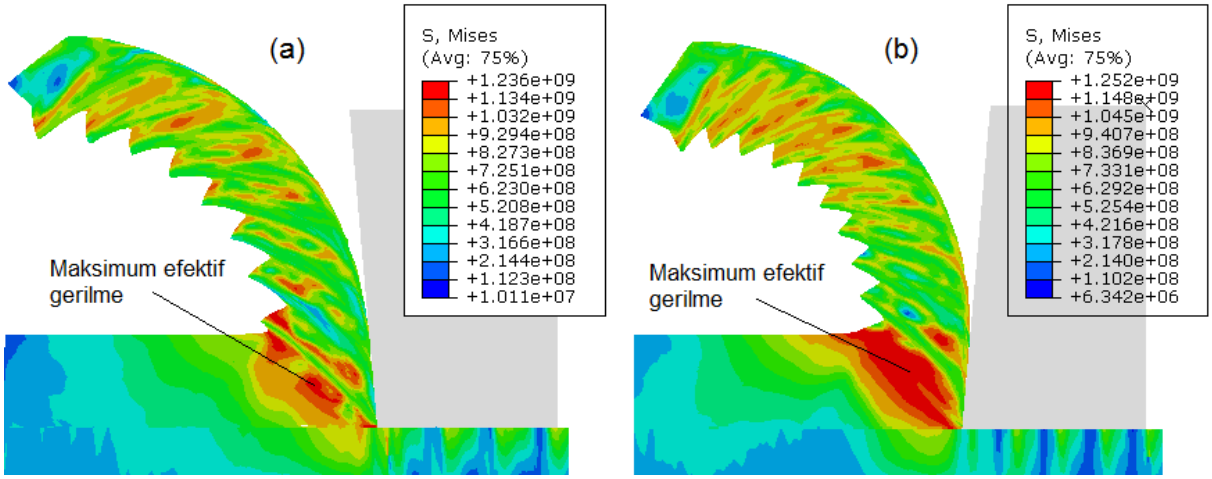
Şekil 3 farklı talaş açılarının testere dişi talaş oluşumu üzerindeki etkisinin simülasyon sonuçlarını göstermektedir. Şekilde görüldüğü gibi, incelenen tüm talaş açılarında keskin ve sürekli testere dişi talaşlar oluşturulmuştur. γ=-5° talaş açısında daha geniş adyabatik kayma bantları görülmüştür. γ=0° talaş açısında adyabatik kayma bantları neredeyse kaybolmuştur. γ=5° ve γ=10° talaş açılarında bir testere dişinin alanı azalmış ve hemen hemen aynı genişlikte adyabatik kayma bantları elde edilmiştir. Ayrıca, talaş açısı γ=5°'den γ=10°'ye değiştirildiğinde bant içerisindeki gerinim eğimi hafifçe artmıştır. Sonuç olarak, γ=-5° talaş açısının hem ana deformasyon bölgelerinin hem de takım ve iş parçası arasındaki arayüz bölgesinin bozulmasını azaltabileceği sonucu çıkarılabilir.



Şekil 3. Farklı talaş açılarında oluşturulan testere dişi talaşlar (t=1.85×10^{-5} s): (a) γ=–5°, (b) γ=0°, (c) γ=5°, (d) γ=10°

3.3. İş parçasındaki Efektif Gerilme Dağılımı

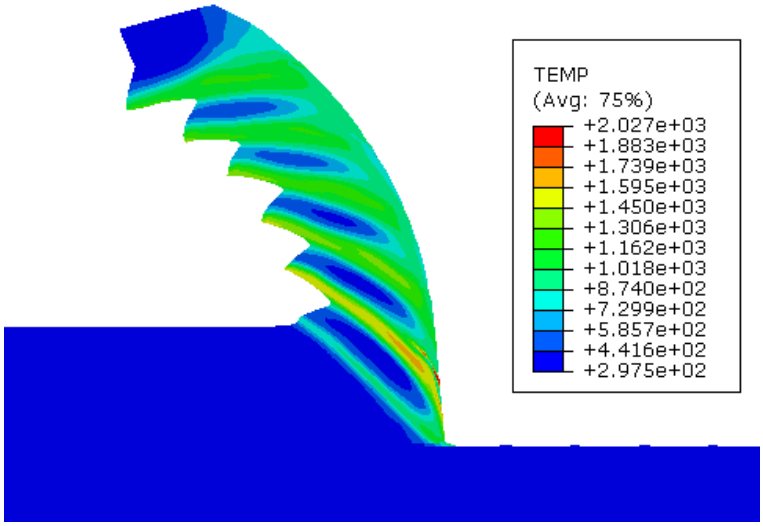
Şekil 4 γ=-5° ve γ=5° talaş açısına sahip takımlarla kesme sırasında iş parçasında oluşan efektif gerilme dağılımını göstermektedir. Şekilde görüldüğü gibi, maksimum efektif gerilme takımın önündeki birincil kayma bölgesinde oluşmuştur. Yapışma bölgesinde, diğer bölgelerden daha yüksek gerilme meydana geldiği sonucu çıkarılabilir. Genel olarak malzemenin termoplastik kararsızlığından dolayı, kayma bölgesinde daha düşük gerilme oluşur.



Şekil 4. Efektif gerilme dağılımı (t=2.5×10^{-5} s): (a) γ=-5°, (b) γ=5°

3.4. İş Parçasındaki Sıcaklık Dağılımı

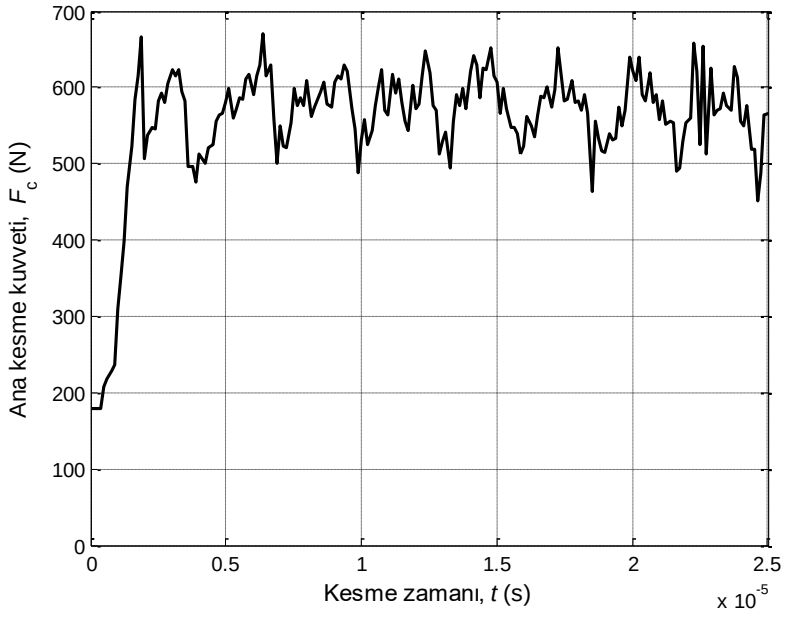
Şekil 5 talaş kaldırma işlemi kararlı hale geldiğinde iş parçasında oluşan sıcaklık dağılımını göstermektedir. Adyabatik kayma bantlarının varlığı, sıcaklık dağılımı ile de doğrulanmıştır. Plastik deformasyonun meydana geldiği ve deformasyon enerjisinin büyük bir ısı miktarına dönüştüğü kayma bölgesinde daha yüksek sıcaklıklar görülmüştür. Başka bir deyişle, birincil deformasyon bölgesi ve adyabatik kayma bantları yüksek sıcaklık bölgelerini göstermektedir. Takım talaş yüzeyinin önündeki bölgede de takım ve talaş arasındaki sürtünme ve şiddetli deformasyon nedeniyle yüksek sıcaklık oluşmuştur. Talaş ve takım arasındaki ara yüzde oluşan yüksek sıcaklık, adyabatik kayma bandını hafifçe büken yapışma etkisini meydana getirmektedir. Diğer taraftan, adyabatik kayma bantları arasındaki bölgelerde sıcaklık artışı sadece ısı geçişine bağlı ve zamanda kısa olduğu için daha düşüktür. Bu nedenle, bu bölgeler daha düşük bir hasar gerinimine sahiptir ve gevrek kırılmaya eğilimlidir.



Şekil 5. Sıcaklık dağılımı: (t=2.5×10^{-5} s, γ=-5°)

3.5. Kesme Kuvvetinin Analizi

Testere dişi talaş oluşumu sırasında, birincil deformasyon bölgesinde yoğun kayma deformasyonu başladığında, bu bölgede termoplastik kararsızlık ortaya çıkar ve yük taşıma kapasitesi ciddi şekilde zayıflar. Bu nedenle, kesme kuvveti azalır. Takımın hareket etmesiyle, yeni talaş oluşumu gerçekleşir ve kesme kuvveti kademeli olarak yükselir. Şekil 6 γ=-5° talaş açısında GH4169 süper alaşımının yüksek hızlı işlenmesi sırasında elde edilen ana kesme kuvveti (F_c) eğrisinin değişimini göstermektedir. Şekilden görülebileceği gibi, talaş oluşumu esnasında kesme kuvvetinde oldukça belirgin bir dalgalanma meydana gelmiş ve periyodik bir değişim ortaya çıkmıştır.



Şekil 8. Ana kesme kuvveti eğrisi (γ=-5°)

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, GH4169 süper alaşımını yüksek hızlı işleme sırasında oluşan testere dişi talaş oluşumunun dik kesme sonlu elemanlar modeli ile simülasyonu gerçekleştirilmiştir. Testere dişi talaş oluşumu gerilme, sıcaklık ve kesme kuvveti açısından incelenmiştir. Yapılan çalışmalar neticesinde elde edilen simülasyon sonuçları aşağıda özetlenmiştir:

i. Talaş açısının talaş oluşumu üzerindeki etkisinin analizi sonucunda, tüm talaş açılarında keskin ve sürekli testere dişi talaşlar elde edildiği görülmüştür. Testere dişin boyutunun ve adyabatik kayma bandının talaş açısına yüksek derecede bağlı olduğu bulunmuştur. γ=-5° talaş açısında geniş adyabatik kayma bantları oluşması nedeniyle ana deformasyon bölgelerinin ve takım ile iş parçası arasındaki ara yüz bölgesinin hasara uğramasının azaltılabileceği çıkarılabilir.

ii. Efektif gerilme dağılımı ele alındığında, yapışma bölgesinde, kayma bölgesinden daha yüksek gerilme oluştuğu belirlenmiştir.

iii. Adyabatik kayma bantlarında yüksek sıcaklıklar ortaya çıkmasına karşın, kayma bantları arasında gevrek kırılmaya sebep olabilecek oldukça düşük sıcaklıklar görülmüştür.

iv. Testere dişi talaş oluşumu sırasında kesme kuvvetinin dalgalanması oldukça belirgin ve periyodik bir değişim ortaya çıkmıştır.

KAYNAKLAR

1. **Kong, X., Li, B., Jin, Z., Geng, W. (2011),** "Broaching Performance of Superalloy GH4169 Based on FEM", J. Mater. Sci. Technol., Vol.27 No.12, pp 1178-1184.
2. **Bäker, M. (2006),** "Finite Element Simulation of High-speed Cutting Forces", J. Mater. Process. Technol., Vol.176, pp 117-126.
3. **Zhang, Y.C., Mabrouki, T., Nelias, D., Gong, Y.D. (2011),** "Chip Formation in Orthogonal Cutting Considering Interface Limiting Shear Stress and Damage Evolution Based on Fracture Energy Approach", Finite Elem. Anal. Des., Vol.47, pp 850–863.
4. **Chen, G., Ren, C., Yang, X., Jin, X., Guo, T. (2011),** "Finite Element Simulation of High-speed Machining of Titanium Alloy (Ti–6Al–4V) Based on Ductile Failure Model", Int. J. Adv. Manuf. Technol., Vol.56, pp 1027–1038.
5. **Zhang, Y., Umbrello, D., Mabrouki, T., Rizzuti, S., Nelias, D., Gong, Y. (2013),** "On Different FE-based Models to Simulate Cutting Operation of Titanium Alloy (Ti-6Al-4V)", MECHANIKA, Vol.19, No.3, pp 349-357.

6. **Ye, G.G., Chen, Y., Xue, S.F., Dai, L.H. (2014),** "Critical Cutting Speed for Onset of Serrated Chip Flow in High Speed Machining", Int. J. Mach. Tools Manuf., Vol.86, pp 18–33.

7. **Wang, B., Liu, Z. (2014),** Investigations on the Chip Formation Mechanism and Shear Localization Sensitivity of High-speed Machining Ti6Al4V, Int. J. Adv. Manuf. Technol. Vol.75, pp 1065–1076.

8. **Yongjuan, Z., Yutian, P., Meixia, H. (2012),** "Numerical Simulation of Chip Formation in Metal Cutting Process", Telkomnika, Vol.10, No.3, pp 486-492.

9. **Liu, Z., Wang, M., Wan, L. (2014),** "Finite Element Simulation of Serrated Chip Formation in High Speed Cutting", IJRES, Vol.2 No.8, pp 57-62.

10. **Aydın, M. (2016),** "Dik Kesme İşleminde Kalıcı Gerilmelerin Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Modellenmesi", P.D., Vol.19, No.3, pp 297-304.

11. **Aydın, M., Köklü, U. (2017),** "Identification and Modeling of Cutting Forces in Ball-end Milling Based on Two Different Finite Element Models with Arbitrary Lagrangian Eulerian Technique, Int. J. Adv. Manuf. Technol., Vol.92, pp 1465–1480.

12. **Fan, X., Wu, X., Wang J., Kang, W. (2016),** "Numerical Simulation and Experiment in High-Speed Cutting Superalloy GH4169". BUAA, Vol.42, No.7, pp 1344-1351.

13. **Özel, T., Zeren, E. (2007),** "Finite Element Modeling the Influence of Edge Roundness on the Stress and Temperature Fields Induced by High-Speed Machining", Int. J. Adv. Manuf. Technol., Vol. 35, pp 255–267.

14. **Bäker, M., Rosler, J., Siemers, C. (2002),** "A Finite Element Model of High Speed Metal Cutting with Adiabatic Shearing", Comput. Struct., Vol. 80, pp 495–513.

15. **Calamaz, M., Coupard, D., Girot, F. (2008),** "A New Material Model for 2D Numerical Simulation of Serrated Chip Formation When Machining Titanium Alloy Ti-6Al-4V", Int. J. Mach. Tools Manuf., 2008, Vol.48, pp 275–88.

CFRP/AL İSTİFLİ YAPININ GELENEKSEL MATKAPLARLA DELİNEBİLİRLİĞİ

Erman AYDIN, ermanaydin@*artvin.edu.tr* Artvin Çoruh Üniversitesi, 08000, Artvin

Muammer NALBANT, *nalbant@gazi.edu.tr* Gazi Üniversitesi, 06500, Ankara

ÖZET

Bu çalışmada, CFRP/Al7075 istifli yapının farklı matkap kaplama türleri ve farklı delme yöntemleri ile işlenmesinde kaplama türleri ve delme yöntemlerinin karşılaştırılması amaçlanmıştır. Bu bağlamda kuru kesme şartlarında 50m/dk sabit kesme hızı ve 0.05mm/dev sabit ilerleme değerinde, üç farklı kaplama türü (TiAlN kaplamalı karbür, elmas kaplamalı karbür, kaplamasız karbür) ve üç farklı delme metodu (doğrudan delme, talaş boşaltarak delme, gagalama) kullanılmıştır. Kaplama türüne ve delme metotlarına göre takımlar karşılaştırılmıştır. Özellikle CFRP delik girişlerinde oluşan kusurlar, kuvvet değerleri, takımlardaki aşınmalar ve talaş yapıları incelenmiştir. Sonuç olarak CFRP/Al7075 istifli yapının kaplamasız karbür takım ile doğrudan delme yönteminde daha iyi sonuçlar verdiği gözlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Karbon Fiber, CFRP/Al istifli delme, delaminasyon

MACHINABILITY OF CFRP/AL STACKED MATERIAL WITH CONVENTIONAL DRILLS

ABSTRACT

In this study, it is aimed to determine the most suitable coating type and drilling method when CFRP/Al7075 stacked is processed with different types of drilling and different drilling methods. The stacked material was processed without using a cutting fluid at a cutting speed of 50m/min and feed rate of 0.05mm/rev. Three different coatings (TiAlN and diamond coated wolfram carbide (WC) and uncoated WC) and three different drilling methods (direct, evacuation and pecking) was used. The sets were compared in terms of the coating types and drilling methods. Especially delaminations at the CFRP hole entry, tool wear, formation chip formation and cutting forces were observed. In conclusion, it was found that the direct

drilling with uncoated carbide tools gave better results in stacked drilling of CFRP/Al7075 in comparison to those obtained with other tools and using other methods.

Keywords: CFRP, CFRP-Al stacked drilling, Delamination

1. GİRİŞ

Günümüzde sanayinin sürekli ilerlemesi malzeme alanında ilerlemeyi de mecbur kılmıştır. Geleneksel malzemelerin eksik/yetersiz kaldığı alanlarda; özellikle havacılık ve uzay endüstrisinde, kompozit malzemeler gittikçe daha fazla kullanılmaktadır. Bu malzemeler genel itibariyle fiber yapıdan oluşan malzemelerdir. Fiber kompozitlerin havacılık alanında kullanımı Wright kardeşlerin 1903 senesindeki ilk uçuşundan günümüze süregelen bir gelişme içerisindedir. Fiber kompozitlerden özellikle karbon fiber, askeri ve sivil havacılık alanında, uydu parçalarında, uzay endüstrisinde ve daha birçok hava aracının yapısal elemanlarında kullanılmaktadır. Bu malzeme farklı şekillerde kalıplanarak istenen yapılar yüksek mukavemet, düşük ağırlık, uzun yorulma ömrü ve gelişmiş korozyon dayanımına sahip olacak şekilde üretilebilmektedir. Havacılık alanında daha çok öne çıkan karbon fiber takviyeli polimer kompozit (CFRP) malzemeler havacılık endüstrisinde uçak gövde elemanlarındaki çelik ve alüminyum gibi geleneksel malzemelerin yerine ağırlık/dayanım/ömür/hafiflik gibi değişkenlerde yüksek verimlilikle kullanılmaktadır. Kompozit malzemelerin çeliğin yerini almasıyla %60-80 ve alüminyumun yerini almasıyla ise %20-50 oranında ağırlıktan kazanım mümkün olmuştur [1,2,3]. Bunun yanında CFRP malzemeler tek başlarına kullanıldıkları gibi daha üstün gereksinimlere ihtiyaç duyulan alanlarda Al ya da Ti gibi metal malzemeler ile de istifli yapıda kullanılmaktadırlar. Bu yapının havacılık elemanlarında kullanılabilmesi için montaj işlemlerini gerçekleştirmede çok sayıda deliğe ihtiyaç duyulmaktadır. Farklı malzemelerden oluşan bu katmanlı yapının delinmesi, geleneksel delik delme süreçleri ve kesme parametrelerinin yeniden düzenlenmesi gerekliliğini ortaya çıkarmaktadır. Aksi takdirde CFRP malzemelerin delinmesi esnasında yaşanan delaminasyon (katman kalkması), fiberlerin yırtılması, pul pul dökülme ve alüminyumun talaş tahliyesi sürecinde sıvanması, CFRP malzemenin delik yüzeylerini bozması ve kesici takımın CFRP'nin aşırı aşındırıcı yapısından dolayı kısa sürede aşınması şeklinde sorunlar ortaya çıkarmaktadır. Bu sorunlardan biri olan delaminasyon, tabakalı kompozitin kalınlığı yönde takviye eksikliği nedeniyle meydana gelen kırılma formlarından biridir. Ayrıca delaminasyon, darbe etkisi ya da üretim hatasından da meydana gelebilmekte ve yapının basınç yük taşıma kapasitesinde önemli bir azalmaya neden olmaktadır [4]. Bu gibi sorunlar işlenmiş parçaların servis ömürlerini, güvenirlilikleri ve kalitelerini düşürmekte,

ayrıca havacılık ve uzay sanayi gibi ileri teknoloji gereksinimi duyan alanlarda maliyetleri de yükseltmektedir [5,6].

Kompozit malzemelerdeki kat edilen ilerleme oranı kesici takım gelişimine de paralel olarak ilerlemektedir. Çok kristalli elmas (PCD) kesici takımlar CFRP delme işlemlerinde yoğun olarak tercih edilmektedir. Kompozitler keskin bir kesici uç ile işlenmesi gerekmektedir. Kesici kenarın aşırı aşınması halinde lifler kesilmeyip kopacak, bu da tabakaların ayrılmasına neden olacaktır [7-8]. Bu sebeple doğru kesme verilerinin kullanılması da çok önemlidir. Özellikle de doğru ilerleme değerinin belirlenebilmesi ile parçanın ezilme yerine kesilmesini mümkün kılınarak, liflerin kopmasının ve tabakaların ayrılmasının önüne geçilecektir [9].

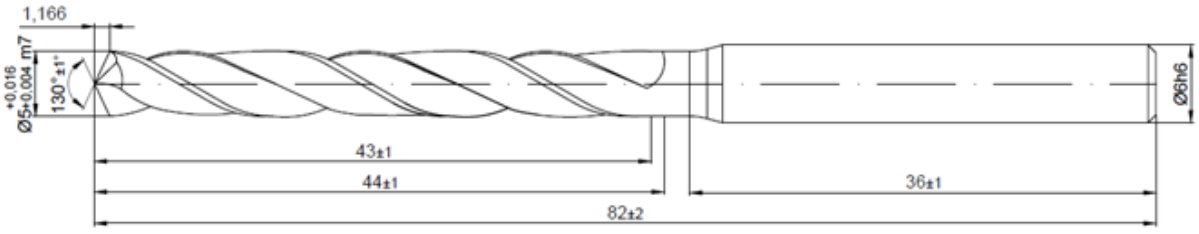
Kim ve Ramulu grafit/titanyum istifli yapının delik kalitesi ve işleme maliyeti açısından optimizasyonu üzerine gerçekleştirdikleri çalışmalarında HSS-Co ve Karbür matkaplar kullanmışlardır. Malzeme yüzey dokusu, delik çapı, silindiriklik gibi özelliklerdeki değişimleri incelemiş, optimum süreç koşullarının düşük ilerleme ve düşük hızlarda karbür takımlarda oluştuğunu görmüşlerdir [10]. Zitoune ve diğerleri CFRP/Al istifli yapıda çift konili matkap ile kesme kuvvetleri ve işleme kalitesi üzerine çalışmışlardır. 2020dev/dk ve 0.1 mm/dev değerlerinde arzu edilen biçimde kırılmış alüminyum talaşları gözlemlemiş, ayrıca çift konili matkap ile yapılan delme işlemi neticesinde geleneksel matkaba oranla daha düşük itme kuvveti meydana geldiğini belirtmişlerdir [11]. Oluşan kuvvetlerin yanı sıra kompozit malzemelerden talaş kaldırma esnasındaki talaş kaldırma mekanizmaları kuvvetli bir şekilde kompozit malzemenin fiberlerinin serim açılarına ve kesme yönüne göre değişiklik de göstermektedir. Örneğin 0°, +45°, 90°, -45° gibi açı değerlerinde farklı talaş kaldırma mekanizmaları meydana gelmektedir. Bunun yanında işleme koşulları kesme kuvveti, itme kuvveti, kesme yönü, takım ilerleme miktarı, takım geometrisi (talaş açısı, boşluk açısı) gibi diğer değişkenlere de bağlı olmaktadır [12, 13]. Eneyew ve diğerleri tek yönlü karbon fiber malzemeyi, 6,35mm çapında çok kristalli elmas takımla (PCD) 1500, 3000, 4500 ve 6000dev/dk'da 64, 128, 192, 256 ve 320µm/dev ilerleme değerlerinde işlemiş, yüzey hasarları ve delik kalitelerini taramalı elektron mikroskop (SEM) yöntemi ile de incelemişlerdir. Fiberlerin kopmasının fiber yönelimlerine ve kesme açılarına bağlı olduğunu, itme kuvvetinin kesme hızından çok ilerleme miktarından etkilendiğini, itme kuvvetinin artan ilerleme miktarı ile arttığını ve kesme hızındaki artışla da bir miktar azaldığını belirtmişlerdir. 4500-6000 dev/dk ve 64µm/dev ilerleme gibi daha yüksek devir miktarı ile daha düşük ilerleme değerinde daha iyi delik yüzey kalitesi elde etmişlerdir [14]. Mayuet ve diğerleri kaplamasız WC+Co takımlar kullanarak CFRP'de delik giriş ve çıkış noktalarının hasarlarını incelemişlerdir. Kesme hızı ve ilerleme oranının delik giriş ve çıkış noktalarındaki aşınmalara ve kusurlara oransal olarak etki ettiğini gözlemlemişlerdir. Ancak ilerleme artışının hasarlar üzerindeki etkisinin kesme hızı artışından daha çok etkili olduğunu belirtmişlerdir [15]. Karpat

ve diğerleri endüstriyel şartlardaki CFRP delinmesi esnasındaki matkap geometrisinin performansını incelemişlerdir. Kuvvetler arsındaki etkileşim ve tork değerlerini matkap açılarının ve kenar uzunluklarının bir fonksiyonu olarak sunmuşlardır. Dokuma CFRP malzemenin işlenmesi esnasında elmas kaplamalı takımda meydana gelen elmas kaplama kırılmaları ile kuvvet değerlerinin artış gösterdiğini belirlemişlerdir. Ayrıca gerçekleştirilen delme deneyleri neticesinde delik çap toleransının delaminasyondan daha kritik olduğu gözlemlemişlerdir. Bunun sebebi olarak da uygun çap toleransı olmayan bir delikte sıfır delaminasyon olsa dahi, üretim amacına uygun olarak kullanılamayacağını göstermişlerdir [16]. CFRP günümüzde kullanım şartlarına göre özellikle havacılıkta çoğunlukla delme işlemine tabi tutulmaktadır. CFRP aşındırıcı yapısı sebebiyle kesici takım malzemelerinin kısa sürede aşınmasına sebep olmaktadır. Bu durum göz önünde bulundurularak farklı kesici takımlar ile sürekli delme deneyleri gerçekleştirilerek optimum değerler elde edilmeye çalışılmaktadır. Abrao ve diğerleri polimer kompozitlerin delinmesi esnasında genellikle yüksek hız çeliği (HSS) ve tungsten karbür (WC) matkapların kullanıldığını, kesme hızı değerinin 20 ile 60m/dk arasında, ilerleme değerinin de sıklıkla 0.3mm/dev değerinden düşük olduğunu belirtmişlerdir [17]. Davim ve Reis de CFRP üzerine yaptıkları delme çalışmalarında HSS ve Karbür matkaplar kullanmış, kesme hızı ve ilerlemenin delaminasyon üzerine etkisini araştırmışlardır. Helisel kanallı karbür matkabın HSS takıma göre daha iyi performans sergilediğini saptamışlardır [18]. Yine benzer şekilde Zitoune ve diğerleri 4.25mm kalınlığında CFRP ve 3mm kalınlığında Al-2024 den oluşturdukları istifli yapı üzerindeki yaptıkları delme deneylerinde karbür matkap kullanmışlardır. Nano kaplamalı ve nano kaplamalı olmayan şeklinde iki farklı karbür matkap ile yaptıkları deneysel çalışmalar neticesinde nano kaplamalı matkapta daha az yüzey pürüzlülüğü elde etmişlerdir [19].

2. DENEYSEL ÇALIŞMA

2.1. Delme Takımları

Çalışmada Şekil 1.'de de belirtildiği üzere 5mm çapında kaplamasız tugsten karbür (WC) matkap, TiAlN kaplamalı karbür matkap ve elmas (DİA) kaplamalı karbür matkap olmak üzere 3 farklı matkap seçilmiştir. Belirtilen matkapların uç açısı 130° ve helis açısı 30° olmak üzere toplam 9 adet takım ile çalışma yapılmıştır.



Şekil 1: 130° uç açılı matkap

Tablo 1'de matkap özellikleri gösterilmiştir.

Tablo 1: Matkap özellikleri

Matkap Çapı	Matkap Malzeme Cinsi	Uç açısı	Helis Açısı	Kaplama
5 mm	Karbür	130°	30°	Kaplamasız
				TiAlN
				PCD

2.2. İş Parçası

Kompozit malzemelerin havacılık alanında kullanım sürekli artmaktadır. Bu malzemelerin kullanımı ile Boeing 787 ve A350'nin üretiminde ağırlık kazanımının yaklaşık %50 ye kadar çıkmasını sağlanmıştır [20]. Bunun yanında CFRP yalnız başına kullanıldığı gibi aynı zamanda CFRP/Ti, CFRP/Al ya da CFRP/Ti/Al gibi farklı istifli yapılarda da kullanılmaktadır. Çoğu araştırmacı çalışmalarını artık sadece CFRP üzerine değil istifli yapılar üzerine (Al/CFRP/Ti) yöneltmektedir [21].

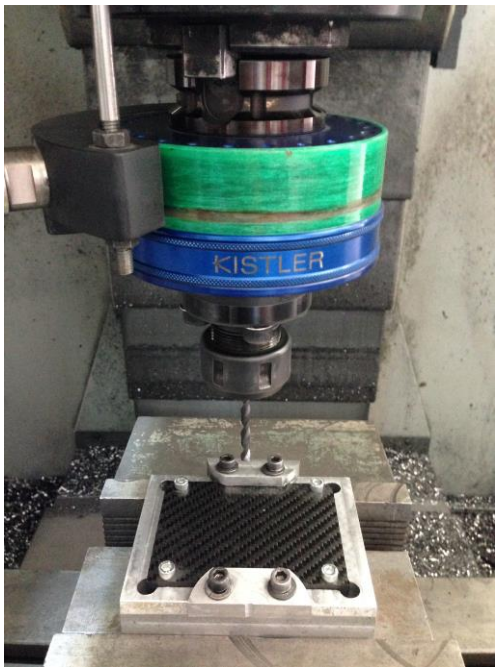
Bu çalışmada da 245 gr/m2 2x2 3K twill karbon fiber ile Huntsman XU3508 reçine sistemi (sertleştirilmiş epoksi reçine, sıvı beyaz renkte) kullanılarak (reçine emdirilmiş) imal edilen prepregler kullanılmıştır. Prepreg malzeme 0° ve 45° fiber açıları ile cam bir yüzeye simetrik olarak serilmiş; vakum torbalama yöntemi ile plakalar imal edilmiştir. Plakalar 120°C de 4 saat kürlenmiştir. Yeterli miktarda prepreg üretiminden sonra prepreg malzeme istenilen ölçülere kesilmiştir. 10 mm plaka için 40 kat takviye malzemesi kullanılmıştır. Twill dokuma tipinde karbon lifler 0° ve 90° yönünde örgü oluşturdukları için serim açısı olarak sadece 0° ve 45° lik açılar kullanılmıştır. Tamamlanan plakalar 100x75mm ölçülerinde su jeti ile kesilmiştir.

İstifli yapının diğer bir malzemesini de Al-7075 oluşturmuştur. Havacılık alanında yoğun olarak kullanılan Al-7075'e ait kimyasal özellikler Tablo 2'de verilmiştir.

Table 2: Al 7075 Kimyasal Yapısı

Fe	Si	Cu	Mn	Mg	Zn	Cr	Zi+Ti	Diğer	Al
,5	,5	1,2-2,0	0,3	2,1-2,9	5,1-6,1	0,18-0,28	0,25	0,15	Kalan

Al 7075 10mm kalınlığında 100x75mm ölçülerine getirilmiş, CFRP malzeme ile 4 köşesinden Şekil 2'de gösterildiği biçimde sabitlenerek, istifli yapının içine yerleştirilebileceği önceden hazırlanmış bağlama kalıbına tutturularak CNC dik işleme merkezine bağlanmıştır.



Şekil 2: CFRP/Al 7075 istifli yapı

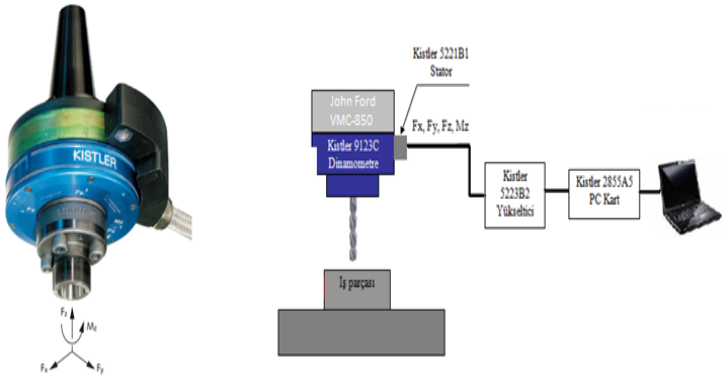
2.3. Takım Tezgâhı ve Deney Düzeneği

Deneylerde Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Mühendisliği Bölümünde bulunan Johnford VMC–850 marka CNC dik işleme merkezi kullanılmıştır. Tezgâhın özellikleri Tablo 3'de verilmiştir.

Tablo 3: Johnford VMC–850

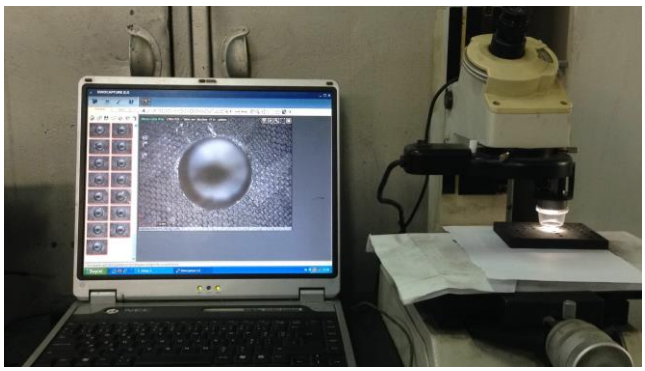
Tezgâhın Gücü	5.5-7.5 KW
En Yüksek Devir Sayısı	8000 rpm/min
Sırayla x, y, z ekseni	800, 500, 610 mm
Ölçü Hassasiyeti	0,001 mm
İşletim Sistemi	Fanuc

Deliklerin delinmesi esnasında CFRP malzemede oluşan delaminasyon, fiber kopması-ayrılması, parçalanma gibi sorunlar işleme esnasında kesici takım tarafından uygulanan itme kuvveti ve tork değerlerinin delme üzerindeki etkilerinden kaynaklanmaktadır. Bu sebepten dolayı delme esnasında kesme kuvvetlerinin belirlenmesi için Şekil 3'de belirtilen üç kesme kuvveti bileşenini ve torku (Fx, Fy, Fz, Mz) aynı anda ölçme kapasitesine sahip, KISTLER 9123C tipi dinamometre ve Kistler 5223B2 amplifier (yükseltici) kullanılmıştır.



Şekil 3: Dinamometre ve test düzeneği [22]

Delik yüzeylerinde meydana gelen kusurlar ve çapsal değişimler de Şekil 4'de belirtilen Dinolite dijital mikroskop görüntüleme sistemi ile saptanmıştır.



Şekil 4: Dijital görüntüleme düzeneği

Delik yüzeyleri, talaş formları ve matkap yüzeyleri 50x den 100x e kadar farklı yakınlaştırma oranlarında görüntülenerek incelenmiştir.

2.4. Kesme Parametreleri

CFRP malzemenin işlenmesi geleneksel malzemelere göre farklılık göstermektedir. Yapısı gereği farklı fiber açıları, katman kalınlığı veya üretim yöntemi değişikliği aynı takımla bile farklı sonuçlar farklı delik kaliteleri vermektedir. Seçilecek kesme parametreleri (kesme hızı, ilerleme) iyi tayin edilmelidir. Davim ve Reis sadece CFRP üzerine gerçekleştirdikleri çalışmada 5mm çapında HSS ve Karbür matkap kullanmış ve sırasıyla 16-24-32 m/dk kesme hızı, 0,04-0,08-0,15mm/dev ilerleme değeri kullanmışlardır [18]. Brinksmeier ve Janssen CFRP/Al/Ti istifli yapı üzerinde 16 mm çapında matkap ile CFRP/Al için 10,20 m/dk kesme hızı 0,15mm/dev ilerleme değerini kullanmışlardır [21]. Bu çalışmada literatür araştırmaları neticesinde en uygun değerler olarak belirlenen veriler Tablo 4'de belirtildiği üzere kesme hızı değeri 50m/dk, ilerleme değeri ise 0,05mm/dev değerinde sabit tutulmuştur.

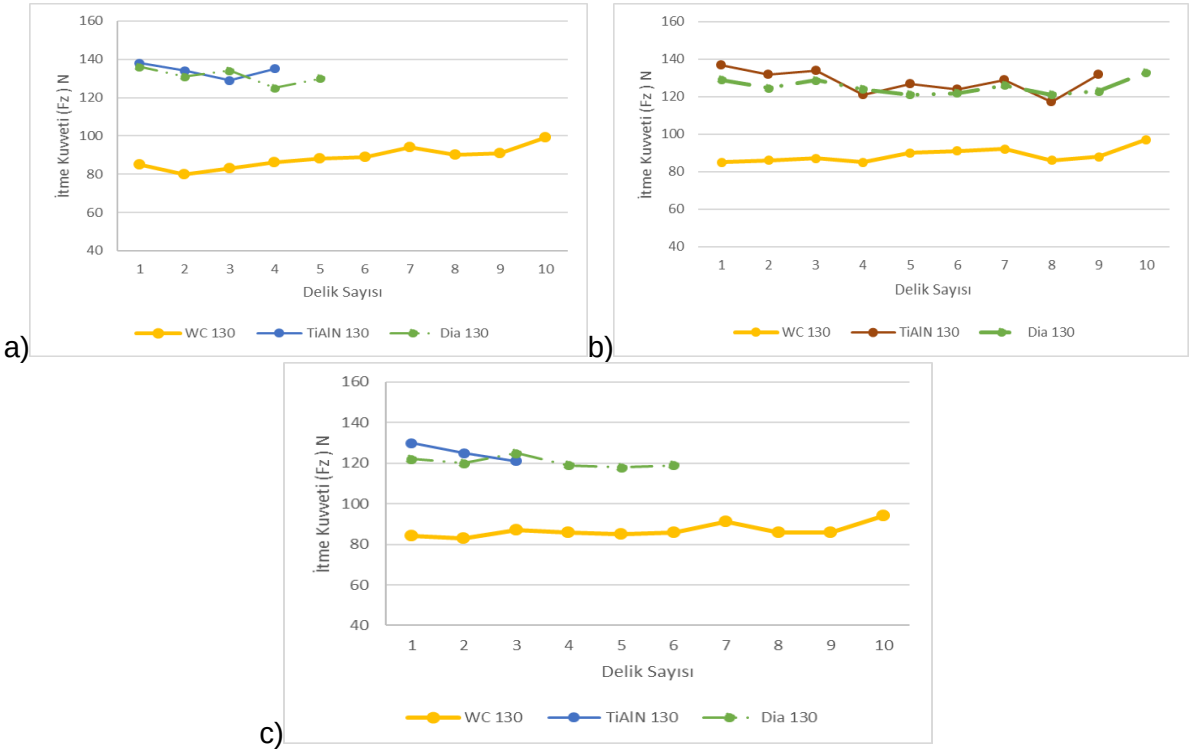
Tablo 4.Kesme parametreleri

Matkap Çapı mm	f mm/dev	f mm/dk	V m/dk	Devir dev/dk
5	0,05	159	50	3 184

3. SONUÇ ve TARTIŞMA

3.1. Kesme Kuvvetleri, Takım Aşınması, Delik Yüzey Kaliteleri, Talaş Yapısı

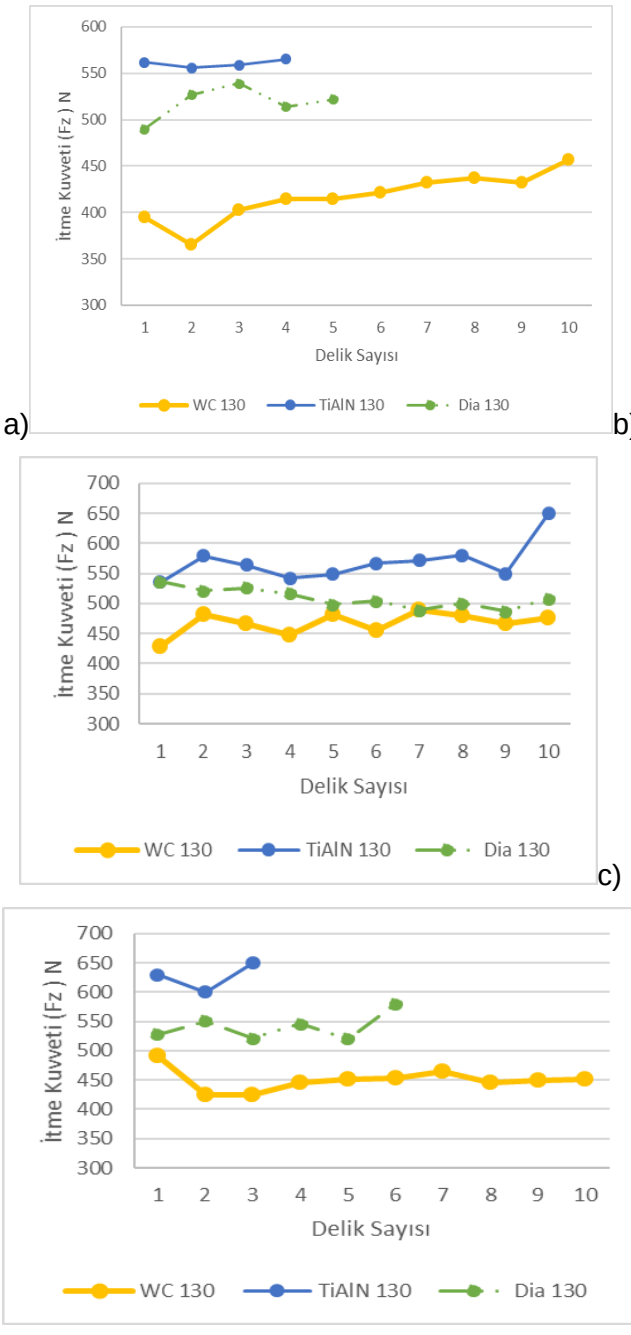
Kesme kuvvetleri; delik yüzey kaliteleri ve takım aşınmaları gibi çoğu kusurun oluşumunda doğrudan ilişkili bir faktörlerdir. Kuvvet değişimlerine göre delik kaliteleri yorumlanabilmektedir. Şekil 5'te CFRP malzemede sırasıyla kaplamasız karbür, TiAlN kaplamalı karbür ve elmas kaplamalı karbür matkaplar kullanılarak doğrudan delme, talaş boşaltarak delme ve gagalama yöntemiyle yapılan delme işlemlerinde oluşan itme kuvveti değerleri görülmektedir. Kaplamasız karbür matkaplar haricindeki takımlar 10'ar delik üzerinden yapılan deneysel çalışmayı verimli bir şekilde sonuçlandıramamıştır.



Şekil 5: Fz kuvvetleri CFRP a)Doğrudan b)talaş boşaltarak c)gagalama

Kaplamasız karbür takım kullanılarak gerçekleştirilen her üç delme yönteminde de daha düşük itme kuvveti değeri elde edilmiştir. Şekil 6'da Al7075 malzemede elde edilen itme kuvveti değerleri belirtilmiştir. Al7075 malzeme de incelendiğinde kaplamasız karbür matkap

ile her üç yöntemde de gerçekleştirilen delme işleminde daha düşük itme kuvveti elde edildiği ve ayrıca tüm deliklerin de delinebildiği görülmüştür. En düşük itme kuvveti değeri doğrudan delme yönteminde elde edilirken, en yüksek değerler TiAlN kaplamalı takımda hem gagalama hem de talaş boşaltma yöntemlerinde görülmüştür.

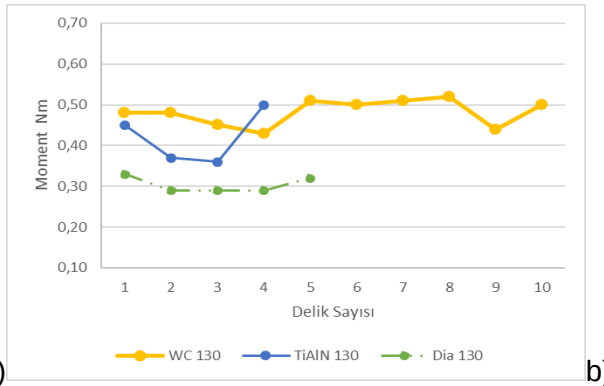


Şekil 6: Fz kuvvetleri Al7075 a)Doğrudan b)talaş boşaltarak c)gagalama

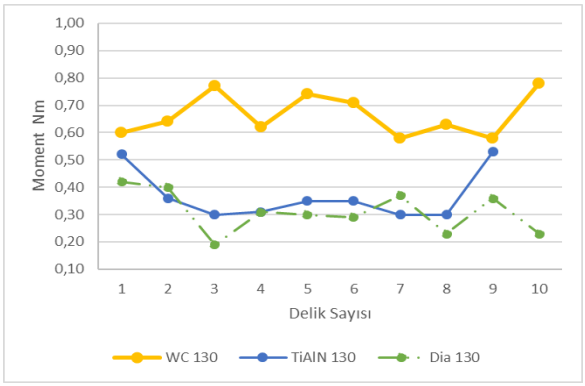
Şekil 7'de CFRP malzemede oluşan moment değerleri belirtilmiştir. Şekil incelendiğinde en düşük moment değeri Elmas kaplamlı takımda talaş boşaltarak delme işleminde görülmüştür. En yüksek moment değeri ise kaplamasız karbür talaş boşaltarak delme işleminde 0,80Nm

civarında ölçülmüştür. Bu durum lifli yapının kaplamalı takımlarla daha kolay kesilebildiğini göstermektedir.

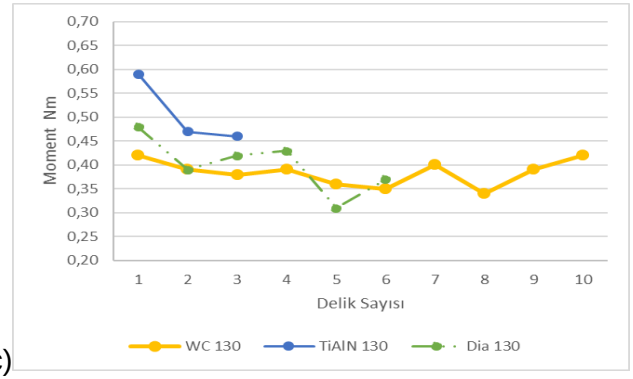
a)



b)



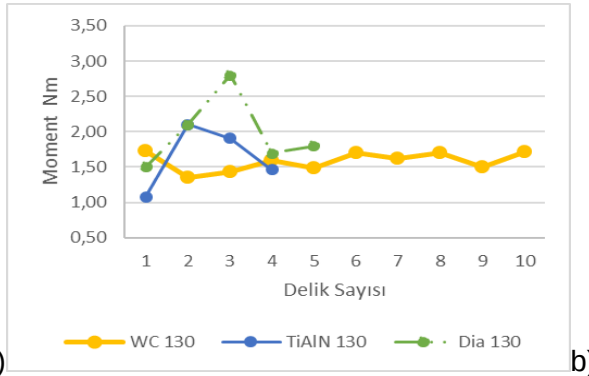
c)



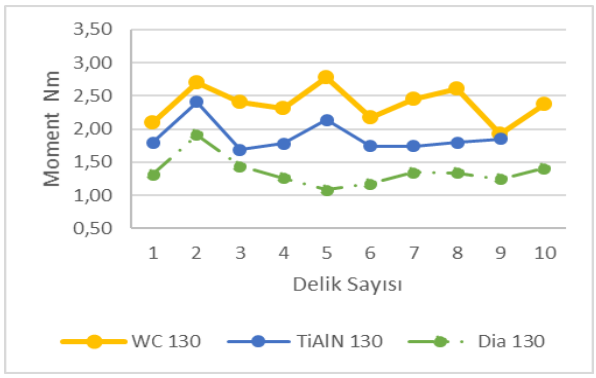
Şekil 7: Moment değerleri CFRP a)Doğrudan b)talaş boşaltarak c)gagalama

Şekil 8'de Al 7075 malzemede oluşan moment değerleri belirtilmiştir.

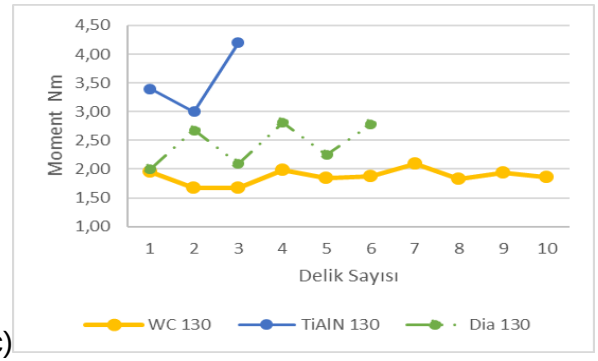
a)



b)

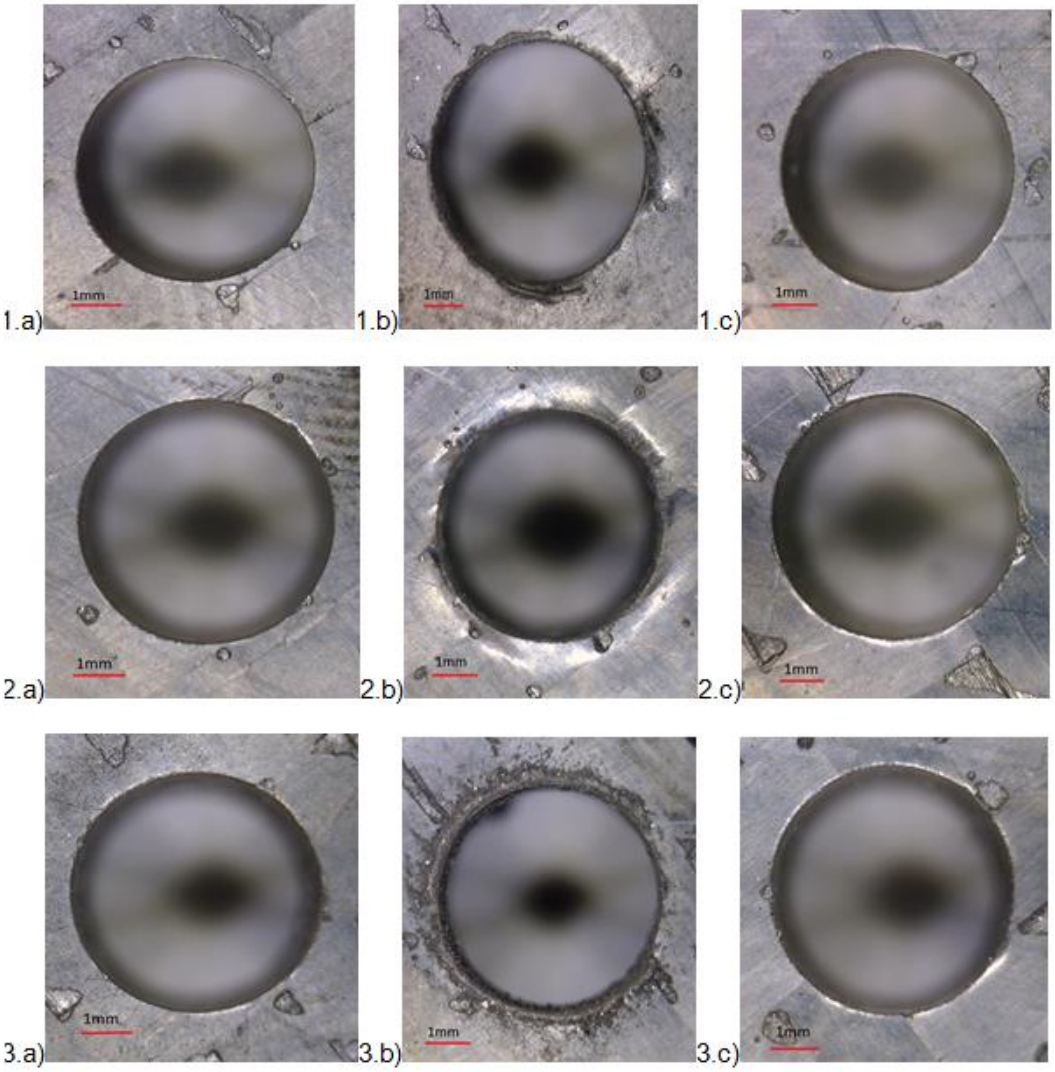


c)



Şekil 8: Moment değerleri Al7075 a)Doğrudan b)talaş boşaltarak c)gagalama

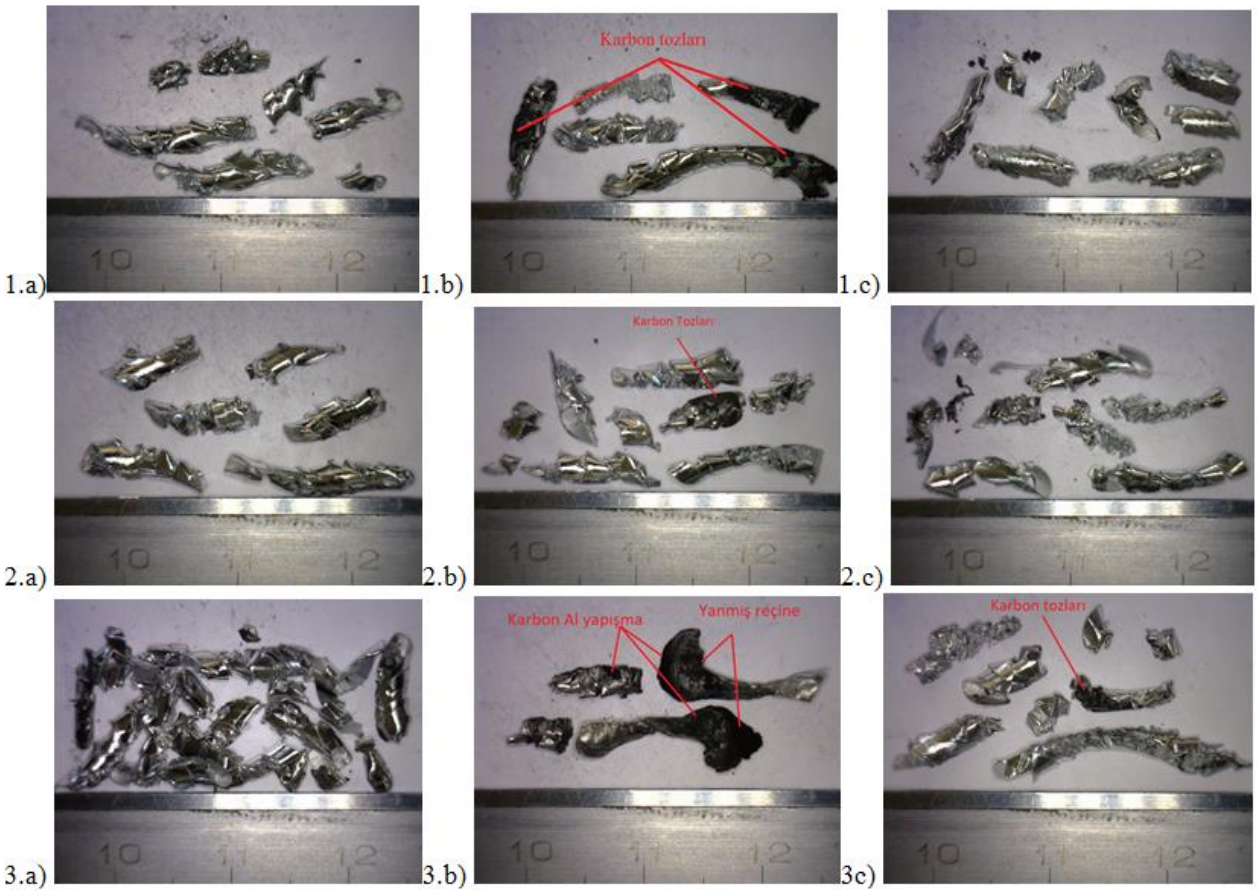
Moment değerleri incelendiğinde en istikrarlı delme ve en düşük moment değerlerinin talaş boşaltarak delme işleminde elde edildiği görülmektedir. Talaş boşaltarak delme yönteminde moment değeri düşük çıkmasına karşın Al malzemenin kaplamalı takımlarda daha fazla sıvanma eğilimi göstermiş olması, CFRP delik giriş çıkışlarında hasarlara sebep olmuştur. Şekil 9'da doğrudan delme, talaş boşaltarak delme ve gagalama yöntemlerindeki ilk delik girişlerinin görüntüleri verilmiştir.



Şekil 9: CFRP delik girişleri 1.Doğrudan delme 2. Talaş boşaltarak 3.Gagalama a)Wc b)TiAlN c)Elmas

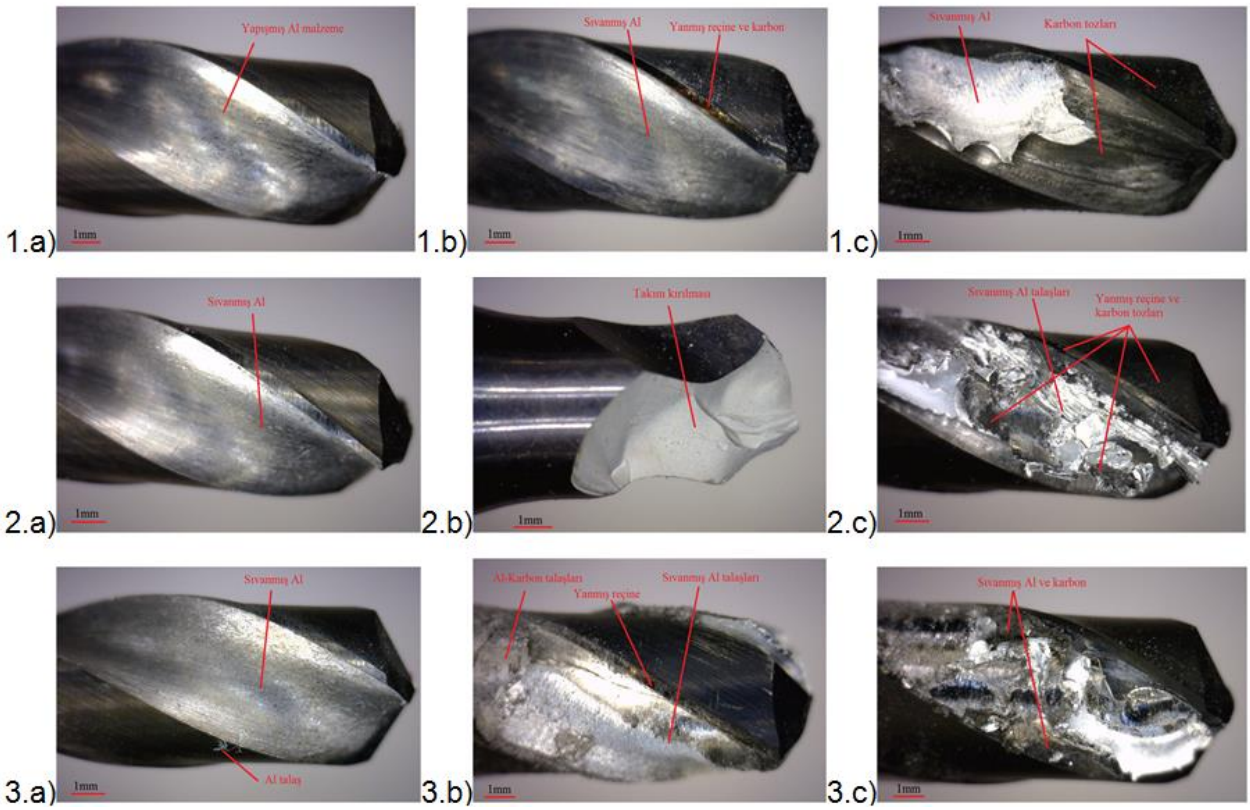
En az hasarlı delik girişleri kaplamasız karbür takımda görülürken en büyük hasarlar TiAlN kaplamalı takımlarda gözlenmiştir. Özellikle Al talaşlarının tahliyesinde TiAlN matkap yüzeyine yapışan talaşlar delik giriş ve çıkışlarında hasarlara sebep olmuştur. [21].

Şekil 10'da üç farklı delme yöntemine göre oluşan talaş yapıları görülmektedir. Talaş formları incelendiğinde kaplamasız karbür takımlarda daha düzgün parçalı kopuk talaş yapısı, TiAlN takımlarda ise her üç delme yönteminde de yoğun fiber yanması ve Al malzeme ile karbon tozlarında kaynaklanma görülmüştür. Elmas kaplamalı takımlarda yine Al malzemede talaş yapışması sebebiyle sıkışmış ve karbon tozlarıyla birleşmiş talaşlar oluşmuştur.



Şekil 10. Talaş yapıları 1.Doğrudan delme 2. Talaş boşaltarak 3.Gagalama a)Wc b)TiAlN c)Elmas

Şekil 11.'de delme yöntemlerine ve kaplama türlerine göre takımların delme işlemi sonrasındaki görüntüleri verilmiştir. Görüntüler incelendiğinde kaplamasız karbür takımların her üç yöntemde de en az sıvanma eğilimi ile delme işlemini gerçekleştirdiği görülmektedir. TiAlN kaplamalı takımlar reçine yanması, fiberlerde kopma ve kırılmayı bulan sonuçlarda bir performans sergilemiştir. Elmas kaplamalı takımlara gelimndiğinde her üç yöntemde de takım helis kanallarının neredeyse tamamen karbon tozları ile birleşmiş Al talaşlarıyla dolmuş olduğu görülmektedir. Bu durum da özellikle CFRP malzeme delik girişçıkış ve iç yüzeylerinde kusurlara sebep olmaktadır.



Şekil11. Takım görüntüleri 1.Doğrudan delme 2. Talaş boşaltarak 3.Gagalama a)Wc b)TiAlN c)Elmas

4. SONUÇ ve ÖNERİLER

Çalışma neticesinde, 130° uç açısına sahip kaplamasız karbür – TiAlN kaplamalı karbür – elmas kaplamalı karbür olmak üzere 3 farklı takım doğrudan delme, talaş boşaltarak delme ve gagalama şeklinde 3 farklı delme yöntemi ile kuru kesme şartlarında 50 m/dk kesme hızı ve 0,05 mm/dev ilerleme değerinde incelenmiştir.

- CFRP/Al istifli yapıda TiAlN kaplamalı takımın çok fazla talaş sıvanması yaşadığı, talaş tahliyesi gerçekleşemediği anda artan momentin etkisi ile takımın kırılmasına dahi sebep olduğu,
- Dia kaplamalı takım ile CFRP de iyi sonuç alınabildiği ancak Al 7075'e girişten sonra talaş sıvanmasından kaynaklı problemler yaşandığı,
- Talaş boşaltarak delme metodu ile yapılan delme işlemlerinde talaş tahliyesine fayda sağlanmasına karşın, matkabın delik dışına çıkma anlarında matkap kanallarında buluna Al talaşlarının özellikle CFRP malzemede hasarlara sebep olduğu,
- Delik içerisinde bekleyerek talaş tahliyesi (gagalama) işleminde de tahliye esnasında talaşların delik iç yüzeylerini bozduğu, aynı zamanda takıma sıvanan talaşların sürtünme etkisinden dolayı takım helis kanalları üzerine daha çok yapıştığı,

- Kaplamasız karbür matkapların daha iyi sonuç verdiği, özellikle doğrudan delmede yöntemi ile yapılan işlemlerdeki delik kalitelerinin diğerlerine oranla daha yüksek olduğu ve CFRP/Al istifli yapının delinmesinde ilk tercih olması gerektiği

sonuçlarına varılmıştır.

TEŞEKKÜR

Deneysel çalışmalar Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Mühendisliği Laboratuvarlarında gerçekleştirilmiştir. Teknik ve akademik altyapısı desteğinden dolayı İmalat Mühendisliği Bölümüne teşekkür ederiz.

KAYNAKÇA

1. **Islam, S.,** (2010), “Drilling of carbon fibre reinforced plastic composites”, doctor of philosophy, School of Mechanical Engineering, The University of Birmingham.
2. **Soutis, C.,** (2005), “Carbon fiber reinforced plastics in aircraft construction”, Material Science and Engineering, A 412 171-176.
3. **Ersoy, M.S.,** (2005), “Lif takviyeli polimerik kompozit malzeme tasarımı”, Yüksek Lisans Tezi, Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Kahramanmaraş, 1-3, 5-8, 13-18.
4. **Camanho, P. P., Da´ Vila, C. G., De Moura, M. F.,** (2013), “Numerical simulation of mixed-mode progressive delamination in composite materials” Journal of Composite Materials, Vol. 37, No. 16, 1415-1438.
5. **Villareal, H., Unger S., Lee, F.W.,** (2014), “Advancement of out of autclave (OOA) technology”, Tencate advanced Composites, USA.
6. **Mrazova, M.,** (2013), “Advancec composite materials of the future in aerospace ındustry”, Incas Bulletin, Volume 5, Issue 3/pp.139-150.
7. **Garrick, R.,** (2007), “Drilling advanced aircraft structures with PCD (Pol-crystalline diamond) drills”, SAE International, ATC-18.
8. **Bayraktar, Ş.,** (2011), “Karbon elyaf takviyeli polimer kompozit malzemelerin frezeleme işleminde işlenebilirliğinin deneysel araştırılması”, Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.
9. **Çakır, C.,** (2006), Modern Talaşlı İmalatın Esasları, Nobel Basımevi, 215.
10. **D. Kim, M. Ramulu,** (2004), “Drilling process optimization for graphite/bismaleimide–titanium alloy stacks”, Composite Structure, 63 101–114.

11. **R.Zitoune., V.Krishnaraj., F.Collombet., S.Le Roux.,** (2016), "Experimental and numerical analysis on drilling of carbon fibre reinforced plastic and aluminium stacks", Composite Structures, Volume 146, pp 148-158.

12. **Zitoune R, Collombet F, Lachaud F, Piquet R, Pasquet P.,** (2005), "Experiment-calculation comparison of the cutting conditions representative of the long fibre composite drilling phase", Composite Science Technology, ;65(3–4):455–66.

13. **Wang DH, Ramulu M, Arola D.,** (1995), "Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy, composite part II: multi directional laminate", Int J Mach Tools Manuf, Volume 35(12), pp 1639–48.

14. **E.D.Eneyew., M.Ramulu.,** (2014), "Experimental study of surface quality and damage when drilling unidirectional CFRP composites", Journal of Materials Research and Technology", 3 (4), 354-362.

15. **P.Mayuet., A.Gallo., A.Portal., P.Arroyo., M.Alvarez., M.Marcos.,** (2013), "Damaged Area based Study of the Break-IN and Break-OUT defects in the Dry Drilling of Carbon fiber Reinforced Plastics (CFRP)", Prpcedia Engineering, 63 743-751.

16. **Y.Karpat, B. Değer, O. Bahtiyar,** (2012), "Drilling Thick Fabric Woven CFRP Laminates with Double Point Angle Tools", Journal of Materials Processing Technology, Volume 212, pp 2117-2127.

17. **A.M.Abrao., P.E.Faria., J.C.Campos Rubio., P.Reis., J.Paulo Davim.,** (2007), "Drilling of fiber reinforced plastic: A review", "Journal of Materials Processing Technology", Volume 186, pp 1-7.

18. **Davim,J.P., Reis, P.,** (2003) "Study of delamination in drilling carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using design experiments", Composite Structure, Volume 59 (4), pp 481–487.

19. **Zitoune. R., Krishnaraj. V., Almabouacif. B. S., Collombet.M. S., Jolin A., (**2012), "Influence of machining parameters and new nano-coated tool on drilling performance of CFRP/Aluminium sandwich", Composites, Part B 43, pp 1480-1488.

20. **Villareal, H., Unger S., Lee, F.W..** "Advancement of out of autoclave (OOA) technology", Tencate advanced Composites, USA, 2014. Available: http://www.feiplar.com.br/materiais/palestras/SAMPE/apresentacao/Tencate.pdf

21. **Brinksmeier. E., Janssen. R.,** (2002), "Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminium Alloys", Manufacturing Technology, Volumu 51, Issue 1, pp 87-90.

22. Kaplan, Y., Ş. Okay, A. R. Motorcu, M. Nalbant., (2014), “Investigation of the effects of machining parameters on the thrust force and cutting torque in the drilling of AISI D2 and AISI D3 cold work tool steels”, Indian Journal of Engineering and Materials Sciences Vol: 21, pp:128-138.

DÖVME ÇELİK PİSTONLARIN İŞLENMESİ İÇİN SÜREÇ GELİŞTİRİLMESİ

Ali ÜNÜVAR, *aunuvar@selcuk.edu.tr* Selçuk Üniversitesi, Konya

Hüseyin SARIKAYA, *huseyinsarikaya@tcdd.gov.tr* Selçuk Üniversitesi, Konya

ÖZET

Son yıllarda alüminyum pistonlara alternatif olan dövme çelik piston üretimi ve üretim süreçlerinin geliştirilmesi bir gereksinim haline gelmiştir. Çelik pistonların üretimi dövme, hassas döküm, sürtünme kaynağı ve talaşlı imalat yöntemleri kullanılarak yapılmaktadır. Bu çalışmada yeni bir tornalama işlem planlama metodolojisi dövme çelik piston için uygulanmıştır. Çelik piston üretim süreçleri tek tek ele alınarak geliştirilmesi ve her bir sürecin optimizasyonu yapılmıştır. Yapılan deneysel çalışma sonrasında 4140 malzeme için ikinci dereceden takım ömür denklemi elde edilmiş ve üretim zamanının minimizasyonu düşünülerek süreç parametrelerinin optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Mevcut üretim süreçleri ile optimize edilen yeni üretim süreçlerinin karşılaştırması yapılarak sonuçlar değerlendirilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Dövme Çelik Piston, Piston Talaşlı İmalat Süreci, Kesme Parametreleri Optimizasyonu

PROCESS DEVELOPMENT FOR MACHINING FORGED STEEL PISTONS

ABSTRACT

Being an alternative to aluminum pistons, the manufacturing of forged steel pistons and improvement of manufacture processes has become a necessity. The manufacturing of steel pistons are carried out using the methods forging, precision-casting, friction welding and machining. In this study, a new process planning methodology is implemented for turning forged steel pistons. Steel piston manufacturing processes are treated one by one and each process is improved and optimized. An experimental study is performed to find the relationship between the cutting parameters and the tool-life for C4140 material that pistons are made from. A second-degree equation for tool-life is obtained based on the experimental

results. Process parameters are then optimized to minimize the unit production time. Optimized results are compared against the existing conditions to show how much improvement is obtained.

Keywords: Forged Steel Piston, Process Improvement, Steel Piston Machining Process, Cutting Parameters Optimization

1. GİRİŞ

Otomotiv sektörü 1970'li yılların başından itibaren, ana ve yan sanayi ile birlikte gelişmeye başlamış; ekonomideki gelişmelere bağlı olarak gelen talep artışları ile birlikte 1990'ların başında kapasite artışlarına ve yeni model araç üretimine yönelmiştir. Sektörde faaliyet gösteren otomotiv üreticilerinin sayılarındaki artışa paralel olarak otomotiv yan sanayi de hızlı bir gelişme göstermiştir. Alüminyum pistonlara alternatif olan dövme çelik piston üretimi ve üretim süreçlerinin geliştirilmesi ön plana çıkmaktadır. Çelik pistonların üretimi dövme, hassas döküm, sürtünme kaynağı ve talaşlı imalat yöntemleri kullanılarak yapılmaktadır. Bu nedenle talaşlı imalat yöntemi kullanılarak üretilen dövme çelik pistonlarda üretim verimini artırmak, imalat sürelerinin geliştirilmesini sağlamak ve kesme parametrelerini optimize ederek üretim süresini azaltmak üretime önemli ölçüde katkı sağlamaktır.

Bu çalışmada dövme çelik pistonların yeni bir tornalama süreç metodoloji uygulanarak her bir işlem operasyonu tezgah, takım, operasyon parametreleri, iş tutucularının belirlenen algoritmalara göre uygun seçimi yapılarak süreçleri geliştirilmiştir. Ayrıca her operasyonda, operasyon zamanlarının minimizasyonu için optimizasyon tekniklerinden genetik algoritma kullanılarak operasyon parametreleri belirlenmiştir.

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

[Oral ve Çakır, 2004] yaptıkları çalışmada, tornalama işleminde bilgisayar destekli optimum operasyon seçimi ve optimum operasyon planı sağlamak için üretken proses planlama sistemi geliştirmişlerdir. İşlenebilirlik verileri, iş parçası unsur bilgisi, takım tutucu ve iş parçası tutucu metotlarının verilerini kullanarak otomatik olarak kesici takım seçimi yapılmıştır. İşlenecek parçanın unsurları tek tek belirlenmiş ve unsurların koordinat verileri belirlenmiştir. Bu unsurları işleyebilecek takımlar incelenerek verisi hazırlanmıştır. Sıralı kümelendirme yöntemine göre, minimum takım değişimi için, takım ve operasyon sıralaması optimize etmişlerdir[Oral ve Çakır, 2004]. Nian ve ark., yaptıkları çalışmada, tornalama operasyonlarında optimum kesme parametrelerini bulmak için, optimizasyon tasarımında Taguchi metodunu kullanmışlardır. Ortogonal bir diziyi, sinyal-gürültü (S-N) oranını ve

ANOVA (varyans analizi) uygulayarak S45C çelik malzemeyi tungsten karbür kesici takımla işleyerek kesme karakteristikleri tespit etmişlerdir[Nian ve ark.,1999]. Luo ve ark., ise yüksek sertliğe sahip AISI 4340 alaşımlı çeliği seramik ve CBN takımlarla işleyerek aşınma karakteristiklerini araştırmışlardır. Kuru kesme koşulları altında deneyler yapılmıştır. Pürüzlülük ölçümlerinin takım aşınmasına bağlı olduğunu göstermişlerdir Luo ve ark.,1999]. Aslan ve ark., yüksek sertlik ve aşınmaya karşı direnci yüksek olması nedeniyle, sert çeliklerin işlenmesinde en uygun kesici takımlardan birisi Al_2O_3 esaslı seramik takım olduğunu, fakat kırılgan yapıya sahip olmasından dolayı ani kırılmalarla düzgün sonuçlar elde edilemediği belirtmiştir. Al_2O_3 esaslı seramik takımla sert çeliklerin işlenmesinde proses optimizasyonu üzerinde çalışma yapmıştır. Kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliğinin bileşik etkilerini belirlemek için RSM (cevap yüzey metodu) ve ANOVA (varyans analizi) metodu kullanılmıştır[Aslan ve ark., 2007]. Maropoulos ve Alamin tarafından yapılan çalışmada, akıllı bir takım seçim sistemi bilgisayar tabanlı olarak geliştirilmiş, takım ömrünü tahmin etme ve takım ömür yönetim sistemini geliştirmişlerdir. Elde edilen bu sistemle takım ömrü değerleri hesaplanarak optimum takım değiştirme zamanı ve stratejileri belirlenmiş olup, işleme operasyonlarının takımlandırılması planlanmış olmaktadır [Maropoulos ve Alamin, 1996]. Wang ve Liang, ürün kalitesini sağlamak ve ürün maliyetini azaltmak için temel konular olan tolerans sentezi, proses seçimi ve işleme parametrelerinin optimizasyonunu ele almıştır [Wang ve Liang, 2005].

3. SÜREÇ PLANI GELİŞTİRMEDE TEMEL ADIMLAR

Süreç planı geliştirme, bir dizi faaliyet içermektedir [Çelik, 1998]; [Çelik, 2004]. Bu faaliyetler;

- Parça gereksinimlerinin analizi
- Hammadde seçimi
- İmalat operasyonları ve sıralama seçimi
- Tezgâh seçimi
- Takım, aparat ve kalıp seçimi
- İşleme koşullarının ve imalat zamanlarının belirlenmesi adımlarından oluşur

Süreç planlamanın ilk amacı, tasarım gereksinimlerini parçanın imalat süreç detaylarına aktarmaktır. Parça unsur analizinden sonra imalat süreci için tanımlama yapılarak, boyut ve tolerans verilerinin analizleri yapılır. Hammadde seçimi ile işlenecek olan nihai parçaya göre şekil, boyut ve malzeme gibi özellikleri belirlenir. Bir sonraki adım ise, hammaddenin nihai ürüne kadar ki operasyonlarını ve aşamalarını tanımlamaktır. İmalat operasyonları ve

adımları belirlendikten sonra, süreç planlamanın diğer bir adımı olan, bu operasyonların gerçekleştirileceği tezgâhın seçimidir. Tezgâh seçimi yaparken birçok etkileyen faktör vardır. Bunlardan bazıları şunlardır;

- İş parçasıyla ilgili olarak belirtilen parça özellik çeşitleri, boyutları ve boyutsal toleransları ve hammadde formu,

- Tezgâh ile ilgili olarak süreç yeterliliği, parça boyutuna bağlı tezgâh gücü, takım tutucu yeterliliği, parça tutucu ayna veya aparat yeterliliği ve otomatik takım değiştirme yeterliliği,

- Üretim hacmi ile ilgili olarak üretim hız yeterliliği

Bir operasyonun gerçekleşmesinde birim maliyeti, imalat zamanını ve ürün kalitesini belirlemek için bu temel ölçütler kullanılır. Takım ve tezgah kombinasyonu, iş parçasında istenilen operasyonları gerçekleştirmek için bir gereksinimdir. Hammadde, operasyon sırası, tezgâh ve takımlar belirlendikten sonra, işleme zamanını ve maliyeti azaltmak için; kesme hızı(v), ilerleme(f), paso derinliği(d) gibi kesme parametrelerini belirlemektir. Süreç planlarının geliştirilmesinde en önemli yaklaşım unsur temelli üretken Bilgisayar Destekli süreç planlama yöntemi olmaktadır. Üretken sistem yaklaşımında süreç planları, hammaddeden nihai ürüne dönüşümü için gerekli birçok süreç kararlarının mantıksal yorum formülleri, teknoloji algoritmaları ve geometri verileri ile ortaklaşa kullanımı ile üretilir. Üretken sistem kullanıldığında planlamacının hiçbir katkısı olmadan sistem en uygun süreç ve sıralamayı yaparak sonuca ulaşılmaktadır. Basit olarak iki temel parçası vardır; Parça geometrisinin oluşturulması, çizim özelliklerinin kodlamaya dönüştürülmesi ve karar mantığı, formüller ve teknolojik algoritmaların oluşturulmasıdır [Wang ve Li, 1991]; [Celik, 2004]. Üretken sistemler, değişken sistemlere göre ayrıntı seviyesi daha yüksektir. Örnek verecek olursak, kaba ve ince İşleme durumu yüzey kalitesi, toleransları ve tezgâhın işleme kabiliyeti verilebilir. Mantıksal yorum formülleri, teknoloji algoritmaları ve geometri verileri; Bu kısımda parça geometrisi ihtiyaçları, imalat kapasitesi ile mukayese için mantıksal ve imalat verisi halinde süreç bilgisi kullanılır. Tezgâh ayar ve operasyon zamanları hesaplanır. Değişik teknolojik algoritmalarla tezgâh, operasyon seçimi, kesici takım ve uç seçimi, kesme parametrelerinin belirlenmesi ve operasyon sıralaması sağlanır.

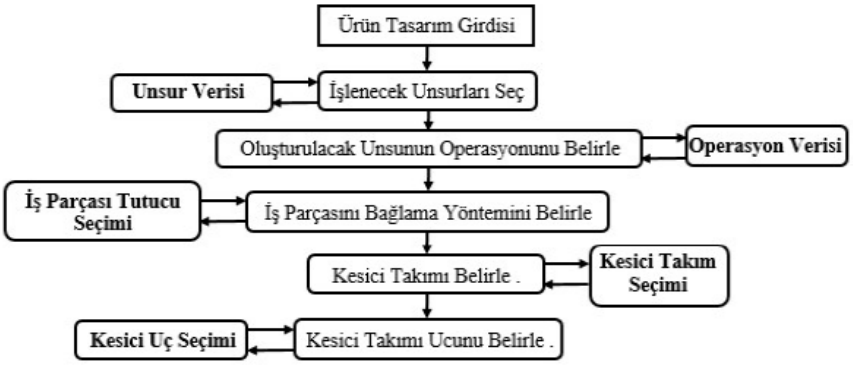
3.1 Süreç Planlamada Genel Seçim Akış Şemasının Belirlenmesi

Genel olarak algoritmanın belirlenmesinde malzeme, unsur ve operasyondan sonra üretken bir süreç planlama yapmak için iş parçası tutucu, kesici takım seçme ve kesici takım ucu seçme algoritması oluşturulur. Süreç planlama genel seçim algoritmasında ürün tasarım girdisinde parçanın işlenecek unsurları Çizelge 1 ile belirlenmiştir. Bunlar ana ve ikincil unsur olarak ikiye, dış ve iç döner yüzey olarak da ikiye ayrılmıştır. Belirlenen unsurun işlenebilmesi, talaşlı imalatın uygulaması için, Çizelge 2. de verilen operasyon verisi

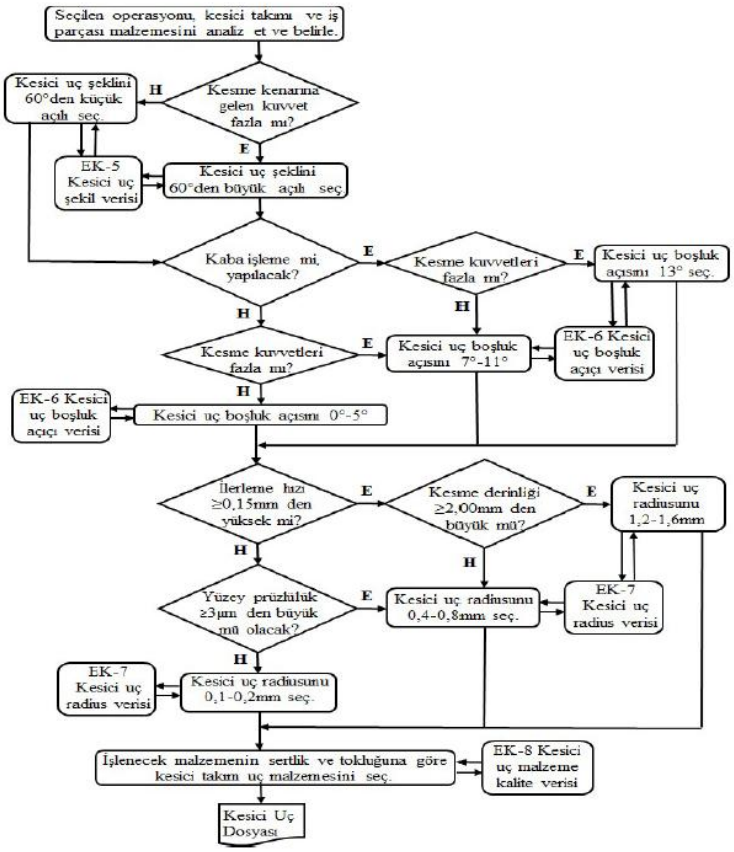
arasından unsurun geometrisine göre uygun olan operasyon seçilir. İşlenecek unsur ve seçilen operasyona uygun olarak iş parçası tutucu seçimi yapılır. Unsur, operasyon ve iş parçası tutma şekline göre Şekil.2 verilen kesici takım seçim algoritması yardımıyla kesici takım seçilir. Ürün tasarım girdisi, işlenecek unsur ve kesici takım bilgisine bağlı olarak, Şekil.3 de verilen kesici uç seçim akış şeması ile kesici uç seçilerek talaşlı imalata ait süreç planlaması yapılmış olacaktır.

3.1.1 Kesici Takım Seçimi

Talaş kaldırma işleminde kullanılacak takımın operasyona uygun şekilde seçilmesi önemlidir(Şekil 2). Unsurun özelliğine göre, takımlar da farklılık göstermektedir. Silindirik ve alın tornalama, kanal açma, delik işleme, raybalama vb. talaşlı imalatın durumuna ve takımın tezgâha bağlama sistemine göre, takım geometrisi ve boyutları değişmektedir.



Şekil 1. Süreç planlamada genel seçim akış şeması



Şekil 2. Kesici takım seçimi akış şeması

Örneğin; tornalama işleminde gerçekleştirilecek operasyonun talaş kaldırılacak kısma bağlı olarak özel takım tasarlanabilir ya da standart takımlar arasından boyut ve geometrisi uyan kesici takım seçilebilir. İmalat esnasında, takımın ve kesici ucun talaş kaldırılacak kısma yaklaşma açıları farklı olacaktır.

3.1.2 Kesici Uç Seçimi

Talaşlı imalat süreci planlamasında birçok aşamadan geçerek seçim yapılmıştır. Son olarak seçilen unsura ve kesici takıma uç bağlama biçimine göre kesici uç belirlenecektir (Şekil 3.). Kesici ucun kenarında, talaş kaldırma esnasında, kesme kuvvetleri meydana gelecektir. Bu kuvvetlerin büyüklüğü kesici ucun kenar açısını veya geometrisini etkileyecektir. Operasyonda kaba veya ince talaş kaldırılmasına bağlı olarak kesici uç boşluk açılarının belirlenmesi gerekmektedir. İşlenecek parçada istenen yüzey pürüzlülük değerlerine ve kesme parametrelerine (kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği) bağlı olarak da kesici uç yarıçapı seçilir.

3.1.3 Tornalamada Operasyon Sıralaması

Doğru bir işleme sıralamasına göre talaşlı imalat operasyonları gerçekleştirildiğinde ise bunun tam tersi olarak güvenli bir çalışma, tezgâhların ömürlerinin uzaması, takım

ömürlerinin uzaması, zaman kayıplarının azaltılması ve verimli bir talaşlı imalat süreci sağlanabilir.

3.1.4 Dövme Çelik Pistonlara Uygulanan Talaşlı İmalat Süreci

Dövme süreci tamamlanan ürünlerin, talaşlı imalatı uygulanması için işleme yöntemlerinin belirlenmesi, takım seçimi yapılması ve takım yollarının belirlenmesi işlemi planlanmaktadır. Uygulanan dövme çelik piston üretiminde talaşlı imalat operasyonlarının sıralı aşamaları şöyledir;

1.Kaba silindirik ve alın tornalama, 2. Kaba delik delme işlemi, 3. İç boşaltmada, dış silindir kısmın kaba tornalaması, 4. İç boşaltmada dış silindir kısmın ince tornalaması, 5. İç boşaltmada 45°lik açıya kadar olan kısmın kaba ve ince tornalama operasyonu, 6. İç boşaltmada 60°lik açıya kadar olan kısmın kaba ve ince tornalama operasyonu, 7. İç boşaltmada 90°lik açıya kadar olan kısmın kaba ve ince tornalama operasyonu, 8. Birinci operasyonda kaba silindirik ve alın tornalama işleminin ince tornalama operasyonu 9. Piston üzerindeki segman kanallarının açma işlemi 10. Piston baş bölgesindeki yanma odası için hücre açma işlemi, 11. Pistonun biyel kolu ile bağlantısı olan pim deliğinin kaba ve ince delik işleme operasyonu 12. Piston baş bölgesindeki silindirik dış çapta konikliğin ve ovalliğin nihai ölçüsü verilen kaba ve ince tornalama işlemidir.

Mevcut dövme çelik piston talaşlı imalat operasyonlarında kullanılan kesici takım, kesici uç ve kesici uç üretici tavsiye değer bilgileri Şekil 4.'de verilmiştir.

4. SÜREÇ GELİŞTİRME

500mm boyunda, 90mm çapında, 28-35 HRC sertlikte, Ç4140 (1.7225 – 42CrMo4) asil çelik malzeme numunesi üzerinde, WNMG 080404 kesici takım ile yapılan deneysel çalışma ve cevap yüzey yöntemi kullanılarak deney planı oluşturulmuş ve ikinci derce takım ömrü ve kesme kuvvet denklemleri elde edilmiştir. Logaritmik takım ömür denklemi

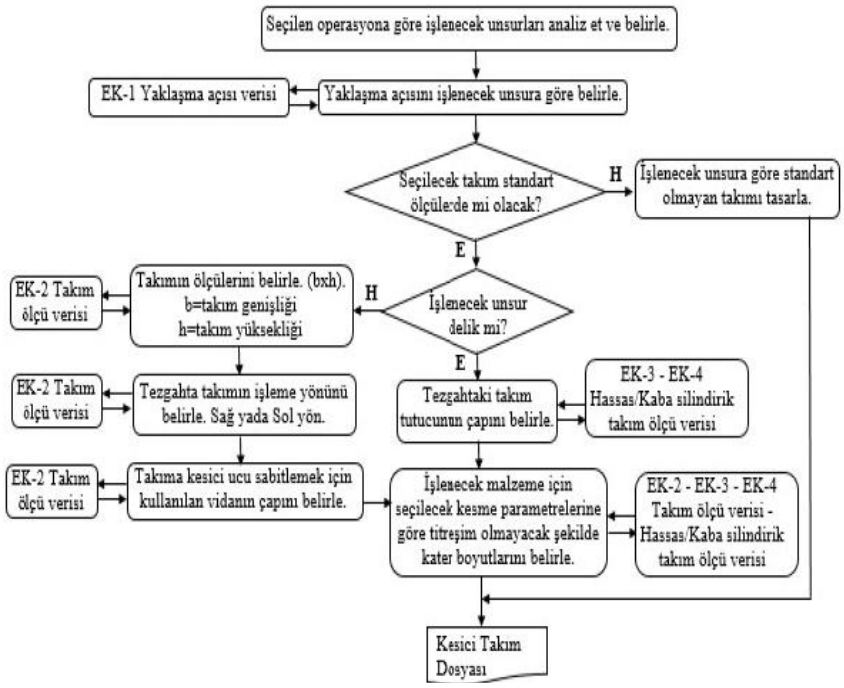
$$Y = 4{,}393347 - 0{,}89789x_1 - 0{,}85021x_2 - 0.40039x_3 - 0{,}10808x_1^2 - 0{,}57828x_2^2 - 0{,}011584x_3^2 - 0{,}05711x_1x_2 + 0{,}439612x_1x_3 + 0{,}15914x_2x_3 \quad (1)$$

burada y=lnT, x_1, x_2, x_3 sırası ile kesme hızı, ilerleme ve kesme deriliğini kodlanmış parametreleridir.

$$x_1 = 2\frac{\ln v - \ln üst}{\ln üst - \ln alt} + 1$$

$$x_2 = 2\frac{\ln f - \ln üst}{\ln üst - \ln alt} + 1$$

$$x_3 = 2\frac{\ln d - \ln üst}{\ln üst - \ln alt} + 1$$



Şekil 3. Kesici uç seçimi akış şeması

Çizelge 1. Unsur verisi

Ana Unsurlar (İç/Dış)	**İkincil Unsurlar (İç/Dış)**
Silindir	Kanal
Alın	Radyal Girinti
Delik	Eksenel Girinti
Konik	Diş (Vida)
Konkav	Çentik Radyus
Konveks	
Pah	
Radyus	

Çizelge 2. Operasyon verisi

Silindirik Tornalama
Alın Tornalama
Konik Tornalama
Profil Tornalama
Kanal Açma
Delme (U-Drill)
Delik İşleme
Diş Açma
Raybalama
Punta Deliği Delme
Kılavuz Çekme

Kesme kuvvetleri kaba ve ince tornalama için denklemleri aşağıda verilmiştir. Burada VB aşınma şeridi genişliğidir.

$$F_{cVBr} = 272{,}9 + 76{,}3V_r + 157{,}2f_r + 139{,}9d_r + 35V_B$$
$$F_{cVBf} = 272{,}9 + 76{,}3V_f + 157{,}2f_f + 139{,}9d_f + 35V_B \quad (3)$$

Çizelge 3. Değişkenlerin kodlanmış ve gerçek değer seviyeleri

Seviyeler	Alt	Orta	Üst
Kodlanmış seviyeler	-1	0	1
V (m/dk)	150	190	250
f (mm/dv)	0.05	0.1	0.2
d (mm)	0.5	0.87	1.5

4.1 Dövme Çelik Piston Süreç Geliştirme

Dövme çelik piston süreç geliştirme için mevcut üretim yöntemi incelenerek süreç planlama metodolojisi çerçevesinde operasyonların belirlenmesi, operasyon sıralaması, takım seçimi, iş tutucu seçimi ve optimum operasyon parametrelerinin belirlenmesi gerekmektedir. İlk olarak, işlenecek parçanın unsurları tanımlanmış ve bu unsurlara uygun operasyonlar belirlenerek seçim algoritmaları yardımıyla iş parçası tutucu, kesici takım ve kesici uçlar belirlenmiştir. Bu belirlenen operasyonların optimum şekilde sıralaması yapılarak takım sırası oluşturulmuştur. Mevcut talaşlı imalatta kullanılan takım ve uçlarda iyileştirme ya da operasyon birleştirme suretiyle süreç geliştirilmiştir. Yapılan deneysel çalışmalar sonucunda oluşturulan takım ömür denklemi ve kuvvet denklemi yardımıyla operasyon kesme parametreleri optimize edilmiştir. Operasyon süreleri minimize edilerek birim üretim zamanı iyileştirilmiştir.

4.2 Operasyonların belirlenmesi ve Operasyon sıralaması

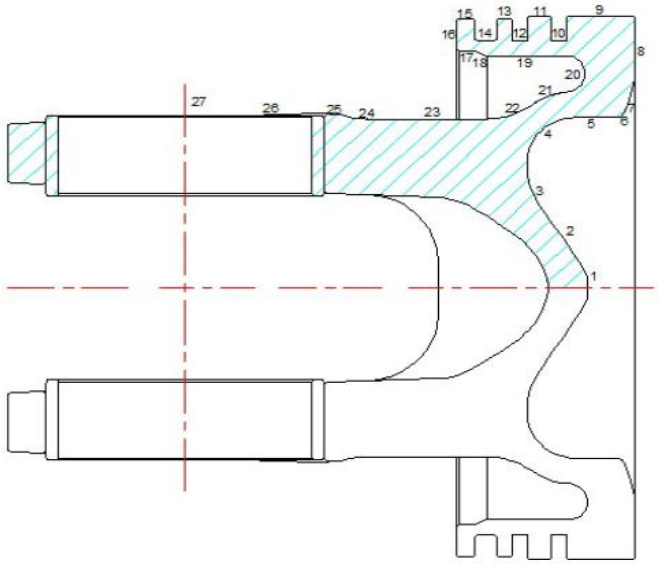
4.2.1 Dövme Çelik Piston Unsur Tanımlama ve Seçim Algoritmaları

Dövme çelik pistonun unsur bilgisi çıkarılmış ve unsur bilgisine göre operasyonlar belirlenmiş ve birleştirilmesi gereken operasyonlar birleştirilmiştir. Takım, kesici uç ve kesici uç akış şemaları ile oluşturulan örnek bir kütüphaneden kesici takım ve kesici uç seçimi ve operasyon sıralaması yapılmıştır. Dövme çelik pistonun nihai ölçüdeki teknik resminde talaşlı imalat yapılacak olan kısımların unsur numaralandırılması yapılmıştır (Şekil 4). Bu unsurlara ait geometrik verileri Çizelge 5'te verilmiştir. Dövme çelik piston üzerinde ayrı ayrı numaralandırılmış unsurların adlandırılması Çizelge 4'e aktarılmıştır. Her bir unsur için uygulanacak operasyon Şekil 5'de verilen dövme çelik piston teknik resmi göz önünde bulundurularak Çizelge 2'de sıralanmış operasyonlar arasından uygun olan seçilmiştir. Mevcut talaşlı imalatta kaba silindirik ve alın tornalama ile ince silindirik ve alın tornalama işlemleri arasında iç boşaltma işlemi varken, takım değiştirme zamanından kazanmak için kaba ve ince işlem birleştirilmiştir. Mevcut talaşlı imalatta iç boşaltma işleminde silindirik tornalamada kullanılan kesici takımla beraber 0°özel takım kullanılmaktaydı. Bunun yerine 0°özel takım, silindirik tornalama takımı ile aynı işlemi yapabildiği için tek takıma indirgenmiştir. İç boşaltma işlemlerinde açılı özel takımlar kullanılmaktadır. Mevcut talaşlı imalatta farklı açılarda (45°-60°-90°) takım kullanılmaktaydı. Çizelge 5'te numaralandırılmış unsurların geometrik ve tasarım verileri belirlenmiştir. Bu veriler doğrultusunda operasyonlar belirlenmiş ve operasyonları aynı olan unsurların talaşlı imalat operasyonları birleştirilmiştir. Mevcut talaşlı imalatta kaba ve ince silindirik ve alın tornalama işlemleri arasında iç boşaltma işlemi varken, takım değiştirme zamanından kazanmak için kaba ve ince işlem birleştirilmiştir.

Proses	Kesici Takım	Kesici Uç	Kesme Parametreleri Tavsiye Değerleri
Kaba Tornalama ve Alın İşleme	MWLNR 2525 M08 (TaeguTec)	WNMG 080408 TH T9135	(f=0.2-0.5mm/dev Vc=50-180m/dk) (Tungaloy)
Kaba Delik Delme (Islak Öncesi)	D'ANDREA Bara TS 32/32 (Ø35,5-50mm)	SPMG 140512 DG TT 9030	(Katalog Değeri Yok) (TaeguTec)
Kaba Tornalama (Boşaltma)	MWLNR 2525 M08 (TaeguTec)	WNM G080408 TH T9135	(f=0.2-0.5mm/dev Vc=50-180m/dk) (Tungaloy)
İnce Tornalama (Boşaltma)	2525-5C-L	DTR5-250 AH725 06860301	(f=0.25-0.50mm/dev Vc=75-185m/dk) (Tungaloy)
Tornalama (Boşaltma-1 Kaba+İnce)	H YENMAK 2525 5RL 45° ST-CTFXR25255T32-45°(Tungaloy)	DTR5-250 AH725 06860301	(f=0.25-0.50mm/dev Vc=75-185m/dk) (Tungaloy)
Tornalama (Boşaltma-2 Kaba+İnce)	H YENMAK 2525 5RL 60° ST-CTFXR25255T32-60°(Tungaloy)	DTR5-250 AH725 06860301	(f=0.25-0.50mm/dev Vc=75-185m/dk) (Tungaloy)
Tornalama (Boşaltma-3 Kaba+İnce)	H YENMAK 2525 5RL 90° ST-CTFXR25255T32-90°(Tungaloy)	DTR5-250 AH725 06860301	(f=0.25-0.50mm/dev Vc=75-185m/dk) (Tungaloy)

Proses	Kesici Takım	Kesici Uç	Kesme Parametreleri Tavsiye Değerleri
Tornalama ve Alın İşleme	MWLNR 2525 M08	WNMG 080408 TH T9135	(f=0.2-0.5mm/dev Vc=50-180m/dk) (Tungaloy)
Kanal Açma İşlemi	Pentacut PCHR 25-34 (Iscar)	Penta 34N200C020 IC908	(f=0.04-0.14mm/t Vc=70-180m/dk) (Iscar)
Hücre Açma İşlemi	H YENMAK 2525-GYOK K RC12 (Tekno Takım)	RYMX 1205-M TT9080	(Katalog Değeri Yok) (TaeguTec)
Finiş Delik İşleme (Islak Sonrası) (Kaba)	NIKKEN Ayarlanabilir Bara (Ø42-52mm)	CCMT 09T308-PSS AH725	(f=0.08-0.3mm/dev Vc=50-150m/dk) (Tungaloy)
Finiş Delik İşleme (Islak Sonrası) (İnce)	NIKKEN Ayarlanabilir Bara (Ø42-52mm)	TPGX 110304 L CT3000	(Katalog Değeri Yok) (TaeguTec)
Finiş İşleme (Kaba)	Özel Takım	CCMT 060208 MT TT8125	(f=0,13-0,3mm/dev Vc=210-290m/dk) (Tungaloy)
Finiş İşleme (İnce)	Özel Takım	CCMT 060204-PSS AH725	(f=0,08-0,2mm/dev Vc=50-150m/dk) (Tungaloy)

Şekil 4. Mevcut dövme çelik piston talaşlı imalat operasyonlarında kullanılan kesici takım, kesici uç ve kesici uç üretici ve kesme parametreleri



Şekil 5. Dövme çelik pistona ait teknik resim ve unsur numaralandırılması

Çizelge 4. Dövme çelik pistona ait unsurların geometri ve tasarım verisi

Unsur No	Unsur	X_1	Y_1	X_2	Y_2	h	Sol Açı	Sağ Açı	r	Yüzey Pürüzlülük (Rmax;µm)
1	İç Konkav	83,75	0	81,94	5,74	0	0	0	10	5
2	İç Konik	81,94	5,74	73,48	17,82	0	55	0	0	5
3	İç Konveks	73,48	17,82	70,35	27,75	0	0	0	17,3	5
4	İç Konveks	70,35	27,75	80,35	38	0	0	0	10	5
5	İç Silindirik	80,35	38	88,63	38	0	0	0	0	5
6	Radyus	88,63	38	90,56	39,48	0	0	0	2	5
7	İç Konik	90,56	39,48	92,55	46,9	0	0	15	0	5
8	Dış Alın	92,55	46,9	92,55	60,1	0	0	0	0	5
9	Dış Silindirik	92,55	60,1	78,55	60,2	0	0	0	0	10
10	Dış Kanal	78,55	60,2	75,55	60,23	5,5	0	0	0	5
11	Dış Silindirik	75,55	60,23	70,49	60,23	0	0	0	0	10
12	Dış Kanal	70,49	60,23	67,33	59,64	5,53	0	0	0	5
13	Dış Silindirik	67,33	59,64	64,25	59,64	0	0	0	0	10
14	Dış Kanal	64,25	59,64	59,5	59,64	4,79	0	0	0	5
15	Dış Silindirik	59,5	59,64	55,95	59,64	0	0	0	0	10
16	İç Alın	55,95	59,64	55,95	52,5	0	0	0	0	10
17	İç Silindirik	55,95	52,5	59,38	52,5	0	0	0	0	15
18	İç Konik	59,38	52,5	62,2	51,5	0	0	0	0	15
19	İç Silindirik	62,2	51,5	78,75	51,5	0	0	0	0	15
20	İç Konveks	78,75	51,5	78,75	45,5	0	0	0	3	15
21	İç Konkav	78,75	45,5	71,7	40,86	0	0	0	13,5	15
22	İç Konveks	71,7	40,86	61,55	37,5	0	0	0	17	15
23	Dış Silindirik	61,55	37,5	35,31	37,5	0	0	0	0	15
24	Dış Konveks	35,31	37,5	29,93	42	0	0	0	15	15
25	Dış Konkav	29,93	42	13,35	46	0	0	0	22,4	15
26	Dış Silindirik	13,35	46	-12	46	0	0	0	0	15
27	Delik	0	38,3	0	-38,3	0	0	0	26	5

Mevcut talaşlı imalatta iç boşaltma işleminde silindirik tornalamada kullanılan kesici takımla beraber 0°özel takım kullanılmaktaydı. Bunun yerine 0°özel takım, silindirik tornalama takımı ile aynı işlemi yapabildiği için tek takıma indirgenmiştir. İç boşaltma işlemlerinde açılı özel takımlar kullanılmaktadır. Mevcut talaşlı imalatta farklı açılarda (45°-60°-90°) takım kullanılmaktaydı. Oluşturulan unsur bilgisi yardımıyla 60°lik özel takım, 45°lik özel takımın yaptığı işi yapabildiği belirlenmiş ve tek takım olarak 60°lik özel takım kullanılmıştır. İş parçası tutucu, kesici takım ve kesici uç seçimi akış şemaları yardımıyla dövme çelik piston için unsur-takım uç kalite bilgisi hazırlanmıştır (Çizelge 5).

4.2.2 Dövme Çelik Piston Operasyon ve Takım Sıralaması

Dövme çelik piston için unsur-takım-uç-kalite bilgisi ve tornalamada operasyon sıralaması yardımıyla dövme çelik piston operasyon sıralaması yapılmıştır.

Çizelge 5. Dövme çelik pistona ait unsur-takım-uç- kalite bilgisi

Dövme Çelik Piston İçin Unsur-Takım-Uç-Kalite Bilgisi			
Unsur No	Kesici Takım Kodu	Kesici Takım Ucu Kodu	Kesici Takım Ucu Kalitesi
8	MWLNR 2525 M-08W	WNMG 080404-M3P	IC8250 CVD Kaplama
9	MWLNR 2525 M-08W	WNMG 080408-M3P	IC8250 CVD Kaplama
11	MWLNR 2525 M-08W	WNMG 080408-M3P	IC8250 CVD Kaplama
13	MWLNR 2525 M-08W	WNMG 080408-M3P	IC8250 CVD Kaplama
15	MWLNR 2525 M-08W	WNMG 080408-M3P	IC8250 CVD Kaplama
1	SRDCN 2525M-12	RCMT 1204M0-14	IC8250 CVD Kaplama
2	SRDCN 2525M-12	RCMT 1204M0-14	IC8250 CVD Kaplama
3	SRDCN 2525M-12	RCMT 1204M0-14	IC8250 CVD Kaplama
4	SRDCN 2525M-12	RCMT 1204M0-14	IC8250 CVD Kaplama
5	SRDCN 2525M-12	RCMT 1204M0-14	IC8250 CVD Kaplama
6	SRDCN 2525M-12	RCMT 1204M0-14	IC8250 CVD Kaplama
7	SRDCN 2525M-12	RCMT 1204M0-14	IC8250 CVD Kaplama
10	PENTACUT PCHR 25-34	PENTA 34N300C020 (3,00mm-R0,2mm)	IC908 PVD Kaplama
12	PENTACUT PCHR 25-34	PENTA 34N300C020 (3,00mm-R0,2mm)	IC908 PVD Kaplama
14	PENTACUT PCHR 25-34	PENTA 34N200C100 (2,00mm-R1,0mm)	IC908 PVD Kaplama
16	2525-L 0° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
24	2525-L 0° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
25	2525-L 0° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
26	2525-L 0° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
23	2525-L 60° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
22	2525-L 60° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
17	2525-L 90° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
18	2525-L 90° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
19	2525-L 90° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
20	2525-L 90° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
21	2525-L 90° Özel Takım	GRIP 6030Y	IC8250 CVD Kaplama
27	(Kaba) DR046-184-50-16-4D-N / (Hassas) IHFF 46-60 C	(Kaba) SOMT 160512-DT / (Hassas) TPGX 110304-L	(Kaba) IC9080 CVD Kaplama / (Hassas) IC8250 CVD Kaplama

Dövme çelik pistonun dış silindir sağ tarafının tornalama işleminde takım düzeni belirlenmiştir (Şekil 6). Ölçü matrisinde (Şekil 5) toplam wi yüksek olan SRDCN 2525M-12 takımı, takım düzeni matrisinde ikinci sıraya, PENTACUT PCHR 25-34 takımından önceye alınmıştır. Hücre açma ile kanal açma işleminde talaş kaldırılan kısımlar birbirinden bağımsız olması sırayı etkilememektedir. Silindirik ve alın tornalama işlemi referans oluşturmak amacıyla yapılması ve hücre açmadaki alın tornalama işlemi ile aynı kısımda talaş kaldırma işlemi olması nedeniyle ilk sıraya MWLNR 2525 M-08W takımı alınmıştır. Dış silindirik ve delik delme matrisleri şekil 8,9,10 da ve operasyon ve takım sırası Çizelge 5 verilmiştir.

Dış Silindir Tornalama Sağ Çap (Ölçü) Matrisi

Takım Kodu	11	9	13	15	8	10	12	14	7	6	5	4	3	2	1	
MWLNR 2525 M-08W	60,23	60,2	59,64	59,64	60,1											2^1
PENTACUT PCHR 25-34						54,7	54,7	54,85								2^2
SRDCN 2525M-12									46,9	39,48	38	38	27,5	17,82	5,74	2^3
∑wi	120,46	120,4	119,28	119,28	120,2	218,8	218,8	219,4	375,2	315,84	304	304	220	142,56	45,92	

Şekil 6. Dış silindir sağ çap ölçü matrisi

Optimum Dış Silindir Tornalama Sağ Takım Düzeni Matrisi

Takım Kodu	11	9	13	15	8	7	6	5	4	3	2	1	10	12	14	∑wj
MWLNR 2525 M-08W -	1	1	1	1	1											62
SRDCN 2525M-12						1	1	1	1	1	1	1				8128
PENTACUT PCHR 25-34													1	1	1	57344
	2^1	2^2	2^3	2^4	2^5	2^6	2^7	2^8	2^9	2^{10}	2^{11}	2^{12}	2^{13}	2^{14}	2^{15}	

Şekil 7. Dış silindir sağ takım düzeni matrisi

Dış Silindir Tornalama Sol Çap (Ölçü) Matrisi

Takım Kodu	16	26	25	24	23	22	21	20	19	18	17	
2525-L 0° Özel Takım	59,64	46	42	42	37,5							2^1
2525-L 90° Özel Takım						51,5	51,5	52,5	52,5			2^2
2525-L 60° Özel Takım										40,86	45,5	2^3
∑wi	119,28	92	84	84	75	206	206	210	210	326,88	364	

Şekil 8. Dış silindir sol çap ölçü matrisi

Optimum Dış Silindir Tornalama Sol Takım Düzeni Matrisi

Takım Kodu	16	26	25	24	23	17	18	19	20	22	21	∑wj
2525-L 0° Özel Takım	1	1	1	1	1							62
2525-L 60° Özel Takım						1	1					192
2525-L 90° Özel Takım								1	1	1	1	3840
	2^1	2^2	2^3	2^4	2^5	2^6	2^7	2^8	2^9	2^{10}	2^{11}	

Şekil 9. Dış silindir sol takım düzeni matrisi

Delik Delme Ölçü Matrisi

Takım Kodu	27	
(Kaba) DR046-184-40-16-4D-N (Hassas) IHFF 46-60 C	57	2^1
∑wi	114	

Delik Delme Takım Düzeni Matrisi

Takım Kodu	27	
(Kaba) DR040-160-40-12-4D-N (Hassas) IHFF 46-60 C	1	2
	2^1	

Şekil 10. Dış silindir sol takım düzeni matrisi

Çizelge 5. Operasyon ve takım sırası

Operasyon sırası	Operasyon adı	Takım adı
1	Kaba tornalama	MWLNR 2525 M-08W
2	Kaba delik delme	DR046-184-40-16-4D-N
3	İç boşaltma-1	2525-L 0° Özel Takım
4	İç boşaltma-2	2525-L 60° Özel Takım
5	İç boşaltma-3	2525-L 90° Özel Takım
6	Kanal açma	PENTACUT PCHR 25-34
7	Hücre açma	SRDCN 2525M-12
8	İnce delik işleme	IHFF 46-60 C
9	Oval ince tornalama	MTENN 2525M-16W-M

4.2.3 Optimum Operasyon Parametrelerinin Tayini

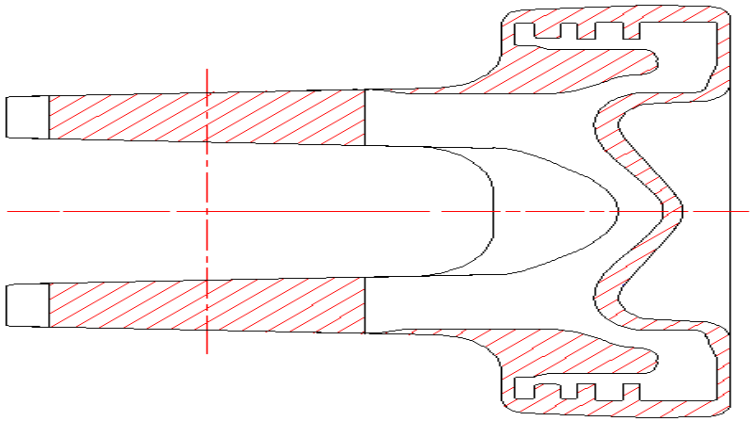
Denklem 1 ve 2 ile elde edilmiş kuvvet ve takım ömür denklemi kullanılarak dövme çelik piston üretimindeki talaşlı imalat proseslerinin zamana bağlı olarak, birim işleme zamanının minimizasyonu ile kesme parametrelerinin optimizasyonu yapılmıştır. Çizelge 6'da verilen talaşlı imalat parametreleri, iş parçası boyutları ve kesici takım verileri uygulanacak operasyonlara göre belirlenmiştir. Burada D, L ve dt operasyona ait işleme çapı, boyu ve toplam kesme derinliğini belirten parametrelerdir. Her operasyona göre işlenecek kısmın teknik resim ölçüleri göz önünde bulundurularak D, L ve dt ayrı ayrı belirlenmiştir . Kesme hızının, kesme derinliğinin ve ilerleme sınır değerleri ve iş parçası C4140 için el kitaplarından alınan ve deney koşullarında kullanılan kesme parametrelerinin alt ve üst kısıt değerlerini kapsamaktadır. Kesme kuvvetleri seçilen kaba ve ince işlem için maksimum ve minimum değerlerdir. Güç ve verim değerleri operasyonu gerçekleştirmek için kullanılan tezgaha ait verilerdir.

Çizelge 6. Talaşlı imalat parametresi, iş parçası ve kesici takım verisi

D = Operasyon çapı	L = Operasyon boyu	d_t=Toplam kesme derinliği
V_{rU} = 250 m/dk	V_{rL} = 150 m/dk	t_c = 0.30 dk/adet
f_{rU} = 0.2 mm/dev	f_{rL} = 0.05 mm/dev	t_e = 1.5 dk/kesici kenar
d_{rU} = 1.5 mm	d_{rU} = 0.5 mm	$V_B = 0.05$mm
V_{fU} = 250 m/dk	V_{fL} = 150 m/dk	$F_{crU} = 500$N
f_{fU} = 0.2 mm/dev	f_{fL} = 0.05 mm/dev	$F_{cfU} = 50$N
d_{fU} = 1.5 mm	d_{fL} = 0.5 mm	$P = 10K_W$
h_1 = 0.0007	h_2 = 0.3	$\eta = 0.75$
D_{kr} = Kritik işleme çapı	n_{max} =2000 dev/dk	

Optimizasyonun amacı, dövme çelik piston üretiminde birim üretim işleme zamanını minimize etmektir. Birim üretim işleme zamanında, esas kesme zamanı (T_M), işleme boş zamanı (T_I) ve takım değiştirme zamanı (T_R), toplamından oluşmaktadır[Wang,2007].

Minimum üretim zamanı işleme kısıtları da göz önünde bulundurularak kesme parametrelerinin optimize edilmesi için [Shin ve Joo,1992]; [Chen ve Tsai,1996]; [Chen,2004] tarafından ifade edilen ve kabul gören amaç fonksiyonu ve kısıtlar sunulmuştur.



Şekil 11. Dövme çelik piston talaşlı imalat yapılacak kısımlar

Silindirik tornalama işleme zamanı için amaç fonksiyonu;

$$T_U = T_M + T_I + T_R \tag{3}$$

$$T_U = \left[\frac{\pi DL}{1000V_r f_r}\left(\frac{d_t - d_f}{d_r}\right) + \frac{\pi DL}{1000V_f f_f}\right] + \left[t_c + (h_1 L + h_2)\left(\frac{d_t - d_f}{d_r} + 1\right)\right] + \frac{t_e}{T_p}\left[\frac{\pi DL}{1000V_r f_r}\left(\frac{d_t - d_f}{d_r}\right) + \frac{\pi DL}{1000V_f f_f}\right] \tag{4}$$

İşleme zamanı kısıt fonksiyonları;

Kaba İşleme

$$V_{rL} \le V_r \le V_{rU} \tag{5}$$

$$f_{rL} \le f_r \le f_{rU} \tag{7}$$

$$d_{rL} \le d_r \le d_{rU} \tag{9}$$

$$\frac{f_r^2}{8R} \le R_{rU} = 0.03 \tag{11}$$

$$2\Delta_{rmax} \le 0.02 \tag{13}$$

$$F_{cVBr} \le F_{crU} \tag{15}$$

$$\frac{F_{cVBr} * V_r}{60000} \le \eta * P_U \tag{17}$$

Finiş İşleme

$$V_{fL} \le V_f \le V_{fU} \tag{6}$$

$$f_{fL} \le f_f \le f_{fU} \tag{8}$$

$$d_{fL} \le d_f \le d_{fU} \tag{10}$$

$$\frac{f_f^2}{8R} \le R_{fU} = 0.005 \tag{12}$$

$$2\Delta_{fmax} \le 0.01 \tag{14}$$

$$F_{cVBf} \le F_{cfU} \tag{16}$$

$$\frac{F_{cVBf} * V_f}{60000} \le \eta * P_U \tag{18}$$

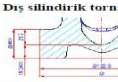
[Yıldız, 2012, Yıldız, 2013] Burada kullanılan semboller aşağıda verilmiştir.

V	: Hız (m/dk)	f	: Kesmedeki ilerleme (mm/dev)
d	: Kesme derinliği (mm)	T_U	: Toplam işleme zamanı
T_M	: Esas kesme zamanı	T_I	: İşlemede boş zaman
D, L	: İş parçası çapı ve boyu	T_R	: Takım değiştirme zamanı
n_{max}	: Maksimum devir	D_{kr}	: Kritik iş parçası işleme çapı
V_B	: Takım aşınma sınırı	d_r, d_f	: Kaba ve ince işlemede kesme derinliği
R	: Kesici uç yarıçapı	$d_{rL}d_{rU}$	: Kaba kesme derinliği alt ve üst sınırı
V_r, V_f	: Kaba ve ince kesme hızı	d_{fL},d_{fU}	: Finiş kesme derinliği alt ve üst sınırı
T_p	: Toplam kesici takım ömrü	d_t	: Top. talaş kaldırılacak kesme derinliği
V_{fL},V_{fU}	:İnce kesme hızı sınırı	V_{rL},V_{rU}	: Kaba kesme hızı alt ve üst sınırı
f_r, f_f	: Kaba ve ince ilerleme	f_{rL}, f_{rU}	: Kaba kesme ilerlemesi alt ve üst sınırı
f_{fL},f_{fU}	: İnce ilerleme sınırı	h_1, h_2	: Takım yak. ve har. zamanı sabitler
t_e	: takım değiştirme zamanı	F_{crU}	: Kaba işlemede kesme kuvveti üst sınırı
t_c	: hazırlık zamanı	F_{cfU}	: ince işlemede kesme kuvveti üst sınırı

Diğer operasyonlar içinde benzer amaç fonksiyonları ve kısıtlar kullanılmıştır. Amaç fonksiyonu ve kısıt fonksiyonları ile Çizelge 6'da verilen veriler doğrultusunda optimizasyon tekniği olarak genetik algoritma kullanılarak uygulanmıştır. Çizelge 6'da ki verilerin tamamı dövme çelik piston talaşlı imalat süreçlerinin optimizasyonunda kullanılmıştır. Sadece, talaşlı imalat operasyonunun yapılacağı süreçteki çap, işleme boyu ve kaldırılacak toplam talaş miktarı değişmiştir. Mevcut üretimde, imalata alınan minimum parti sayısı $n = 200$ olduğundan, parça başına düşen hazırlık zamanı minimum parti sayısı göz önünde tutularak hesaplanmıştır. Mevcut imalat verilerine göre toplam hazırlık süresi 60dk, takım ömrüne göre kesici kenar başına değiştirme zamanı 1.5dk olarak belirlenmiştir. Dövme çelik piston süreç kesme parametrelerini optimize etmek için Genetik algoritma uygulanmış ve elde edilen sonuçlar Bölüm 4.2.4'te ki tüm operasyonlarda ayrı ayrı belirtilmiştir. Elde edilen takım ömür denklemi, amaç fonksiyonu içinde parça başına düşen kesici uç değiştirme zamanı için kullanılmış, kuvvet denklemi ise kısıt fonksiyonlarında ölçüt olarak belirlenmiştir.

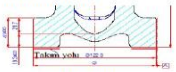
4.2.4. Dövme Çelik Piston Üretim Süreçleri Geliştirilmesi

Dış silindirik tornalama



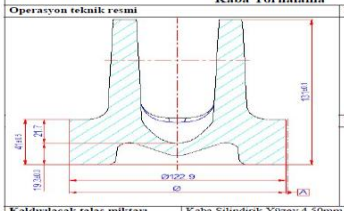
D = Ø122.9mm
L = 41mm
Toplam kesme derinliği = 4,50mm

Alın tornalama



D_{ort} = Ø108.9mm
L = 13.9mm
Toplam kesme derinliği = 2,50mm

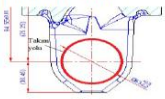
Kaba Tornalama

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 MWLNR 2525 M-08W Kullanılacak kesici uç  WNMG 080408-M3P IC8250 0°CVD Kaplama

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	Kaba Silindirik Yüzey 4,50mm Kaba Alın İşlemede 2,50mm
Açıklamalar	Çapta 9,00mm arasında talaş kaldırılacaktır. Geriye kalan 1,20mm ovalite finiş işlemi için talaş kaldırılacaktır.

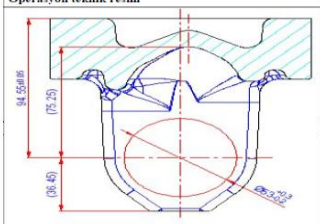
Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen		
Kesme hızı	125 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 160.45	V_f = 184.55
İlerleme	0,2 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.198	f_f = 0.077
Kesme derinliği	1,50 - 2,00 mm	**Kesme derinliği**	d_r = 1.5	d_f = 0.503
Uygulanan imalat operasyon süresi	5dk 11sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	4dk 44sn. Silindirik (4 pasoda), Alın(3 pasoda)	
Toplam operasyon süresi kazancı	27sn. - %8.7			

Kaba delik delme



D = Ø53.00mm
L = 17x2mm = 34mm
Toplam kesme derinliği = 26.5mm

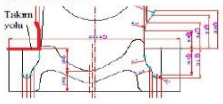
Kaba Delik Delme

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 DR046-184-50-16-4D-N Kullanılacak kesici uç  SOMT 160512-DT IC9080 13° CVD Kaplama

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	Ø 53,00mm - Kalınlık(h) 17mmx2 kaba delik delinecek.
Açıklamalar	Kaba olarak Ø53,00mm ye delik delinecek. Eş merkezli olarak 2 adet dolu malzemede delik olacaktır.

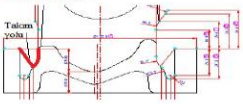
Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen	
Kesme hızı	80 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 150
İlerleme	0,04 - 0,07 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.05
Kesme derinliği	--- mm	**Kesme derinliği**	d_r = 26.5 (sbt)
Uygulanan imalat operasyon süresi	4dk 48sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	3dk 05sn. (Tek pasoda)
Toplam operasyon süresi kazancı	1dk 43sn - %35.7		

İç Boşaltma-1



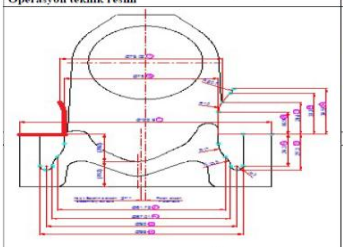
D_{ort} = Ø80.00mm
L_{ort} = 32.00mm
Toplam kesme derinliği = 6.50mm

İç Boşaltma-2



D_{ort} = Ø85.00mm
L_{ort} = 18.00mm
Toplam kesme derinliği = 10.50mm

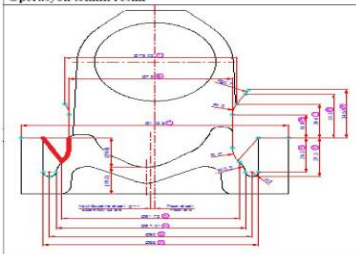
İç Boşaltma-1

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 2525-L 0°ÖZEL TAKIM Kullanılacak kesici uç  GRIP 6030Y IC8250 7° CVD Kaplamalı

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	İç boşaltma işleminde takım yolu belirlenen yerden talaş kaldırılacağı için maksimum kesme derinliği 6.50mm olan bölge referans alınmıştır.
Açıklamalar	Her yönde aynı talaş kaldırılmayacağı için maksimum talaş miktarı belirtilmiştir.

Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen		
Kesme hızı	160 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 160.96	V_f = 208.0
İlerleme	0,10 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.2	f_f = 0.066
Kesme derinliği	0,10 - 1,00 mm	**Kesme derinliği**	d_r = 1.48	d_f = 0.506
Uygulanan imalat operasyon süresi	5dk 40sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	4dk 19 (5 pasoda)	
Toplam operasyon süresi kazancı	1dk 21sn. - %23.8			

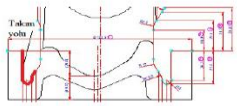
İç Boşaltma-2

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 2525-L 60°ÖZEL TAKIM Kullanılacak kesici uç  GRIP 6030Y IC8250 7° CVD Kaplamalı

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	İç boşaltma işleminde takım yolu belirlenen yerden talaş kaldırılacağı için maksimum kesme derinliği 17.50mm olan bölge referans alınmıştır.
Açıklamalar	Her yönde aynı talaş kaldırılmayacağı için maksimum talaş miktarı belirtilmiştir.

Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen		
Kesme hızı	160 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 166.5	V_f = 196.03
İlerleme	0,10 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.192	f_f = 0.068
Kesme derinliği	0,10 - 1,00 mm	**Kesme derinliği**	d_r = 1.478	d_f = 0.521
Uygulanan imalat operasyon süresi	6dk 34sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	4dk 50sn. (8 pasoda)	
Toplam operasyon süresi kazancı	1dk 44sn. - %26.4			

İç Boşaltma-3



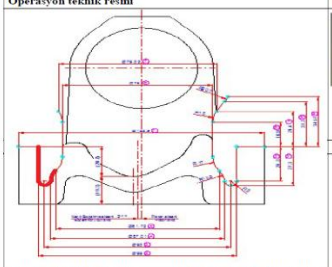
D_{ort} = Ø90.00mm
L_{ort} = 15.00mm
Toplam kesme derinliği = 9.00mm

Kanal Açma



D_d = Ø122.9mm
D_i = Ø102.9mm
$L = ((D_ü - D_d)/2) * n$
Kesme derinliği = 4.747 – 3.16 – 3.00 mm
(Kanal genişlikleri 3 adet)

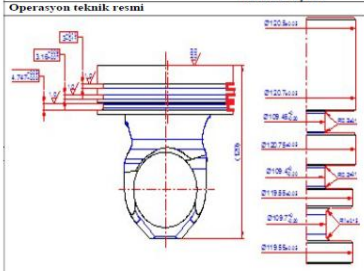
İç Boşaltma-3

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 2525-L 90°ÖZEL TAKIM Kullanılacak kesici uç  GRIP 6030Y IC8250 7° CVD Kaplamalı

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	İç boşaltma işleminde takım yolu belirlenen yerden talaş kaldırılacağı için maksimum kesme derinliği 9.00mm olan bölge referans alınmıştır.
Açıklamalar	Her yönde aynı talaş kaldırılmayacağı için maksimum talaş miktarı belirtilmiştir.

Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen		
Kesme hızı	160 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 167.47	V_f = 182.25
İlerleme	0,10 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.187	f_f = 0.07
Kesme derinliği	0,10 - 1,00 mm	**Kesme derinliği**	d_r = 1.5	d_f = 0.558
Uygulanan imalat operasyon süresi	4dk 32sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	4dk 12sn. (7 Pasoda)	
Toplam operasyon süresi kazancı	20sn. - %7.35			

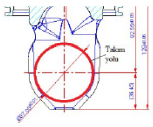
Kanal Açma

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 PENTACUT PCHR 25-34 Kullanılacak kesici uç  PENTA 34N300C020 IC908 (3,00mm-R0,2mm) (2,00mm-R1,0mm) PVD Kaplamalı

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	Kanal açma işleminde sadece radyal ilerleme olduğu için radyal derinlik 10.00mm dikkate alınmıştır.
Açıklamalar	Her yönde talaş kaldırmadan ziyade, kanal açma işlemi olduğu için sadece radyal yönde ilerleme vardır.

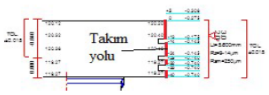
Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen		
Kesme hızı	160 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 166.1	V_f = 180.1
İlerleme	0,03 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.137	f_f = 0,05
Kesme derinliği	----- mm	**Kesme derinliği**	d_r = 2 (sbt)	d_f = 2 (sbt)
Uygulanan imalat operasyon süresi	5dk 58sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	4dk 45sn. (2 pasoda)	
Toplam operasyon süresi kazancı	1dk 13sn. - %20.39			

İnce delik delme



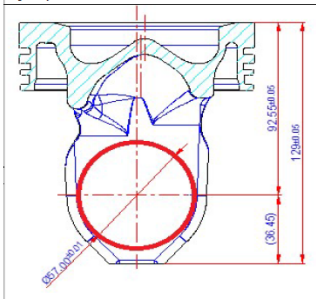
D = Ø57.00mm
L = 17x2mm
Toplam kesme derinliği = 4.00mm

Oval İnce Tornalama



D = Ø120.50mm
L = 36mm
Toplam kesme derinliği = 1.20mm

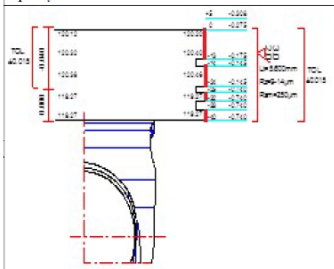
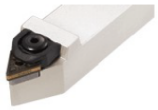
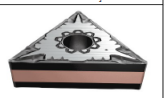
İnce Delik Delme

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 BHC MB40-40-90 (Hassas Bara) IHFF 46-60 C (Kesici Uç Tutucu)
	Kullanılacak kesici uç  TPGX 110304-L IC8250 11° CVD Kaplamalı

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	Ø 53,00mm'den - Ø57,00mm'ye, Kalınlık(h) 17,50mmx2 genişletilecek. Toplamda 4.00mm talaş kalınlığı bulunmaktadır.
Açıklamalar	Kaba olarak Ø53,00mm ye delinen pim deliği, hassas işlenerek Ø57,00mm ye getirilecektir. Eş merkezli olarak 2 adet delik olacaktır.

Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen	
Kesme hızı	160 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 160.35 V_f = 194.46
İlerleme	0,08 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.198 f_f = 0.069
Kesme derinliği	0,10 - 1,20 mm	**Kesme derinliği**	d_r = 1.5 d_f = 0.523
Uygulanan imalat operasyon süresi	4dk 18sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	3dk 01sn. (4 pasoda)
Toplam operasyon süresi kazancı	1dk 17sn. - %29.8		

Oval İnce Tornalama

Operasyon teknik resmi	Kullanılacak takım
	 MTENN 2525M-16W-M
	Kullanılacak kesici uç  TNMG 160404-F3M IC8250 CVD Kaplama

Kaldırılacak talaş miktarı (kesme derinliği)	Kaba tornalama işleminde 122.90mm'ye çap ölçüsüne işlenen piston nihai ölçüsü olarak 120.50mm'ye işlenecektir. Dolayısıyla kesme derinliği 1.20mm'dir.
Açıklamalar	Kaba tornalamada bırakılan geri kalan kısım bu operasyonla nihai ölçüsüne getirilerek talaşlı imalat operasyonları son bulacaktır.

Üretici firma tarafından uygulanan		Optimize edilen	
Kesme hızı	170 m/dk	**Kesme hızı**	V_c = 169.55 V_f = 189.05
İlerleme	0,20 mm/dev	**İlerleme**	f_z = 0.185 f_f = 0.075
Kesme derinliği	0,10 - 0,20 mm	**Kesme derinliği**	d_r = 1.489 d_f = 0.5
Uygulanan imalat operasyon süresi	1dk 56sn.	**Optimize edilen operasyon süresi**	2dk 20sn. (2 pasoda)
Toplam operasyon süresi kazancı		-24sn - %-20	

8. SONUÇLAR

Dövme çelik pistonun dövme sürecinden sonra piston talaşlı imalatı ele alınarak, süreç planlama yapılmış ve operasyon parametreleri optimize edilmiştir. Mevcut üretimde 12 farklı operasyon bulunurken, süreç planlamadan sonra operasyonların bazıları birleştirilmiş ve 9 farklı sürece düşürülerek talaşlı imalat operasyonları belirlenmiştir. Talaşlı imalat operasyonları için dövme çelik pistona ait unsur tanımlamaları yapılmış ve belirlenen bilgiler doğrultusunda operasyonlarda kullanılacak kesici takım, kesici uç ve iş parçası bağlama şeklinin seçimi için algoritmalar geliştirilerek seçim kriterleri ortaya konulmuştur. Geliştirilen seçim algoritmaları ve unsur bilgileri yardımıyla, sistematik şekilde proseslerin geliştirilmesi ve takım sıralaması yapılarak optimum proses planı oluşturulmasında katkı sağlanmıştır. Talaşlı imalat operasyonlarına ait verilerin ve operasyon sıralamasının belirlenmesinin ardından deneysel çalışma yapılarak takım ömür denklemi ve kuvvet denklemi oluşturulmuştur. Talaşlı imalatta kesme parametrelerinin optimize edilmesi için amaç fonksiyonu ve kısıtlar belirlenmiştir. Takım ömür denklemi, kuvvet denklemi, amaç fonksiyonu ve kısıtlar belirlenip genetik algoritma tekniği ile operasyonlara ait kesme parametreleri optimize edilmiştir.

Bu çalışma da süreç planlaması yapılarak, süreç geliştirilmesi yapılmış ve süreç parametrelerinde optimizasyon gerçekleştirilmiştir. Sonuç olarak mevcut üretimde toplam imalat süresi 47dk 23sn. iken, süreç geliştirmesi ve optimizasyonu yapılmış üretimde toplam imalat süresi 33dk 37sn.'ye düşürülmüştür. Talaşlı imalat sürecinde 13dk.53sn. azaltma

yapılarak imalat süresinde kazanç sağlanmıştır. Toplam imalat süresinde de %29.3 iyileşme görülmüştür.

KAYNAKÇA

1. Aslan, E., Camuşcu, N. ve Birgören, B., 2007, "Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al 2 O 3+TiCN mixed ceramic tool", Materials & design, 28 (5), 1618-1622.

2. Celik, I., 2004, "Knowldege Based Process Planning System for Workpieces to be Produced at Machining Center", Ph. D. Thesis, Selcuk University.

3. Chen, M.-C. ve Tsai, D.-M., 1996, "A simulated annealing approach for optimization of multi-pass turning operations", Int. Journal of Production Research, 34(10), 2803-2825.

4. Chen, M.-C., 2004, "Optimizing machining economics models of turning operations using the scatter search approach", Int. Journal of Production Research, 42 (13), 2611-2625.

5. Çelik, İ., 1998, "CNC torna tezgahlarında işlenecek parçaların grafik simülasyonu ve işlem planlaması", Ms. Thesis Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü.

6. Maropoulos, P. ve Alamin, B., 1996, "Integrated tool life prediction and management for an intelligent tool selection system", J. of mater. processing technology, 61 (1), 225-230.

7. Nian, C., Yang, W. ve Tarng, Y., 1999, Optimization of turning operations with multiple performance characteristics, Journal of Materials Processing Technology, 95 (1), 90-96.

8. Oral, A. ve Cakir, M. C., 2004, "Automated cutting tool selection and cutting tool sequence optimisation for rotational parts", Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 20 (2), 127-141.

9. Shin, Y. ve Joo, Y., 1992, "Optimization of machining conditions with practical constraints", The International Journal of Production Research, 30 (12), 2907-2919.

10. Wang, H. ve Li, J., 1991, "Computer-Aided Process Planning", Advances in Industrial Engineering, Vol. 13, Elsevier.

11. Wang, Y.-C., 2007, "A note on 'optimization of multi-pass turning operations using ant colony system', International Journal of Machine Tools and Manufacture, 47(12), 2057-2059.

12. **Wang*, P. ve Liang, M., 2005**, "An integrated approach to tolerance synthesis, process selection and machining parameter optimization problems", International Journal of Production Research, 43 (11), 2237-2262.

13. Yildiz, A. R.(2012), “A comparative study of population-based optimization algorithms for turning operations,” Information Sciences, 210, 81-88.

14. Yildiz, A. R. (2013), “Optimization of cutting parameters in multi-pass turning using artificial bee colony-based approach”, Information Sciences, 220, 399-40.

KAYNAK HÜCRELERİNDE ENDÜSTRİ 4.0 UYGULAMALARI

Gökhan YENİKAYA, *yenikaya@uludagedu.tr* Uludağ Üniversitesi, 16059, Bursa

Sibel YENİKAYA, *sguler@uludag.edu.tr* Uludağ Üniversitesi, 16059, Bursa

Uğur HATİPOĞLU, *ugur.hatipoglu@stepteknoloji.com* Uludağ Üniversitesi, 16059, Bursa

ÖZET

Endüstri 4.0 devrimi, özellikle son yıllarda popülerliğini giderek arttırmaktadır. Endüstri 4.0 kapsamında birçok endüstriyel donanım üzerinde çalışılmış, endüstriyel ekipmanların çoğunun süreç bilgileri sayısallaştırılmış ve merkezi bir sunucuya aktarılmıştır. Bu endüstriyel donanımlar takım tezgâhları, endüstriyel robotlar ve presler, bükme veya kesme makinelerini içerir, ancak bunlarla sınırlı değildir. Çalışmamızda, özellikle nadiren çalışılmış bir alan olan kaynak makinelerine odaklandık. Bu çalışma, bir test düzeneği üzerinde gerçekleştirilmiştir. Test düzeneği, bir kaynak makinesi, bir operatör, bir kaynak parametre sensör grubu, bir operatör izleme ve veri girişi yazılımı ve bir merkezi sunucudan oluşur. Test düzeneği vasıtasıyla kaynak parametreleri algılanır, toplanır ve gerçek zamanlı olarak işlenir ve bilgi sunucusuna aktarılır. Toplanan parametreler kaynak akımı, kaynak gerilimi ve tel besleme hızıdır. Amaç OEE'yi (Genel Ekipman Verimliliği) belirlemek ve kaynak parametrelerini takip etmektir. Sistem kaynak parametrelerini takip ederek kaynak kalitesi ile ilgili uyarılarda bulunmaktadır. Çalışmada ayrıca kestirimci bakım çalışmaları için bir altyapı oluşturulması amaçlamaktadır.

Anahtar Kelimeler: Endüstri 4.0, Gazaltı Kaynak, Kestirimci Bakım

INDUSTRY 4.0 APPLICATIONS AT WELDING CELLS

ABSTRACT

Industry 4.0 revolution have been increasing its popularity in recent years. Within the scope of Industry 4.0, many industrial equipments have been studied, the process information of majority of industrial equipments have been digitized and transferred to an information server. These industrial equipments include but not limited with machine tools, industrial robots, and presses, bending or cutting machines. In our study we especially focused on

welding machines, as a rarely discussed case. In this research, a test layout have been implemented. Using the test layout, the welding data are sensed, aggregated and processed in real-time and transferred to the information server. The test system consists of a welding process sensor, an operator dashboard software and an information server. The parameters that it collects are welding current, welding voltage and wire feed speed. The aim is to determine the OEE (Overall Equipment Efficiency) and follow-up the process parameters. The study also aim to build an infrastructure for predictive maintenance studies.

Keywords: Industry 4.0, Predictive Maintenance, Arc Welding

1. GİRİŞ

Kaynak operasyonu, genellikle metal olmak üzere, ısı yoluyla parçaların birbirleriyle birleştirilmelerini sağlayan bir imalat yöntemidir. Kendi içerisinde pek çok çeşidi vardır. Her bir çeşit, belirli bir amaca yöneliktir ve o amaç doğrultusunda kullanılmak üzere tasarlanmıştır.

Gazaltı ark kaynak yöntemi, aslında çıplak bir tel olan elektrotun, bir besleme mekanizması vasıtasıyla kaynak noktasına doğru sevk edilerek, kaynak bölgesinde uygulanan elektrik akımı ile ısıtılması ve eritilmesine dayanmaktadır. Kaynak bölgesine komşu bölgeler, kirlenmeye ve bozulmaya karşı dışarıdan sağlanan ve bölgeye bir gaz memesinden iletilen uygun bir gaz veya gaz karışımı tarafından korunur. Gazaltı kaynağı otomatik veya bir kaynak operatörü tarafından gerçekleştirilebilir. Kaynak operatöründen beklenen, ark boyu kaynak makinası tarafından kontrol edildiği için, gaz memesini kaynak banyosu üzerinde sabit bir yükseklikte tutarak belirli bir hızda hareket ettirmesidir. Operatöre bağlı sistem, operatörün algısına doğrudan bağımlıdır: kaynağın kalite problemi yaşamaması için dokunsal, görsel ve işitsel açıdan dikkatli olmak gerekmektedir, ayrıca operatörün tecrübesi de oldukça önemlidir.

Operatöre bağımlılığın yüksek olduğu, otomasyonun düşük olduğu kaynak süreçlerinde verimlilik / üretkenlik hesaplarını yapma açısından da bir boşluk olduğu görülebilmektedir. Çalışmamızda odaklandığımız alan, henüz üzerinde çok sayıda çalışmanın olmadığı kaynak makinalarıdır. Hedef, kaynak makinalarının akım, gerilim ve tel besleme hızından oluşan çalışma verilerini gerçek-zamanlı toplayarak ve gerçek-zamanlı işleyerek, işlenmiş veriyi gerçek-zamanlı olarak merkezi bir sunucuya aktarmaktır. Sunucu üzerinde verimlilik / üretkenlik hesaplamaları sunucuda yapılacaktır. Ayrıca yine sunucu üzerinde kalite değerlendirmeleri gerçekleştirilecektir.

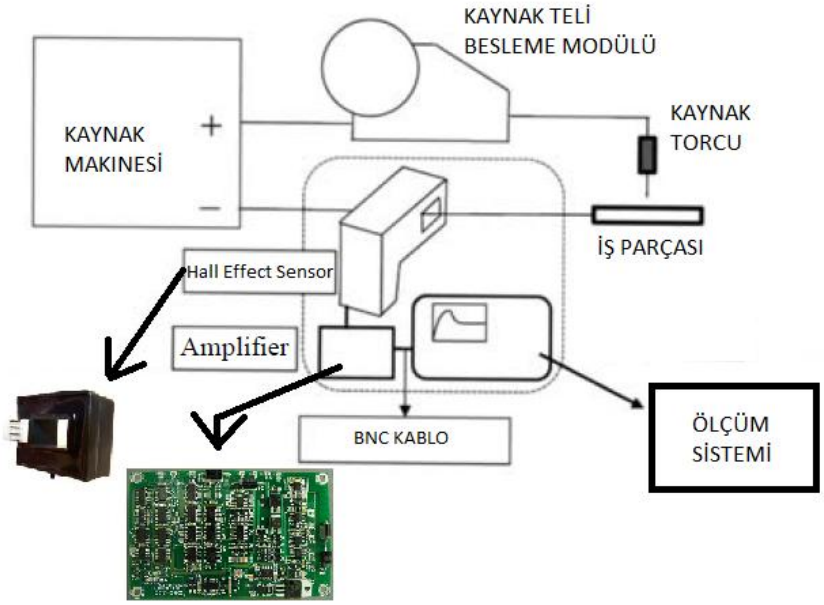
Kaynak elektrik değişkenlerinin sayısallaştırılması ve çevrimiçi gösterilmesi konusunda, özellikle kaynak üreticisi firmalar başta olmak üzere, daha önceden yapılmış pek çok çalışma

ve alınmış pek çok patent mevcuttur (Kitabori ve Furuadate, 1985, Kitabori ve Koyokata, 1986, Ivkovich, 2000, Ennsbrunner ve Gschmeidler, 2009). Elde edilen kaynak verileri ile yoğun olarak kaynak kalitesi çalışıldığı görülmektedir. Zhang ve arkadaşları (Zhang ve ark., 2017), STM32 temelli bir mikroişlemci kartı ile kaynak verilerini toplamışlardır ve kaynak kalitesi ile elektriksel verileri ilişkilendirmeye çalışmışlardır. Mazlan ve arkadaşları (Mazlan ve ark. 2017), osiloskop ile kayıt altına alınan kaynak akımını Kısa Dönemli Enerji (STE – Short Time Energy) tekniğiyle işleyerek, kaynak kalitesini tespit etmeye çalışmışlardır. Bai, Lubecki ve Lin (Bai ve ark., 2016), robotlu ark kaynağından, kaynak akımı ve gerilimlerini toplayarak, LMM (Localized Minimum and Maximum) yöntemiyle çevrimiçi analiz yapmaya çalışmışlardır. OEE kapsamında tespit edebildiğimiz tek çalışma Mhetre ve Dhake'nin çalışmasıdır (Mhetre ve Dhake, 2012). Bu çalışmada kaynak makineleri verimlilik çalışması gerçekleştirilmiştir. Değerlendirmeler gözlemlere dayanmaktadır ve tespit edilen kaynak kullanım verimliliği % 24.77, kaynak OEE'si ise %20.67' dir.

Yapılan araştırmalarda, OEE ve kaynak kalitesinin otomatik veri akışıyla tespit edilerek çevrimiçi olarak izlendiği herhangi bir çalışmayla karşılaşılmamıştır. Çalışmamızda, bu amaçla bir veri toplama sistemi oluşturulmuştur. Sistem, kaynak elektriksel verilerini toplamaktan sorumlu, enstrümantasyon ve ölçme sensörlerinden oluşan içeren bir gömülü kart, operatörün veri girişi yapabileceği bir operatör paneli ve verilerin toplanacağı bir sunucudan oluşmaktadır. Toplanan parametreler kaynak akımı, kaynak gerilimi ve tel besleme hızıdır. Kaynağın başlama ve bitiş zamanları, kaynak süresi ve bu süre içerisindeki kaynak akımı, kaynak gerilimi ve tel besleme hızındaki değişimler sürekli izlenmektedir. Operatör panelindeki yazılımın iki temel amacı vardır, birincisi toplam donanım etkinliğini ölçmek için operatör tarafından girilecek olan duruş verilerini toplamak, ikincisi kaynak kalitesini belirlemek için operatör veya uzman tarafından veri girişi yaptırılmasıdır.

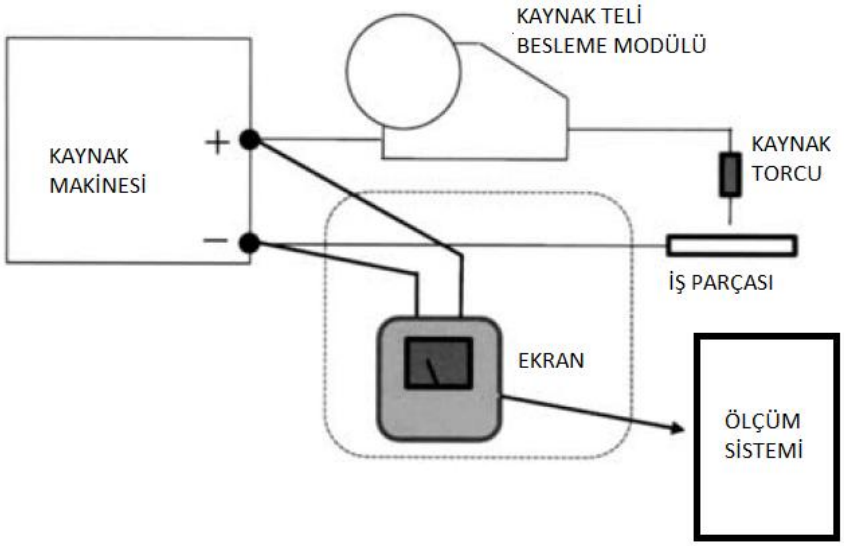
2. SİSTEM YAPISI

Çalışmada Fronius Trans Steel 3500 gazaltı kaynak makinesi kullanılmıştır. Çalışılan malzeme EN S355 kalite standardına sahip çelik alaşımdır. Kaynak makinesi inverter güç kaynağına sahiptir ve elektrotu darbeli gerilimle sürmektedir. Darbeli gerilim periyodu, görev döngüsü, kaynak akım ve kaynak gerilim değerleri, kaynak makinesi içine yerleştirilen akım ve gerilim sensörleri vasıtasıyla toplanmaktadır. Akım ölçmek için 100 KHz bant genişliğine, 0 – 600 A akım ölçme aralığına ve 1 us cevap hızına sahip Hall Effect akım sensörü kullanılmıştır. Akım ölçme blok diyagramı Şekil 1'de verilmiştir.



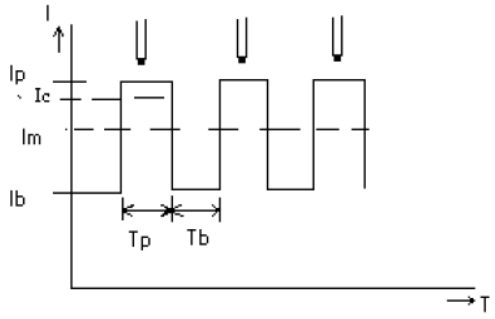
Şekil 1. Akım Ölçme Blok Diyagramı

Gerilim ölçmek için ise, hassas bir ölçme devresi tasarlanmıştır. Gerilim ölçüm sisteminin blok diyagramı Şekil 2'deki gibidir. Tel besleme hızını ölçmek için RS-485 çıkışlı, 1024 darbe/tur çözünürlüğünde encoder kullanılmıştır.



Şekil 2. Gerilim Ölçme Blok Diyagramı

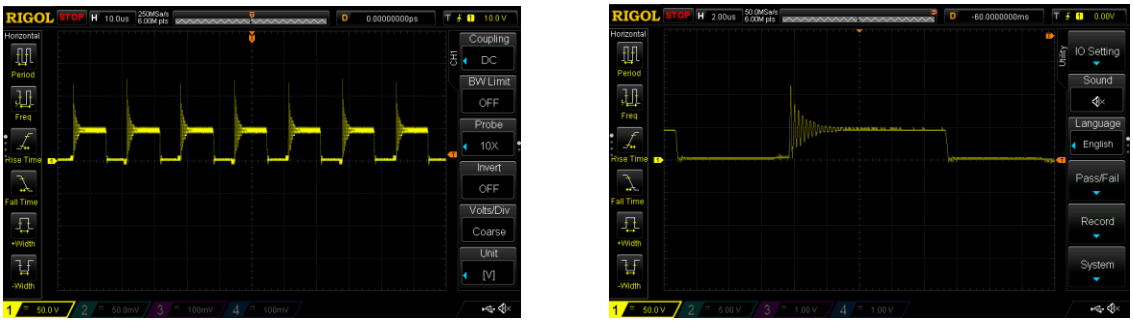
Kaynak, darbeli gerilim ile çalışmaktadır (Şekil 3). Değişkenler, darbe süresi (T_p), darbe frekansı (f), tepe akımı (I_p), boştaki akım (I_b) ve boştaki akım süresidir(T_b).



Şekil 3. Kaynak Gerilimi Darbe Parametreleri

Darbe parametrelerinin uygun seçimi, kaynak noktasının istenen geometriye sahip olması için damlacık hızının ve dolayısıyla kaynak havuzunun kontrol edilebilmesini sağlar (Pedapati ve Gupta, 2004). Biriken damlacığın metal transfer ve termal davranışındaki doğası, farklı darbe parametrelerinin kaynak birleşiminde farklı geometrik, metalürjik ve mekanik karakteristiklerin ortaya çıkmasına sebep olmaktadır (Ghosh ve ark., 2002).

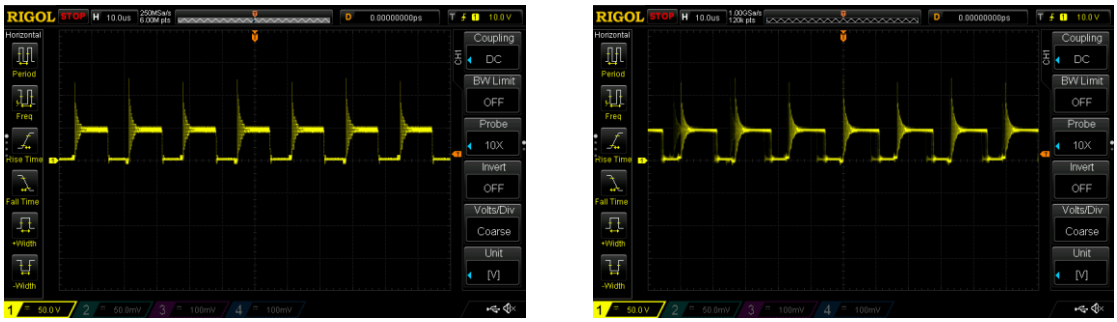
Ölçümlerde, kaynağın darbe frekansının yaklaşık 60 KHz olduğu görülmüştür. Kaynakla ile ilgili parametre ölçümlerin yapılabilmesi için RIGOL DS1054 model osiloskop kullanılmıştır. Kaynak geriliminin osiloskop görüntüsü Şekil 4'teki gibidir. Şekil 5'te darbenin uygulandığı anda sistemin tepkisi görülebilmektedir.



a) Darbeli Gerilim b) Darbe Cevap Karakteristiği

Şekil 4. Kaynak Ölçülen Gerilimi

Şekil 5'te dört farklı darbe süresi (T_p) için osiloskop çıktılarını göstermektedir. Darbe süresi (T_p) uzadıkça, kaynak bölgesine uygulanan enerji de yükselmektedir.



a) T_p = 10 us

b) T_p = 12 us

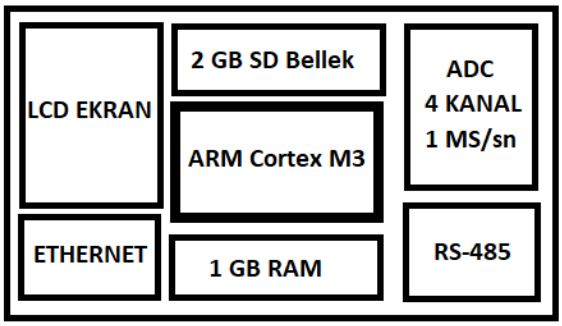
c) T_p = 14 us

d) T_p = 15 us

Şekil 5. Farklı Güç Seçimleri için (T_p) uzunlukları

3. VERİ AKIŞI GÖMÜLÜ SİSTEM TASARIMI

Kaynağın ürettiği darbeli gerilim frekansı yaklaşık 60 KHz'tir. OEE açısından bakıldığında, darbenin varlığı, kaynak makinesinin çalıştığını göstermektedir. Buradaki yaklaşım, darbe varsa çalışma mevcut, darbe yoksa çalışma yapılmıyor şeklindedir. Darbenin varlığının tespiti elektronik kartın tasarımı açısından önemli özelliklere sahip olmasına ihtiyaç duymamaktadır. Ancak, kalite ile ilgili kaygılar, elektronik tasarım açısından farklılık yaratmaktadır. Şekil 5'teki işaretteki darbe periyodu yaklaşık 16 us 'dir. Cevabın yorumlanabilmesi için en azından 1 MS/sn'lik bir sisteme ihtiyaç olduğu görülmektedir. Kart tasarımında, 1 MS/sn'lik 4 kanallı bir ADC, ARM Cortex M3 işlemci kullanılmıştır. Kartın blok diyagramı Şekil 6'daki gibidir.

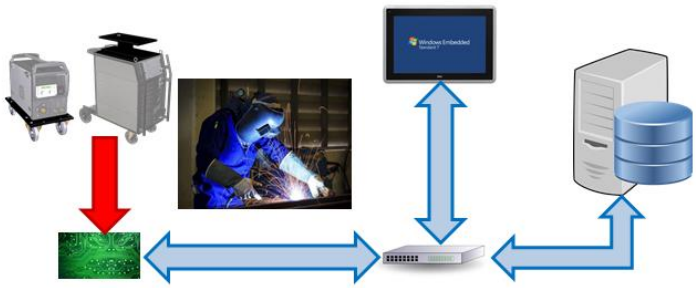


Şekil 6. Gömülü Sistem Blok Diyagramı

Kart ADC üzerinden akım, gerilim ve tel besleme hızı toplamaktadır. Topladığı verileri ARM işlemci üzerinde işlemekte ve aynı zamanda merkezi sunucu ile haberleşmektedir. Ekran üzerinden kullanıcı, durum bilgisini takip edebilir.

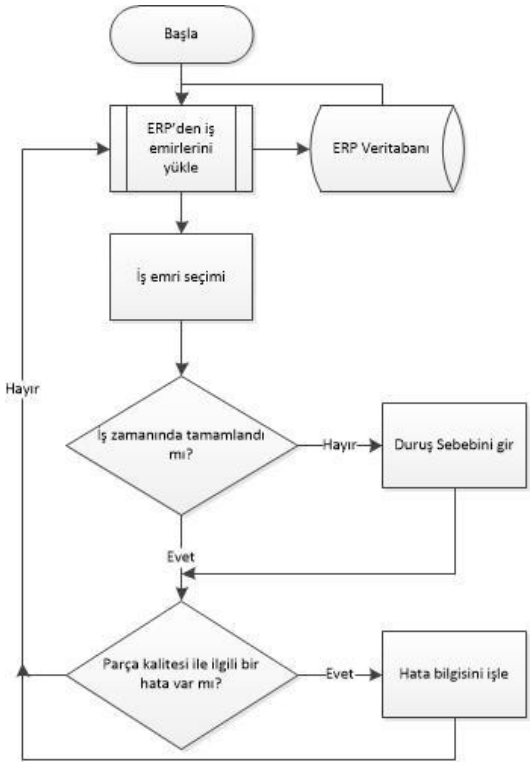
4. YAZILIM TASARIMI

Sistemin genel blok diyagramı Şekil 7'deki gibidir. Gömülü yazılım sistemi tarafından oluşturulan veriler sunucuya transfer edilmektedir. Yazılım sistemi iki temel üniteden oluşmaktadır. Birinci ünite operatör ekranları, ikinci ünite, fabrika Kurumsal Kaynak Planlama (ERP - Enterprise Resource Planning)'si ile konuşan bir sunucu yazılımıdır. Fabrikada çalıştığımız ERP SAP 'dir.



Şekil 7. Deney Düzeneği Blok Diyagramı

Operatör ekranlarının genel akış diyagramı Şekil 8'deki akış diyagramında ifade edilmiştir. İş emirleri otomatik olarak ERP sisteminden yüklenmektedir. Operatör iş emrini seçer. İş emri seçildiği anda, yapacağı iş ile ilgili temel bilgiler elde edilmektedir. Bu bilgiler, parçanın referans kodu, çevrim süresi, malzeme kalitesi standardı ve malzeme kalınlığıdır. Ayrıca, kaynak makinesinin olması gereken set değerleri de gelen bilgiler arasındadır. İş emri seçiminden kaynak başlama anına kadar geçen süre, setup zamanı olarak kabul edilir. Böylece, her bir referans için setup süresinin ne kadar olduğu, daha sonradan tespit edilebilecektir. Kaynak başlama ve bitiş bilgisi veri toplama sisteminden gelecektir.



Şekil 8. Operatör İzleme ve Veri Girişi Yazılımı Akış Diyagramı

Kaynak bittikten sonra, operatör yeni parçaya veya yeni bir iş emrine geçecektir. Eğer iki parçanın başlangıcı arasında geçen süre, önceden belirlenen çevrim sürelerinin üstündeyse, açılan bir pop-up penceresiyle operatörden bir duruş bilgisi girmesi istenir. Bu duruş ve çalışma bilgileri daha sonradan OEE hesaplamalarında kullanılacaktır. Operatörün bir diğer görevi, eğer hatalı parça varsa, bu hatalı parçanın etiketlenmesidir. Operatör, bu hata etiketlemesini kendisi veya bir kalite uzmanı ile yapmaktadır. Bu hata, veri toplama sisteminden gelen o parçaya ait akım, gerilim ve tel besleme hızı verileriyle birlikte, merkez sunucu veritabanında kayıt altına alınacaktır.

5. KALİTE UYARILARI

Temel kaynak hataları ve elektriksel ilişkiler (Oerlikon Kaynak, 2007, Özdemir, 2008) liste halinde verilmiştir. Bu listedeki hataların sebepleri yalnızca elektriksel parametreler değildir ancak, çalışma kapsamında yalnız elektriksel parametreler değerlendirilmiştir.

- *Yetersiz Ergime ve Nüfuziyet*: Doğru olmayan kaynak parametreleri
- *Kaynak kesitinde birleşme azlığı*: Doğru olmayan akım şiddeti ve ark boyu
- *Oluk ve Çentikler*: Akım şiddetinin yüksek olması ve kaynakçının fazla süratli çalışması
- *Kaynak dikişinin taşması*: Doğru olmayan akım şiddeti ve ark boyu

- *Cüruf*: Yetersiz Ergime ve Nüfuziyet
- *Gözenekler*: Düşük akım şiddeti
- *Katılaşma Çatlakları*: Akım şiddetinin yüksek olması ve kaynakçının fazla süratli çalışması
- *Kaynağa yeniden başlama gözeneği*: Kararsız ark şartları
- *Mikro gözenek*: kaynakçının fazla süratli çalışması
- *Krater boşluğu*: Akımın hatalı söndürülmesi
- *Aşırı Kaynak Metali*: Doğru olmayan kaynak parametreleri
- *Sarkma*: Çok düşük akım ve gerilim sebebiyle yetersiz ısı girdisi
- *Aşırı Nüfuziyet*: Doğru olmayan kaynak parametreleri
- *Sıçrantı*: Doğru olmayan kaynak parametreleri

Elektriksel parametreler ile temel kaynak hataları arasındaki ilinti ise şu şekilde ortaya çıkmaktadır (Özdemir, 2008): Akım şiddeti arttıkça nüfuziyet artar. Akım şiddeti düşürüldükçe nüfuziyette azalmalar meydana gelir. Kaynak gerilimi çok yüksek olursa toz sarfiyatı artar ve kaynak metalindeki silisyum ve mangan miktarı artar. Voltaj düşük seçilirse kaynak hataları oluşur. Kaynak hızı arttıkça nüfuziyet derinliği ve dikiş genişliği azalır. Düşük hızlarda eriyen toz miktarı daha fazla olur. Kaynak memesinin iş parçasına olan mesafesi arttığında nüfuziyet azalır ve dikiş yüksekliği artar. Bu mesafe kısa tutulduğunda daha kararlı ve sabit bir ark oluşur. Tel çapı düştükçe nüfuziyet artar. Kalın malzemelerin kaynağında tel çapının büyük seçilmesi ısı girdisinin azalmasına, daha kısa sürede ve istenilen genişlikte kaynak dikişi elde edilmesini sağlar.

Veri toplama sisteminden gelen akım, gerilim ve hız değerleri ve ERP sisteminden gelen malzeme kalınlık ve tel çapı gibi değerlerle birlikte, bir kalite hatası modeli oluşturulmaya çalışılmıştır. Bu amaç için bir sinirsel ağ yöntemi olan geri yayılım algoritması oluşturulmuştur. Toplam 480 parçalık eğitim seti ve 54 parçalık test seti seçilmiştir. Model oluşturulduktan sonra 54 adet parça içinde hatalı olan 14 parçanın 12'sinde anomali tespit etmiştir. Ayrıca, doğru olan 40 parçanın 7'sinde yanlış alarm vermiştir. Hatalı parçaları tespit oranı > %85, doğru parçayı doğru yorumlama oranı > %82 şeklinde ortaya çıkmıştır.

6. SONUÇ

Oluşturulan sistemin amacı, Endüstri 4.0 kavramlarının temelini oluşturan, toplam verimlilik ve toplam kaliteyi arttırma amaçlı, doğru verinin toplanabilmesi ve değerlendirme sistemlerinin oluşturulabilmesidir. Bu çalışmada bu sistem kaynak makinelerine uygulanmıştır. Sadece makinelerden değil, ERP sistemi ve operatörlerden de veri toplanmakta ve değerlendirme havuzu içerisinde bu amaçlı modeller oluşturulmaktadır.

Toplam verimliliği arttırma anlamında çalışma istenen noktaya ulaşmıştır. Ancak kalitenin tespiti ve iyileştirilmesi konusunda, veri toplama kısmında ilerleme hızının da kapsama dahil edilmesi, ayrıca modelleme konusunda doğruluğun arttırılması ve çalışmanın gerçek zamanlı platformlara taşınması konusunda planlama yapılmaktadır.

KAYNAKÇA

1. **Kitabori, R. and Furudate, M. (1985)**, "Welding current measuring apparatus", US4734640A
2. **Kitabori, R. and Koyakata, M. (1986)**, "Welding current waveform monitoring device", JPS62203682A
3. **Ivkovich, S.P. (2000)**, "Method and system for weld monitoring and tracking", US6583386B1
4. **Ennsbrunner , H. and Gschmeidler , T. (2009)**, "Method and apparatus for determining the voltage at the electrodes of a spot welding gun", US20120048834A1
5. **Zhang Y., Yang, X. and Xiao T. (2017)**, "The Sampling System Design for Wleding Process Based on STM32 Micro-Controller", Technology, Networking, Electronic and Automation Control Conference (ITNEC), 2017 IEEE 2nd Information, pp. 1376-1380
6. **Mazlan A., Daniyal H., Mohamed I, Ishak M and Abdul Hadi A. (2017)**, "Monitoring the quality of welding based on welding current and ste analysis", 4th International Conference on Mechanical Engineering Research (ICMER2017), 2017, pp. 1-5
7. **Bai, F., Lubecki, T.M. and Lin, W. (2016)**, "Robotic Arc Welding with Online Process Monitoring Based on the LMM Analysis of the Welding Process Stability", IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), pp. 566-571
8. **Mhetre, R.S. and Dhake, R.J. (2012)**, "TPM Review and OEE Measurement In a Fabricated Parts Manufacturing Company", International Journal of Research in Engineering & Applied Sciences, Volume 2, Issue 2, pp. 1084-1094
9. **Pedapati, S.R. and Gupta O.P. (2004)**, "A Study on the Weld Bead Characteristics in Pulsed Gas Metal Arc Welding With Rotating Arc",23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering Proceedings**,** Vancouver, British Columbia, Canada, 2004, pp.1-5
10. **Ghosh, P.K. Gupta, S.R. and Randhawa, H.S. (2000)**, Characteristics of a Pulsed-Current, Vertical-Up Gas Metal Arc Weld in Steel, Metallurgical and Materials Transactions A, **31A**, pp. 2247-2259.

11. **Oerlikon Kaynak (2007)**, “Kaynak Hataları ve Giderilmesi” http://www.oerlikon.com.tr/files/kaynak _ hatalari_ve_giderilmesi.pdf

12. **Özdemir, T. (2008)**, “Kaynak Hataları” tarimmakinalari.cu.edu.tr/tr/belgeler/makine elemanlari/ KAYNAK HATALARI.ppt

TAŞIT ELEMANLARININ OPTİMUM YAPISAL MODELİNİN BELİRLENMESİ

Ali Rıza YILDIZ, *aliriza@uludag.edu.tr* Uludağ Üniversitesi, 16059, Bursa

ÖZET

Günümüzde rekabet şartlarının gitgide zorlaşması, yakıt emisyonlarının azaltılması yönünde firmalara gelen yoğun baskılar yeni yaklaşımların geliştirilmesini ve kullanılmasını zorunluluk haline getirmiştir. Yapısal optimizasyon yöntemleri özellikle topoloji optimizasyon yaklaşımı bu bağlamda en yaygın kullanılan yöntemlerden birisidir. Bu çalışmada özellikle ticari araçların sürgülü kapılarının açma-kapama sırasında kızak üzerinde belirlenen bir eksende kaymasını sağlayan taşıt sürgü kolunun optimum yapısal modelinin belirlenmesi çalışması yapılmıştır. Taşıt sürgü kolunun optimum yapısal modelinin belirlenmesi için topoloji optimizasyonu yaklaşımı kullanılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Taşıt sürgü kolu, Yapısal optimizasyon, Bilgisayar destekli tasarım

1. GİRİŞ

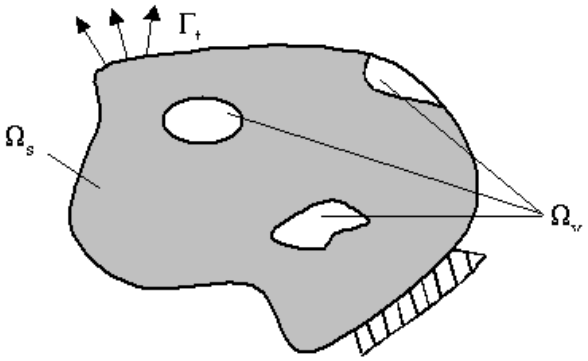
Otomotiv sektöründe taşıt tasarım ve üretim sürecinde minimum maliyetli ürünler üretmek için tasarım aşamasında optimum tasarımları elde ederek, ürün geliştirme süreçlerini minimize etmek gerekir. Tasarım geliştirme aşamasında optimum tasarımları elde etme beklentisi araştırmacıları değişik arayışlara yönlendirmiş ve bunun sonucu olarak optimizasyon yöntemleri geliştirilmiştir [1-12]. Yapısal optimizasyon yöntemleri kullanılarak, ilk tasarım adımları sürecinde optimum tasarımlar ile çalışmaya başlanır ve bunun sonucu olarak tasarımın sürecinin diğer adımlarında istenen kriterlere uyan diğer sayısal optimizasyon yöntemleri uygulanarak minimum maliyetli ürünler elde edilir.

Bu çalışmada, tasarım aşamasında optimum tasarımlara ulaşmada topoloji optimizasyonu yaklaşımı kullanılmış ve uygulanan yaklaşımın işlem adımlarının açıklanması için taşıt sürgü kolu tasarım çalışması incelenmiştir.

2. TOPOLOJİ OPTİMİZASYONU

Topoloji optimizasyonu yönteminin temel mantığı; optimizasyonu yapılacak parçanın dış boyutlarında herhangi bir değişiklik olmaksızın, parçanın rijitliğini bozmayacak şekilde belirli bölgelerden boşaltılması esasına dayanır. Bu ifadeden de anlaşılacağı gibi topoloji optimizasyonunun şekil optimizasyonundan temel farklılığı, parçanın dış boyutlarında küçülme olmaksızın hacmin azalmasına olanak sağlamasıdır.

Topoloji optimizasyon teorisi, yapısal kompliansı minimizasyonuna karşılık gelen rijitliği maksimum yapan bir Ω alanındaki boşluk ve katı bölgelerin yerleşimini araştırır (Şekil 1) [1].



Şekil 1. Topoloji Optimizasyon Problemi İçin Alan Modeli

Ω_s'nin rastgele seçilmiş konfigürasyonlarını göstermek amacıyla 1 bağıntısı ile ifade edilen indikatör (indicator) fonksiyonu oluşturulur [8].

$$\chi : \Omega \rightarrow \{0,1\} \quad \chi(x) \begin{cases} 1 & x \in \Omega_s \text{ için} \\ 0 & x \in \Omega_v \equiv \Omega/\Omega_s \text{ için} \end{cases} \qquad (1)$$

Ω_v bölgesi, Ω'nin boşluk içeren bölgesidir. t, b, u sırasıyla
yüzey çekilmesini (surface traction), iç kuvvetler (body force) ve yerdeğiştirme vektörlerini ifade eder. Γ_t ve Γ_u sırasıyla, Ω'nın sınırlarındaki çekme ve yerdeğiştirmeyi ifade eder. Elastik bir yapının esnekliği komplians ile ölçülür. Komplians, (2) bağıntısı ile ifade edilir.

$$J = \int_{\Gamma_t} (\bar{t}.u)d\Gamma - \int_{\Gamma_u} (t.\bar{u})d\Gamma + \int_{\Omega} (b.u)d\Omega \qquad (2)$$

Topoloji Optimizasyon Yöntemleri

1. Homojenleştirme metodu
2. Yoğunluk metodu

Homojenleştirme Metodu

Homojenleştirme metodu, ilk olarak 1988 yılında Kikuchi ve Bendsoe tarafından geliştirilmiştir [1]. Bu metod kullanılarak amaç fonksiyonu ve kısıtlar sağlanırken tasarım alanındaki optimum malzeme dağılımı bulunur. Homojenleştirme yönteminde yapı, periyodik mikroyapıların bileşimi olarak kabul edilir ve eşdeğer malzeme özellikleri, mikroskobik büyüklükte azalma içeren bir sınır süreç ile belirlenir. Ayrıca, malzeme eksenlerinin oryantasyonu, malzeme özelliklerini tanımlamada dikkate alınmak zorundadır. Böylelikle bir yapının elastik malzeme özellikleri, mikroyapısal deliklerin oryantasyonu ve büyüklüğü ile tanımlanabilir. Optimizasyon sürecinde mikroyapılar, katı ve boşluk arasında değişir. Eğer mevcut malzeme miktarı belli ise malzeme yapının bir kısmından diğer bir kısmına hareket edebilir. Bundan dolayı yapıların topoloji tasarımı, belirlenen uygun yapısal alan içinde optimal malzeme dağılımının bulunması olarak ele alınabilir [1].

Yoğunluk Metodu

Yoğunluk metodu (density method) 1993 yılında R.J. Yang ve C.H. Chuang tarafından geliştirilmiştir [2]. Homojenleştirme metodundan farklı olarak yoğunluk metodu her bir sonlu elemanın yoğunluğunu tasarım değişkeni olarak kabul eder. Homojenleştirme metoduna benzer şekilde bu metotta da topoloji tasarımı için amaç, rijitliğin maksimum olmasına eşdeğer olan kompliansı minimize etmektir. Bir hacim kısıtlayıcısı malzeme kullanımını kısıtlar. Optimizasyon problemi aşağıdaki gibi yazılabilir.

Amaç fonksiyonu;

$$\int_{\Gamma} F^i z^i d\Gamma \qquad (5)$$

Kısıtlayıcı fonksiyon;

$$\int_{\Omega} \rho(x) d\Omega \leq M_0 \qquad (6)$$

Tasarım değişkenleri;

$$0 \leq \rho(x) \leq 1 \qquad (7)$$

F^i, kuvvet z^i, yer değiştirme Γ, yük sınırı, Ω fiziksel alan ve M_0, kütle limitini belirtir.

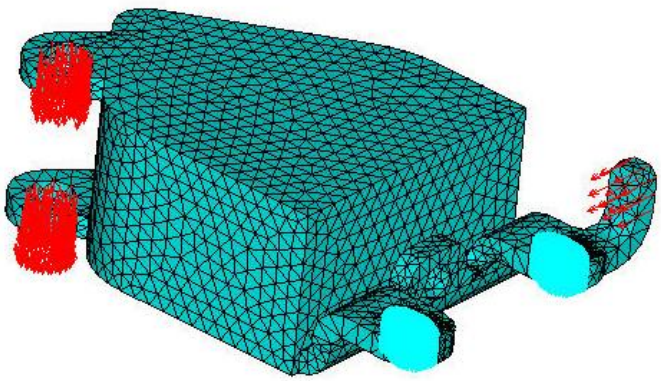
Yoğunluk metodu, 8 eşitliğinde verilen yoğunluk - elastisite modülü bağıntısı ile tanımlanır.

$$\rho^n = \left(\frac{\rho_i}{\rho_0}\right)^n = \frac{E_i}{E_0} \quad (8)$$

ρ, ρ_i, ρ_0, sırasıyla normalleştirilmiş, ara (optimizasyon sürecinde kullanılan) ve gerçek malzeme yoğunluğunu ifade eder. Bu metodlar ile ilgili daha fazla bilgi [3-6] yayınlarında mevcuttur.

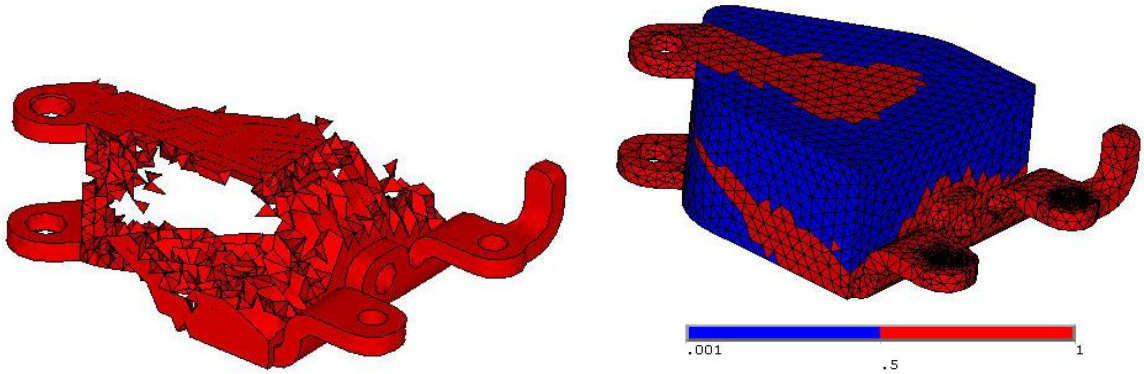
3. TAŞIT SÜRGÜ KOLUNUN OPTİMUM YAPISAL MODELİNİN BULUNMASI

Bu çalışmada ticari araçların sürgülü kapılarının açma-kapama sırasında kızak üzerinde belirlenen bir eksende kaymasını sağlayan taşıt sürgü kolunun optimum yapısal modelinin belirlenmesi çalışması yapılmıştır.



Şekil 2: Sürgü kolu başlangıç tasarım modeli

Şekil 2'de görülen başlangıç tasarım modeli mevcut çalışma şartlarında topoloji optimizasyonu yapılmıştır. Topoloji optimizasyonun da amaç fonksiyonu olarak komplians minimizasyonu kısıt fonksiyonu olarak hacmin %60 azalması seçilmiştir. Topoloji optimizasyonu sonucu şekil 3' te görülen dağılımlar elde edilmiştir. Bu dağılımlarda koyu bölgeler malzemenin kalması gereken bölgeleri açık renkli bölgeler, malzeme boşaltılması gereken bölgeleri göstermektedir.



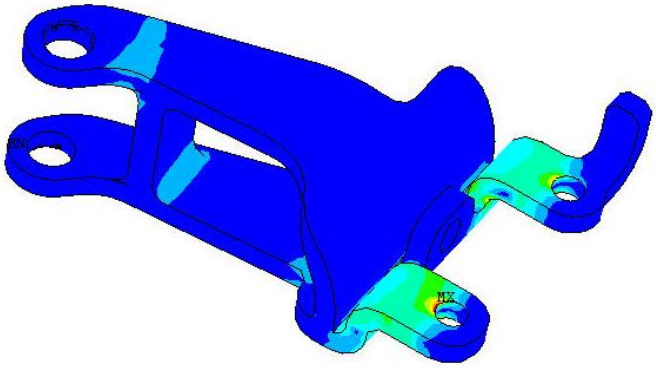
Şekil 3: Topoloji optimizasyonu sonucu oluşan dağılım

Şekil 3' te elde edilen dağılım ve üretilebilirlik dikkate alınarak şekil 5 de görülen model geliştirilmiştir.

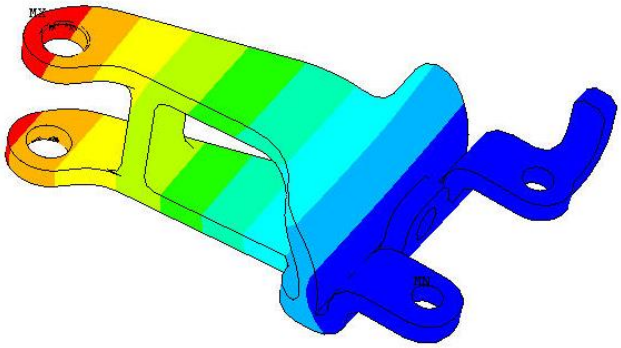


Şekil 5: Topoloji optimizasyonu sonucu oluşturulan model

Şekil 5 de görülen tasarım, mevcut sınır şartlarında analiz yapılarak şekil 6 görülen gerilme ve şekil 7 de görülen yerdeğiştirme dağılımı elde edilmiştir.



Şekil 6: Topoloji optimizasyonu sonucu oluşturulan ait gerilme dağılımı



Şekil 7: Topoloji optimizasyonu sonucu oluşturulan ait yerdeğiştirme dağılımı

Yapısal optimizasyon sonucu elde edilen tasarım üzerinde yapılan değerlendirme sonuçları ve karşılaştırmalı sonuçlar Tablo I' de verilmiştir. Elde edilen sonuçlar ve mevcut model karşılaştırması yapılarak uygulanan yaklaşımın etkinliği değerlendirilmiştir.

Tablo1 : Karşılaştırılmalı sonuçlar

	Topoloji optimizasyonu öncesi	Topoloji optimizasyonu sonrası
Maksimum gerilme	343.476	290.886
Maksimum yerdeğiştirme	0.5776	0.675997

Değişim oranları yapısal optimizasyon yaklaşımı ile kazanılan artıların bu yöntemin uygulanması sonucu tasarım sürecinde elde edilen katma değeri göstermektedir.

5. SONUÇLAR

Bu çalışmada ticari araçlarda kullanılan sürgü kolunun optimum yapısal modelinin belirlenmesi çalışması yapılmış ve topoloji optimizasyonu sonucu oluşan dağılıma göre yeni bir tasarım oluşturularak optimum taslak modelin belirlenmesi çalışması yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar ve mevcut modelin tasarım kriter ve kısıtları sonuçları Tablo I de karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Elde edilen sonuçlar topoloji optimizasyon topoloji optimizasyonu metodunun tasarım sürecinde katma değerini ve etkinliğini göstermektedir.

Bu çalışmanın devamı olarak şekil optimizasyonu yapılmasının parça ağırlığının azaltılması yönünde önemli katkıları olacaktır.

KAYNAKÇA

1. **Bendsoe M.P, Kikuchi N,** Generating optimal topologies in structural design using a homogenization method. Comput. Meth. Appl. Mech. Engng, 71, 1988, 197-224.
2. **R.J. Yang ve C.H. Chuang,** Optimal topology design using lineer programming. Structural Optimization,Vol.68, p.265-290, 1993.
3. **Diaz A, Kikuchi N,** Solutions to shape and topology eigenvalue optimization problems using a homogenization method, Int. J. Numer. Meth. Engng, 35, 1992, 1487-1502.
4. **Jog C. S, Haber R.B, and Bendsoe M.P,** Topology design With optimized, self-adaptive materials, Int. J. Numer. Meth. Engng, 37, 1994, 1323-1350
5. **Yildiz, A.R., Saitou, K.,** Topology Synthesis of Multicomponent Structural Assemblies in Continuum Domains, ASME Journal of Mechanical Design, 133, 1, (2011)
6. **Yildiz, B.S., H Lekesiz, H., Yildiz, A.R.,** Structural design of vehicle components using gravitational search and charged system search algorithms, 58,1,79-81, 2016
7. **Yildiz, B.S., Yildiz, A.R.,** Comparison of grey wolf, whale, water cycle, ant lion and sine-cosine algorithms for the optimization of a vehicle engine connecting rod, Materials Testing, 60(2018), No. 3, Pp. 311–315,
8. **Güler T., Demirci E., Yildiz A.R., Yavuz U.,** Lightweight design of an automobile hinge component using glass fiber polyamide composites, Materials Testing, 60(2018), No. 3, pp. 306–310,
9. **Karagöz S., Yildiz, A.R.,** A comparison of recent metaheuristic algorithms for crashworthiness optimisation of vehicle thin-walled tubes considering sheet metal forming effects, International Journal of Vehicle Design,73,1-3,179-188, 2017.
10. **Nantiwat T., Bureerat S., Yildiz A.R.,** Hybrid real-code population-based incremental learning and differential evolution for many-objective optimisation of an automotive floor-frame, International Journal of Vehicle Design,73,1-3,20-53, 2017.

11. **Yildiz A.R.,** Comparison of evolutionary based optimization algorithms for structural design optimization, Engineering Applications of Artificial Intelligence, Vol: 26, Issue 1, pp. 327–333, (2013).
12. **Kiani M., Yildiz A.R.,** A comparative study of non-traditional methods for vehicle crashworthiness and NVH Optimization, Archive and Computational Methods Engineering 23 (2016), pp. 723-734, DOI:10.1007/s11831-015-9155-y

YENİ NESİL YÜKSEK MUKAVEMETLİ ÇELİKLER İLE ÇARPIŞMA PERFORMANSI YÜKSEK TAŞIT TAMPON VE DARBE EMİCİ GELİŞTİRİLMESİ

Ali Rıza YILDIZ, *aliriza@uludag.edu.tr* Uludağ Üniversitesi, 16059, Bursa

Emre DEMİRCİ, *emre.demirci@btu.edu.tr* Bursa Teknik Üniversitesi, 16190, Bursa

ÖZET

Rekabet şartlarının çok fazla artması nedeniyle otomotiv endüstrisi karayolu taşıtlarının güvenliğini artırırken eş zamanlı olarak araç hafifletme çalışmalarına da odaklanmak zorunda kalmıştır. Bu bağlamda taşıt güvenlik sistemlerinin geleneksel malzemeler yerine yeni geliştirilen malzemeler kullanılarak tasarlanması en güncel araştırma konularından birisidir. Yeni nesil yüksek mukavemetli çelikler yapısal özellikleri nedeniyle taşıt güvenliğinin arttırılmasını sağlamak yanında taşıtın hafifletilmesine de çok önemli katkıda bulunmaktadır. Bu çalışma kapsamında, taşıtlarda pasif güvenlik sistemi olarak kullanılan ve yeni geliştirilen bir tampon ve darbe sönümleyiciden oluşa ön gövde sisteminin yeni nesil çelikler kullanılarak çarpışma analizleri yapılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Çarpışma analizi, Tampon, Darbe emici, Yüksek mukavemetli yeni nesil çelikler

ABSTRACT

In recent years, there have been lots of studies in automotive industry to improve safety (crash) and fuel economy of vehicles. Advanced high-strength steels (AHSS) are new generation steels that provide extremely high strength for crash safety. Also, AHSS contribute to produce lightweight cars with their characteristic of usability with thinner sheet thickness than conventional steels. In this study, crash box and bumper beam used as passive safety systems in vehicles were analyzed numerically by using conventional and new generation steels. As a result of the analysis, crash performance parameters such as energy absorption and reaction forces were compared for different materials.

Keywords: Crash analysis, Bumper beam, Crash box, Advanced high-strength steels

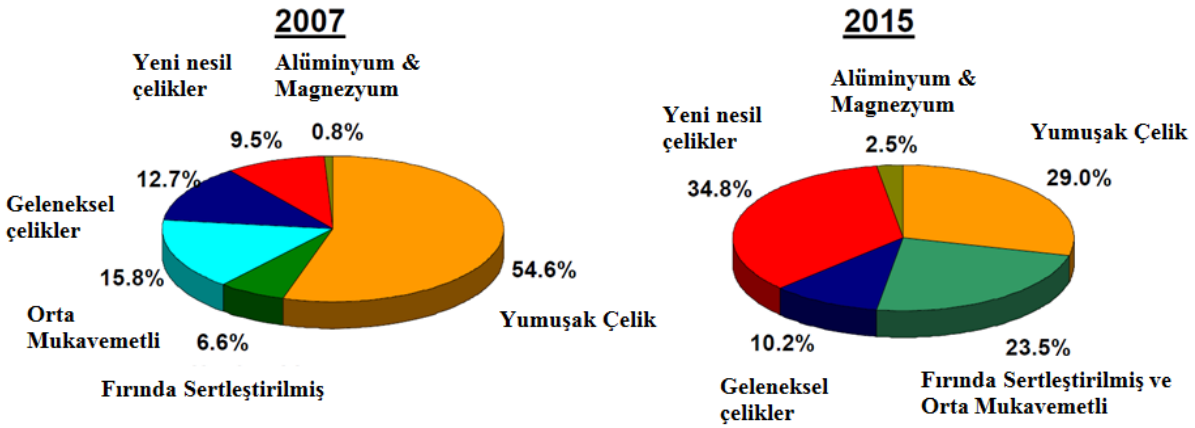
1. GİRİŞ

Gelişen müşteri beklentilerine bağlı olarak otomobillere eklenen yeni konfor ve güvenlik sistemleri kaçınılmaz olarak ağırlık artışına yol açmaktadır. Ancak güncellenen uluslararası karbon emisyonu kurallarına göre taşıtların yakıt tüketimlerinin ve emisyon değerlerinin azaltılması sürdürülebilir üretim için zorunluluk olmaktadır [Tamarelli, 2011; Güler ve ark., 2018; Kiani ve ark., 2014]. Araçlardaki yeni teknolojilerden ve güvenlik önlemlerinden taviz vermeden otomobillerde ağırlık azaltılabilmesi otomotiv sektörünün en önde gelen araştırma konusudur. Bir binek otomobilin ağırlığının %10 azaltılması ile yakıt verimliliğinde yaklaşık %4-8 iyileşme sağlanabilmektedir. Bu hedeflere ulaşmadaki en önemli alternatiflerden birisi yeni nesil yüksek mukavemetli çeliklerin (Advanced high-strength steels (AHSS)) otomotiv sektöründe kullanılmasıdır.

Çelik içerikli parçaların otomobildeki ağırlığı bir otomobil toplam ağırlığının yarısından fazlasıdır [Rowe, 2012]. Çelik temelli parçaların önemli kısmını taşıtın şasisi, gövdesi ve enerji sönümleme elemanları gibi sac parçalar oluşturmaktadır. Otomobil üzerinde kullanılan metal sac malzeme türlerinin dağılımının 2007 ve 2015 yılları arasındaki değişimi Şekil 1'de ayrıntılı olarak verilmiştir.

Bu grafikler detaylı incelendiğinde otomotiv imalatında yeni nesil yüksek mukavemetli çeliklerin kullanım miktarında önemli artış olduğu görülmektedir. Bu artışın temel nedeni olarak yeni nesil çeliklerin birim ağırlık başına daha yüksek dayanıma sahip olmaları gösterilebilir [Demirci ve Yildiz, 2018a]. Bu durum, taşıt üzerindeki bir sac parçanın tasarımı için geleneksel çeliklere kıyasla daha ince bir yüksek mukavemetli çelik malzemenin kullanılabilmesine olanak sağlamaktadır.

Bu çalışma kapsamında yeni nesil çeliklerin taşıt güvenlik sistemlerinin tasarımında kullanılması ve sonuçları irdelenmiştir.



Şekil 1 Taşıt üzerinde kullanılan metalik malzeme türlerinin dağılımı [Keeler ve ark., 2017].

2. YENİ NESİL YÜKSEK MUKAVEMETLİ ÇELİKLER

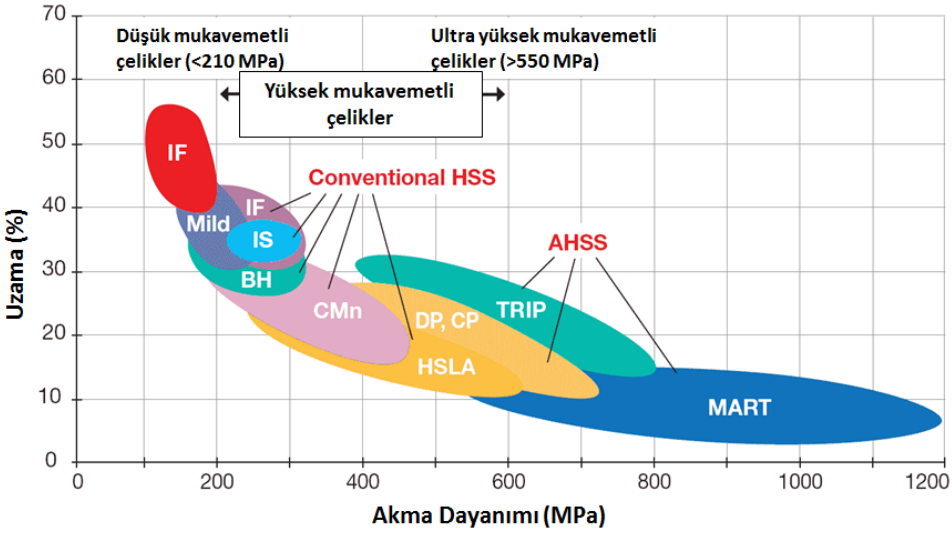
Geleneksel çelikler ile yeni nesil çelikler arasındaki en belirgin farklılık mikro yapılarıdır. Geleneksel çeliklerin içyapıları çoğunlukla tek-fazlı ferritik yapıdan oluşmaktadır. Yeni nesil çelikleri ise birden fazla faz içeren içyapıya sahiptirler. İçyapıda ferrit, perlit ve sementitin dışında martenzit, beynit, östenit ve kalıntı östenit gibi fazlarda bulunabilmektedir [Billur ve ark.,2016]. Akma gerilmesi 550 MPa'ı geçen çelikler yeni nesil yüksek mukavemetli çelikler olarak tanımlanmaktadır [Keeler ve ark., 2017]. Şekil 2'de akma dayanımı-uzama grafiğine göre çeliklerin sınıflandırılması görülmektedir.

Trip Çelikleri

TRIP terimi, TRansformation Induced Plasticity (dönüşüm kaynaklı plastisite) ifadesinin kısaltılmasıdır. En genel halde TRIP çeliğinin oda sıcaklığındaki mikroyapısı yumuşak ferrit matrisi içinde bulunan beynit ve kalıntı östenit tanelerinden oluşmaktadır [Kohar ve ark., 2016]. Deformasyon öncesi sertlik ve mukavemet değerleri, daha çok yapıdaki sert fazların (beynit, martenzit, martenzit+beynit) sağladığı katkı ile mümkün olmaktadır. Otomotiv sektöründe yapılan tasarımlarda istenilen yüksek dayanım-uzama kombinasyonu sağlayan TRIP çelikleri son yıllarda giderken artan bir kullanım alanı bulmaktadır.

DP Çelikleri

DP terimi, Dual Phase (çift fazlı) ifadesinin kısaltılması ile oluşturulmuştur. Çift fazlı çelikler, içyapılarında yumuşak ferrit matrisi içerisinde %10-30 oranında Martenzit fazı içeren çeliklerdir [Ulu, 2009]. Çift fazlı çeliklerde iç yapıdaki martenzit mukavemetin artmasını sağlarken, yumuşak ferrit fazı ise süneklik sağlar. Böylece hem yüksek dayanımlı hem de sünekliği iyi olan bir çelik elde edilmiş olur. Çift fazlı çelikler otomotiv sektöründe kullanımı gün geçtikçe daha da yaygınlaşmaktadır.



Şekil 2 Akma dayanımı-uzama değerlerine göre çelik türlerinin sınıflandırılması. [Codd, 2008].

3. TAŞIT PASİF GÜVENLİK SİSTEMLERİ

Trafik kazalarını ve kaza sonrası kayıpları azaltmak amacıyla taşıtlarda uygulanan birçok güvenlik sistemi geliştirilmiştir. Bu güvenlik sistemleri aktif ve pasif güvenlik sistemleri olmak üzere iki ana gruba ayrılmaktadır. Aktif güvenlik sistemleri kaza olasılığı durumunda kaza öncesinde kazadan korunmak için devreye giren güvenlik sistemleridir. Aktif güvenlik sistemleri elemanlarına örnek olarak ABS (kilitlenme önleyici sistem), ASR (anti patinaj sistemi), ESP (elektronik denge programı) gibi sistemler ile hız kontrolü, sensör tabanlı uyarıcılar gibi sürücü yardım sistemleri gösterilebilir. Pasif güvenlik sistemleri, aktif güvenlik sistemlerinin yetersiz kaldığı ve kazanın meydana geldiği durumlarda, kazanın hem insan sağlığı hem de maddi açıdan olumsuz sonuçlarını olabildiğince azaltmak amacıyla yapılan bütün yapısal ve tasarım özelliklerini kapsamaktadır [Demirci ve Yıldız, 2015; Demirci ve Yıldız, 2018b]. Taşıtın iskelet yapısındaki enerji sönümleyici parçalar, tamponlar ve darbe emiciler pasif güvenlik sistemlerinin önemli unsurlarındandırlar. Tampon ve darbe emiciler, çarpışma meydana geldiğinde ortaya çıkan kinetik enerjiyi şekil değiştirme enerjisine dönüştüren taşıt yapısal elemanlarıdır.

Tampon ve darbe emicilerin ve diğer yapısal enerji sönümleme elemanlarının çarpışma anındaki performansı, çarpışma hızı, çarpışma şekli ve malzeme gibi birçok parametreye bağlıdır [White ve Jones, 1999; Nagel ve Thambiratnam, 2005]. Darbe emicilerin çarpışma performanslarının belirlenebilmesi amacıyla bazı parametreler ortaya konulmuştur. Bu çalışma kapsamında kullanılan parametreler aşağıda açıklanmıştır.



Şekil 3 Bir taşıtın iskelet yapısı, tampon ve darbe emiciler [15].

Toplam Enerji Emilimi

Çarpışma anında bir darbe emici ve tampon sistemi tarafından emilen toplam enerji (E_T), ezilme kuvvetinin yaptığı iş olarak tanımlanabilir ve denklem (1) ile hesaplanabilir [Chathbai, 2007].

$$E_T = \int_{S_b}^{S_s} F \cdot dS \tag{1}$$

Burada F (kN), eksenel yöndeki ezilme kuvveti; S (mm) ise yer değiştirmedir. S_b, ezilmenin başladığı andaki, S_s ise ezilmenin bittiği andaki deformasyon miktarını ifade etmektedir.

Maksimum Ezilme Kuvveti ve Ortalama Ezilme Kuvveti

Çarpışma anında darbe emici ve tampon üzerine eksenel yönde gelebilecek yükler enerji sistemde ezilme kuvvetleri oluşturur. Genel olarak darbe emici üzerinde deformasyonun ilk başladığı anlarda oluşan en yüksek kuvvete maksimum (pik) ezilme kuvveti (F_{maks}) adı verilir. Maksimum ezilme kuvvetinin çok yüksek olması darbe emici ve tamponun işlevini yerine getirememesine ve ortaya çıkan kuvvetlerin direkt olarak taşıt iskelet yapısına, dolayısıyla taşıt içeresindeki sürücü ve yolculara aktarılmasına sebep olacaktır [Yıldız ve ark., 2016]. Bu nedenle maksimum ezilme kuvvetinin oldukça düşük ve ortalama ezilme kuvvetine yakın bir değerde olması istenir.

Darbe emici ve tamponun emdiği toplam enerjinin, eksenel yöndeki toplam ezilme mesafesine oranı ortalama ezilme kuvvetini (F_m) verir [Jin, 2007].

$$F_m = \frac{E_T}{S_s - S_b} \tag{2}$$

Ezilme Kuvveti Verimi

Denklem 2'de tanımlanan ortalama ezilme kuvvetinin maksimum ezilme kuvvetine bölünmesi ile ezilme kuvveti verimi (η_F) elde edilir [Zarei ve Kröger, 2007].

$$\eta_F = \frac{F_{ort}}{F_{maks}} \tag{3}$$

Bir darbe emici tampon sisteminin çarpışma performansının yüksek olması için ezilme kuvveti veriminin yüksek olması istenir. Ancak ezilme kuvveti veriminin tek başına yüksek olması, her zaman emilen enerjinin de yüksek olacağı anlamına gelmemektedir. Bu nedenle ortalama ezilme kuvvetinin yüksek aynı zamanda da maksimum ezilme kuvvetinin düşük olması beklenir.

Özgül Enerji Emilimi

Bir darbe emici tampon sisteminin emdiği toplam enerjinin, darbe emici ve tamponun toplam kütlesine bölünmesi ile birim kütle başına emilen enerji elde edilir. Özgül enerji emilimi Denklem 4'deki gibi hesaplanabilir [Güler ve ark., 2010].

$$E_m = \frac{E_T}{m} \tag{4}$$

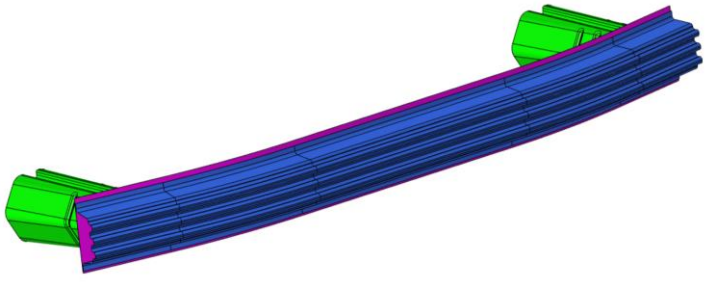
Burada, E_m özgül enerji emilimini, m ise çarpışma öncesindeki darbe emici ve tampon sisteminin kütlesini ifade etmektedir.

Günümüzde, taşıtların güvenli olması kadar hafif olmasına da önem verilmektedir. Bu nedenle bir darbe emicinin emdiği enerji kadar, kütlesi de önem taşımaktadır. Darbe emicinin mümkün oldukça çok enerji emmesi ve aynı zamanda hafif de olması istenmektedir. Bir darbe emici tasarlanacağı zaman özgül enerji emilimi önemli bir parametre olarak göz önünde bulundurulmalıdır.

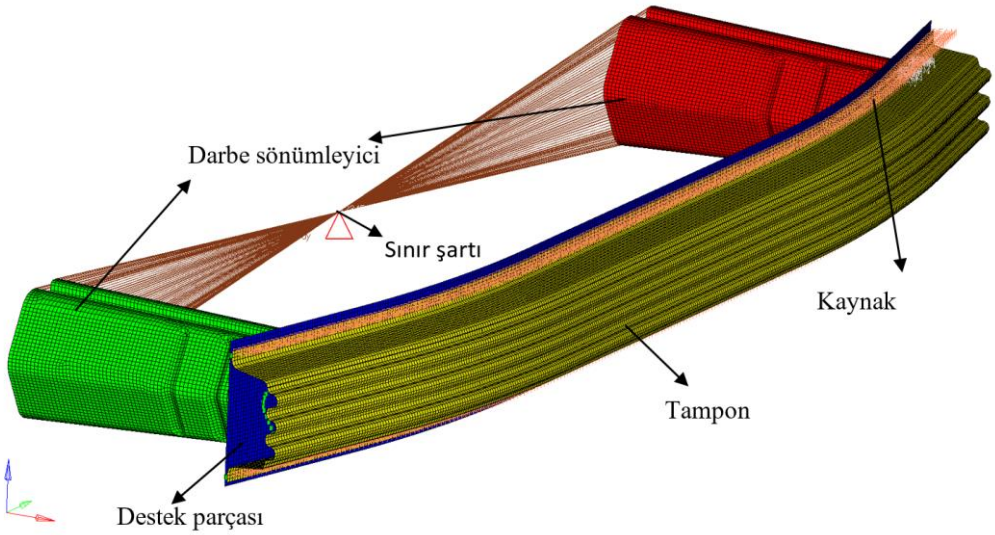
4. TAMPON VE DARBE EMİCİ ÇARPIŞMA ANALİZLERİ

Darbe emiciler ve tamponlar tasarlanırken dikkat edilmesi gereken hususlar çarpışma esnasında oluşan enerji sönümlemesini artırmak, reaksiyon kuvvetlerini ve ağırlığı minimize etmektir. Bu çalışmada tampon ve sağlı sollu iki darbe emiciden oluşan pasif güvenlik sistemi, farklı çelik malzeme tipleri için çarpışma analizine tabi tutulmuştur.

Geliştirilen tampon ve darbe emici sistemi Şekil 4'de gösterilmiştir. Darbe emici et kalınlıkları 1.5 mm, tampon et kalınlığı 1.7 mm ve tampon alt parçasının et kalınlığı 1.6 mm olarak tasarlanmıştır. Sistemin CAD modeli HyperMesh yazılımının Ls-Dyna ara yüzüne aktarılmış ve sonlu elemanlar ağı oluşturulmuştur. Sonlu elemanlar ağı oluşturulurken 3×3 boyutunda kabuk elemanlar kullanılmıştır. Tampon ve darbe emici sisteminin çarpışma analizini gerçekleştirmek için, darbe emiciler alt parçalarından sabitlenmiş ve hareketli bir rijit duvar ile eksenel yönde çarpıştırılmıştır (Şekil 5). Rijit duvarın hızı 15.6 m/s, kütlesi ise 300 kg olarak tanımlanmıştır. Tampon ve darbe emici parçaları punta kaynak ile birleştirilmiştir.



Şekil 4 Geliştirilen tampon ve darbe emici modelleri



Şekil 5 Çarpışma analizine hazır tampon ve darbe emici sonlu elemanlar modeli

Bu çalışmada tampon ve darbe emici malzeme modeli olarak geleneksel SPC 440 çeliği, yüksek mukavemetli HSLA340 çeliği ve yeni nesil yüksek mukavemetli çeliklerden DP600 ve TRIP780 çelikleri tanımlanmıştır. Böylece geleneksel çelikler ile yeni nesil çeliklerin tampon-darbe emici sisteminin çarpışma performansına etkisinin karşılaştırılması hedeflenmiştir. Sonlu elemanlar modelinde malzeme tanımlaması, elasto-plastik malzeme türü ile gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda, Ls-Dyna yazılımı kütüphanesindeki *MAT 24 (Piecewise Linear Isotropic Plasticity) malzeme modeli kullanılmıştır [Ls-Dyna Manuel, 2012]. Çelik malzemelerin genel mekanik özellikleri aşağıdaki gibidir:

Malzemenin Yoğunluğu (RO)= 7850 kg/m^3

Elastisite Modülü (E)= 206 GPa

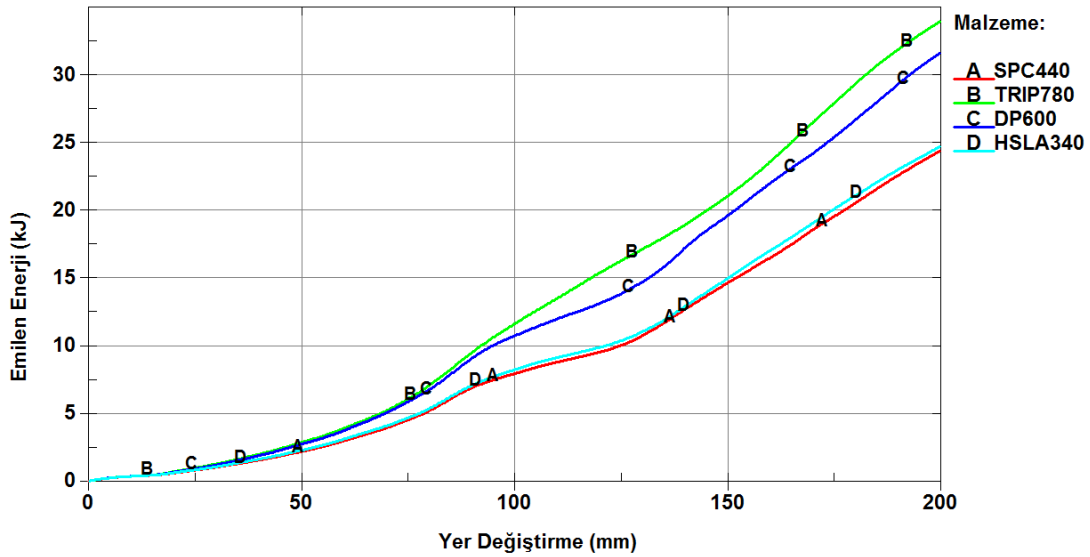
Poisson Oranı (PR)= 0.3

Tanımlanan çelik malzemelerin plastik bölgedeki davranışı gerçek gerilme-gerinim eğrisine ait değerler ile malzeme kartına tanımlanmıştır. Sonlu elemanlar modelleri oluşturulan tampon ve darbe emici modelleri Ls-Dyna yazılımında çarpışma analizine tabi tutulmuştur. Çarpışma analizleri bütün modellerde 200 mm'lik deformasyon miktarı için ele alınmıştır. Buna göre, toplam enerji emilimi, maksimum (pik) ezilme kuvveti ve ezilme kuvveti verimi hesaplanmıştır. Tüm malzeme modelleri için tampon ve darbe emici sisteminin toplam ağırlığı 6.202 kg'dır.

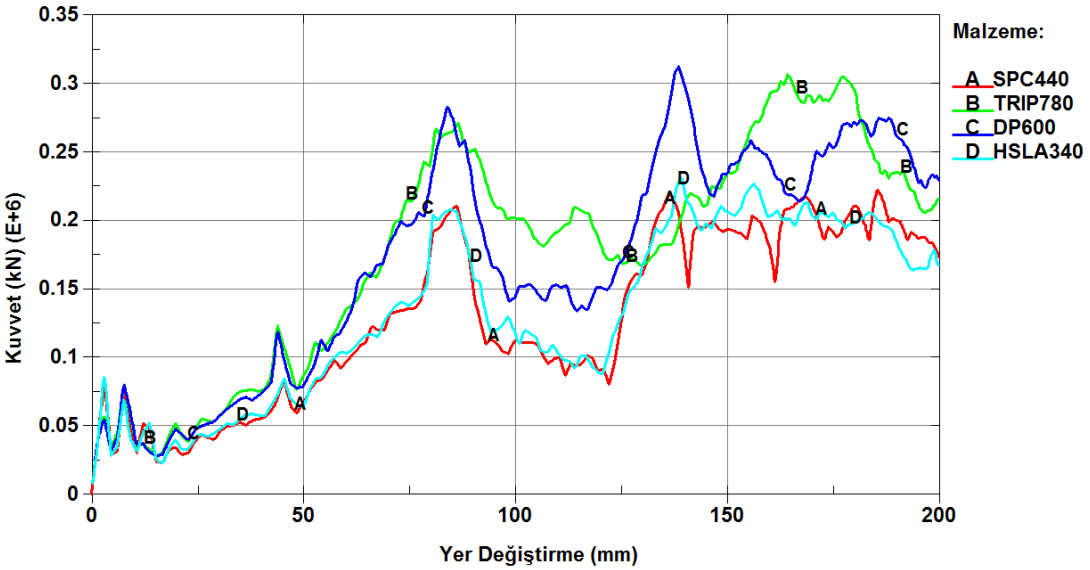
Tüm malzeme modelleri için çarpışma analizi sonuçları Tablo 1'de gösterilmiştir. Ayrıca Şekil 6'da tüm modellerin emilen enerji – yer değiştirme grafiği ve Şekil 7'de ezilme kuvveti yer değiştirme grafiği gösterilmiştir.

Tablo 1 Farklı malzeme modelleri için tampon-darbe emici sistemi çarpışma analizi sonuçları

Malzeme	E_T (kJ)	F_{maks} (kN)	F_m (kN)	E_m (kj/kg)	η_F (%)
SPC440	24.454	222.730	122.270	3.942	54.489
TRIP780	34.031	307.040	170.155	5.485	55.418
DP600	31.797	312.810	158.985	5.125	50.825
HSLA340	24.826	232.150	124.130	4.002	53.469



Şekil 6 Farklı malzeme modelleri için tampon-darbe emici sistemi emilen enerji – yer değiştirme grafiği



Şekil 7 Farklı malzeme modelleri için tampon-darbe emici ezilme kuvveti – yer değiştirme grafiği

5. SONUÇ

Tablo 1'de verilen analiz sonuçlarına göre yeni nesil yüksek mukavemetli çelikler ile tasarlanan tampon-darbe emici sistemlerinin toplam enerji emilim değerlerinin daha yüksek olduğu ancak buna bağlı olarak da maksimum reaksiyon kuvvetinin de arttığı görülmüştür. Daha sağlıklı bir kıyaslama yapabilmek adına ezilme kuvveti verimlilikleri ve özgül enerji emilim değerleri incelendiğinde:

- TRIP780 çeliğinin hem en yüksek ezilme kuvveti verimine hem de en yüksek özgül enerji emilimine sahip olduğu görülmektedir. Bu avantaj sayesinde geleneksel çeliklerin kullanıldığı tampon ve darbe emici parçalarda daha ince TRIP çeliği kullanarak dayanımdan ödün vermeden hafifletme sağlanabilir.
- DP600 çeliğinin özgül enerji emilimi geleneksel çeliklere göre yüksek olmasına rağmen, ezilme kuvveti verimi daha düşüktür. Bunun sebebi Şekil 7'de görüleceğe üzere kuvvet eğrisinin diğer malzemelere göre daha geniş aralıkta dalgalanmasıdır. Bu durum global burkulmanın bir sonucu olarak ortaya çıkabilmektedir. Darbe emici üzerine uygun konumlarda yerleştirilecek olan ekstra tetikleyiciler ile ezilme kuvveti kontrol edilebilir ve bu durumda DP çeliği de geleneksel çeliklere göre avantaj sağlamaktadır.

Sonuç olarak yeni nesil yüksek mukavemetli çeliklerin çarpışma performansının daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar TÜBA GEBİP 2015 Genç araştırmacı ödül programının finansal desteğinden dolayı TÜBA'ya teşekkürlerini bildirir.

KAYNAKÇA

1. **Tamarelli, C.M., (2011),** The Evolving Use of Advanced High-Strength Steels for Automotive Applications, Steel Market Development Institute, Michigan.

2. **Güler, T., Demirci, E., Yildiz, A.R., Yavuz, U., (2018),** "Lightweight Design of an Automobile Hinge Component Using Glass Fiber Polyamide Composites", Materials Testing, Vol.60, No.3, pp. 306-310.

3. **Kiani, M., Gandikota, I., Rais-Rohani, M., Motoyama, K., (2014),** "Design of Lightweight Magnesium Car Body Structure Under Crash and Vibration Constraints", Journal of Magnesium and Alloys, Vol.2, No.2, pp. 99-108.

4. **Rowe, J., (2012),** Advanced Materials In Automotive Engineering, Woodhead Publishing, Philadelphia.

5. **Demirci, E. and Yildiz A.R., (2018a),** "An Investigation of the Crash Performance of Magnesium, Aluminum and Advanced High Strength Steels and Different Cross-Sections for Vehicle Thin-Walled Energy Absorbers", Materials Testing, Vol.60, No.7-8, Doi: 10.3139/120.111201

6. **Keeler, S., Kimchi, M., Mooney, P.J., (2017),** Advanced High-Strength Steels Application Guidelines Version 6.0, World Auto Steel.

7. **Billur, E., Cetin, B., Gurleyik, M., (2016),** "New Generation Advanced High Strength Steels: Developments, Trends and Constraints", International Journal of Scientific and Technological Research, Vol 2, No.1, pp. 50-62.

8. **Kohar, C.P., Cherkaoui, M., El Kadiri, H., Inal, K., (2016),** "Numerical Modeling of TRIP Steel in Axial Crashworthiness", International Journal of Plasticity, Vol.84, pp. 224-254.

9. **Ulu, S., (2009),** "Çift Fazlı Çelikler", Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi, Cilt 6, No:3, sf. 100-113.

10. **Codd, D., (2008),** Advanced Lightweight Materials Development and Technology for Increasing Vehicle Efficiency, KVA Incorporated, California.

11. **Demirci, E. and Yıldız, A.R., (2015),** "Yüksek Performanslı Enerji Yutucular İle Taşıt Çarpışma Güvenliğinin Geliştirilmesi", Mühendis ve Makina, Cilt 56, Sayı 663, sf. 40-45.

12. **Demirci, E. and Yıldız, A.R., (2018b),** "An Experimental and Numerical Investigation of the Effects of Geometry and Spot Welds on the Crashworthiness of Vehicle Thin-Walled Structures", Materials Testing, Vol.60, No.6, pp. 553-561.

13. **White, M.D. and Jones, N., (1999),** "Experimental Quasi-Static Axial Crushing of Top-Hat and Double-Hat Thin-Walled Sections", International Journal of Mechanical Sciences, Vol.41, No.2, pp. 179-208.

14. **Nagel, G.M. and Thambiratnam, D.P., (2005),** "Computer Simulation and Energy Absorption of Tapered Thin-Walled Rectangular Tubes", Thin-Walled Structures, Vol.43, No.8, pp. 1225-1242.

15. http://www.boronextrication.com/2011/11/11/2012-chevrolet-sonic-body-structure/, son erişim tarihi: 1 Mart 2018.

16. **Chathbai, A., (2007),** "Parametric Study of Energy Absorption Characteristic of a Rectangular Aluminum Tube Wrapped with E-Glass/Epoxy", Master Thesis, Wichita State University, Mechanical Engineering Department, Kansas, USA.

17. **Yıldız, A.R., Kurtulus, E., Demirci, E., Yıldız, B.S., Karagöz, S., (2016)** "Optimization of Thin-Wall Structures Using Hybrid Gravitational Search and Nelder-Mead Algorithm", Materials Testing, 58-1, sf. 75-78.

18. **Jin, S.Y. and Altenhof, W., (2007),** "Comparison of the Load/Displacement and Energy Absorption Performance of Round and Square Aa6061-T6 Extrusions under a Cutting Deformation Mode", International Journal of Crashworthiness, vol. 12 (3), p. 265-278.

19. **Zarei, H.R. and Kröger, M., (2007),** "Crashworthiness Optimization of Empty and Filled Aluminum Crash Boxes", International Journal of Crashworthiness, Vol.12, No.3, pp.255-264.

20. **Guler, M.A., Cerit, M.E., Bayram, B., Gerçeker, B., Karakaya, E., (2010),** "The Effect of Geometrical Parameters on the Energy Absorption Characteristics of Thin-Walled Structures under Axial Impact Loading," International Journal of Crashworthiness, Vol 15(4), p. 377-390.

21. **Livermore Software Technology Corporation, Livermore, (2012)**, Ls-Dyna Keyword User's Manual Volume I, California.

TERMOPLASTİK ÇARPIŞMA KUTULARINDA ALÜMİNYUM KÖPÜK TAKVİYESİNİN ÇARPIŞMA KARAKTERİSTİĞİNE ETKİSİ

Betül Gülçimen ÇAKAN, *bgulcimen@uludag.edu.tr*, Uludağ Üniversitesi, Bursa, Türkiye

Murat REİS, Uludağ Üniversitesi, Bursa, Türkiye

Cihat ENSARİOĞLU, Uludağ Üniversitesi, Bursa, Türkiye

Hüseyin KÖLÜK, AluPam A.Ş., Bursa, Türkiye

Harun YENİ, TOFAŞ, Bursa, Türkiye

Agah UĞUZ, Uludağ Üniversitesi, Bursa, Türkiye

Mustafa Cemal ÇAKIR, *cemal@uludag.edu.tr* Uludağ Üniversitesi, Bursa, Türkiye

ÖZET

Çarpışma kutuları, araçların pasif güvenlik sistemi bünyesinde, çarpışma enerjisini emmekte kullanılan önemli elemanlardır. Bu elemanlar, otomotiv endüstrisinde genellikle çelik veya alüminyumdan oluşan ince cidarlı boş kutular olarak karşımıza çıkmaktadır. Bu çalışmada, farklı olarak, termoplastik (poliamid karışımı) çarpışma kutularının çarpışma performansı değerlendirilmiş ve alüminyum köpük takviyesinin, çarpışma performansına etkisi, deneysel düşürme testleriyle araştırılmıştır. Düşürme testleri sonucunda, alüminyum köpük takviyesinin, ortalama çarpışma kuvvetini ve çarpışma kuvveti verimliliğini artırdığı görülmüştür. Ayrıca, toplam deplasman daha düşük olmasına rağmen, emilen enerji miktarı yaklaşık %27 artmıştır.

Anahtar kelimeler: alüminyum köpük, çarpışma kutusu, termoplastik, çarpışma performansı

THE EFFECT OF ALUMINIUM FOAM REINFORCEMENT ON CRASHWORTHINESS OF THERMOPLASTIC CRASH-BOXES

ABSTRACT

Crash-boxes are vital components of the passive safety in vehicles to absorb the crash energy. These components are usually thin walled boxes made of steel or aluminium.

Distinctively in this study, crash performance of thermoplastic (polyamide blend) crash-boxes and the effect of reinforcement of these boxes with aluminium foam were investigated by experimental drop tests. It was observed that aluminium foam reinforcement provided a higher mean load and a higher crash force efficiency. Also, despite a lower total displacement, the absorbed energy increased by nearly 27%.

Keywords: aluminium foam, crash-box, thermoplastic, crash performance

1. GİRİŞ

Taşıtlarda güvenlik sistemleri aktif ve pasif olmak üzere iki başlık altında toplanmaktadır. Aktif güvenlik sistemleri, kazayı önlemek adına görev yapan, taşıtın kontrol ve frenleme sistemlerini (ABS - Anti Blocking System gibi) içermekle beraber; pasif güvenlik sistemleri, kaza oluşması durumunda, başta yolcuların ve sonrasında taşıtın olabildiğince az zarar görmesini sağlayacak yapısal özellikleri kapsamaktadır. Bu sebeple, görevi çarpışma enerjisini emerek çarpışma kuvvetini mümkün olduğunca düşürmek olan çarpışma kutuları, kaza esnasında yolcuların güvenliğini sağlayan pasif güvenlik sisteminin bir parçası sayılmaktadır.

Çarpışma dayanıklılığı (crashworthiness), bir aracın çarpışma esnasında yolculara zarar gelmeyecek kadar yeterli alan sağlaması ve ivmelenme kuvvetlerini düşürmesi şartları altında, çarpışma enerjisini emme kapasitesini tanımlamaktadır [Rao ve ark., 2016]. Otomotiv endüstrisinde kullanılan çarpışma kutuları, daha çok, ince cidarlı metal boş kutular olarak karşımıza çıkmaktadır [Nia ve Hamedani, 2010; Kuznetcov ve ark. 2016]. Fakat son zamanlarda, çarpışma dayanıklılığını arttırmak adına, çarpışma kutularına köpük takviyesi, dikkat çeken konular arasına girmiştir [Zhang ve Cheng, 2007; Shahbeyk ve ark., 2005].

Köpük metaller; düşük yoğunluk, yüksek mukavemet/kütle oranı ve yüksek özgül enerji emilimi (ÖEA) sayesinde otomotiv endüstrisinin yararlanmak istediği bir malzeme olmuştur. Özellikle darbe emici özelliğinden dolayı ilk akla gelen kullanım alanı çarpışma kutuları olsa da aracın daha farklı noktalarında da, örneğin araç sütunlarında (pillars) kullanım alanı bulmuştur. Raylı taşıtlarda da otomobillerde olduğu gibi çarpışma kutusu ya da hafifletme amacıyla farklı yapısal elemanlar olarak kullanılmaktadır [Rabiei ve Vendra, 2009; Garcia-Moreno, 2016]. Köpük metallerin farklı kullanım alanları bulması ve prototiplerin geliştirilmesi adına nümerik çalışmalar da hız kazanmıştır. Nümerik modellerde kullanılmak üzere, köpüklerin yarı-statik ve dinamik basma davranışının belirlenmesi gerekmektedir [Fiedler ve ark., 2015; Sulong ve ark., 2015; Balcha ve ark., 2005).

Bu çalışmada, metal profil çarpışma kutusu yerine poliamid esaslı bir termoplastikten üretilen bir çarpışma kutusu kullanılmış; çarpışma performansı ve bu performansın alüminyum köpük takviyesi yapılması durumunda değişimi, deneysel düşürme testleri ile incelenmiştir.

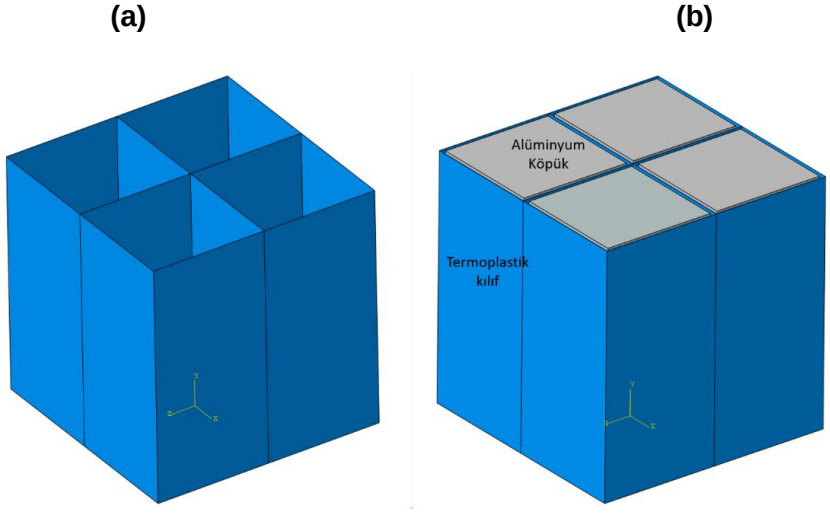
2. MATERYAL ve YÖNTEM

Kapalı köpük metallerin üretimi, ergiyik yöntem veya toz metalürjisi yöntemiyle gerçekleştirilebilmektedir [Garcia-Moreno, 2016]. Ergiyik yöntemde, temel olarak, ergiyik metal içerisine köpürtücü madde ilave edilerek metalin köpürmesi sağlanmaktadır. Bu çalışmada kullanılan alüminyum köpükler, AluPam A.Ş. (Türkiye) tarafından ergiyik yöntem ile $CaCO_3$ köpürtücü ajan kullanılarak üretilmiştir. Üretilen köpük metalin ortalama yoğunluğu 0,4 g/cm^3 olarak belirlenmiştir.

Çalışmada, öncelikle; Al köpük takviyesi, hazır mamul Al 6063 – T6 profillerde uygulanmış ve üretilen Al köpük malzemenin takviye performansı test edilmiştir. Ancak, plastik profiller; hafiflik, maliyet ve üretim kolaylığı açısından Al profillere göre daha avantajlıdır. Buradan hareketle, çalışmanın temel motivasyonu olarak, plastik kılıflı çarpışma kutusunun çarpışma performansının incelenmesi amaçlanmıştır.

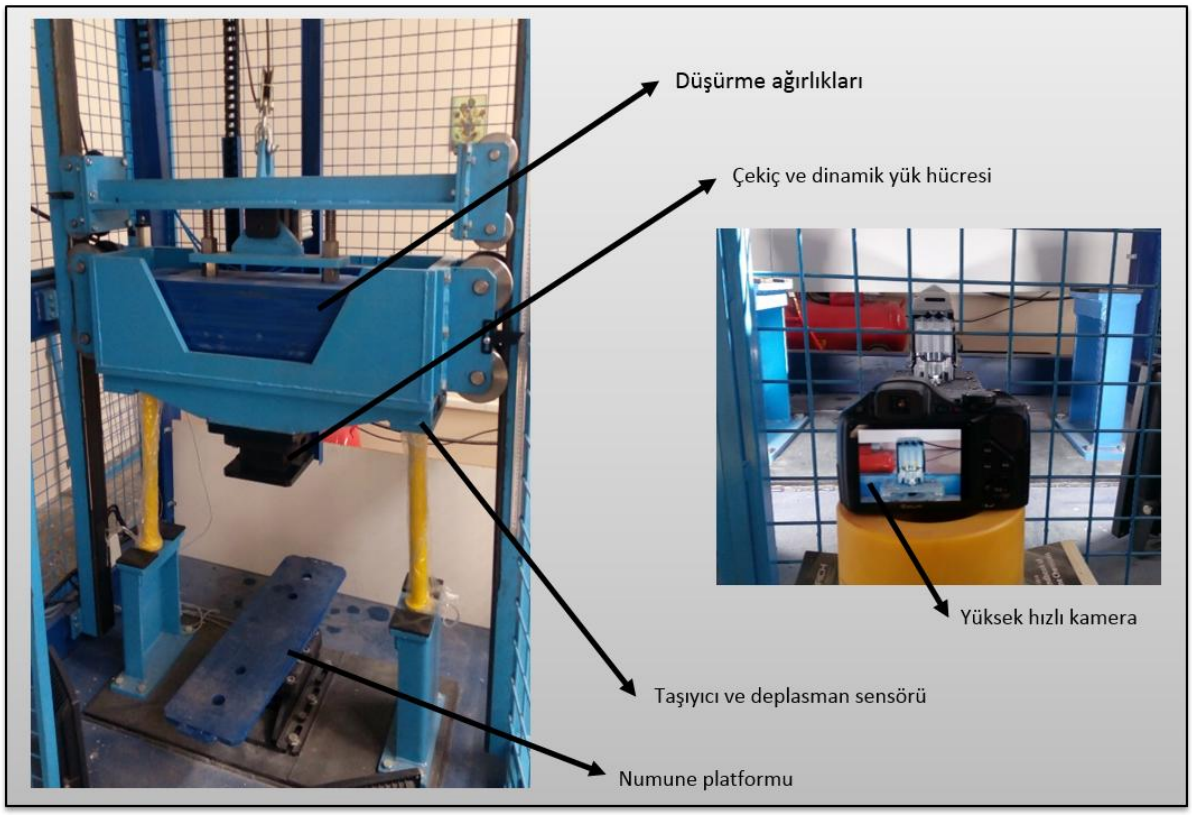
Plastik çarpışma kutuları; 100 mm x 100 mm boyutlarında dikdörtgen bir kesite, 100 mm yüksekliğe ve 3 mm cidar kalınlığına sahip olacak şekilde plastik enjeksiyon kalıplama yöntemiyle poliamid esaslı bir termoplastik malzemeden üretilmiştir.

Güçlendirme amacıyla 2 adet boylu boyunca feder kullanılmış; bir başka deyişle, kutular 4 eş bölmeden oluşacak şekilde tasarlanmıştır. Köpük takviyesi yapılan kutularda, 4 adet Al köpük, plastik kutunun her bir gözüne sıkı geçmeyle yerleştirilmiş; herhangi bir yapıştırıcı kullanılmamıştır (Şekil 1).



Şekil 1. Plastik çarpışma kutuları: **(a)** Boş ve **(b)** Alüminyum köpük takviyeli

Düşürme testleri, Şekil 2'de verilen düşürme (darbe) test cihazı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Cihazda; çarpışma kuvveti, 500 kN kapasiteli dinamik kuvars yük hücresiyle; deplasman (yer değiştirme) ise, lineer konum ölçümü yapan bir lineer potansiyometrik cetvel ile ölçülmüştür. Çarpışma enerjisi, elde edilen kuvvet – deplasman değerleri ile hesaplanmıştır. Bunlara ek olarak, yüksek hızlı kamera ile çarpışma testleri kaydedilmiştir. Testlerde; 580 kg'lık bir kütle 1,23 m yükseklikten numunelerin üzerine serbest düşmeye bırakılmıştır.



Şekil 2. Düşürme (darbe) test düzeneği

3. BULGULAR ve TARTIŞMA

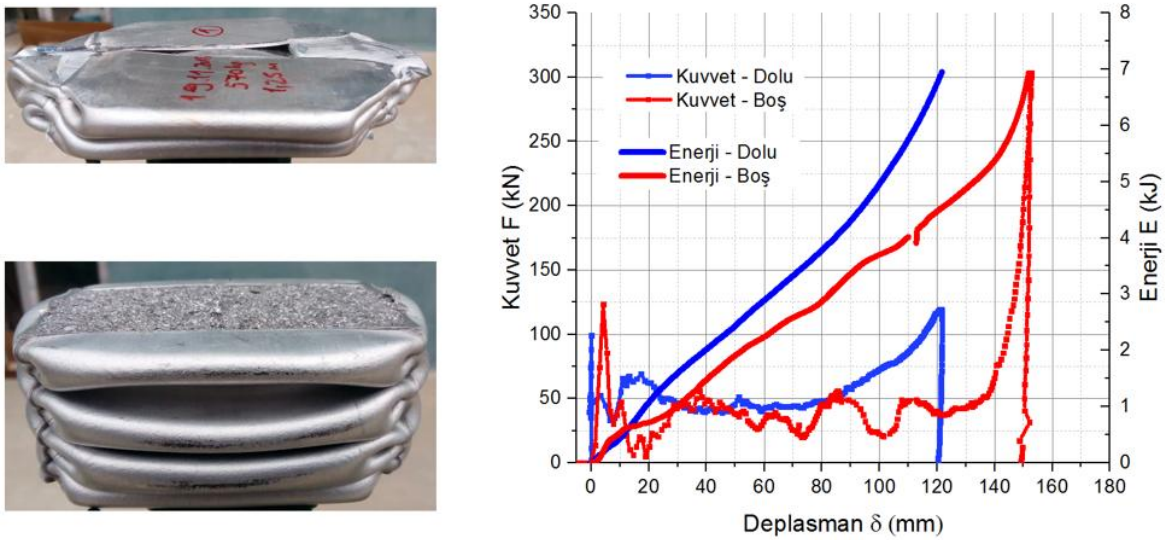
Al profillere ait boş ve köpük takviyeli numuneler ve çarpışma kuvveti – deplasman – enerji eğrileri Şekil 3'te verilmiştir. Kuvvet ve deplasman değerleri, yük hücresi ve deplasman sensöründen elde edilmiş olmakla beraber; enerji, kuvvet – deplasman eğrisinin altında kalan alanın (denklem 1'e göre) integrasyonuyla hesaplanmıştır.

$$E_t = \int_{\delta_{ilk}}^{\delta_{son}} F \, d\delta \qquad (1)$$

İlk çarpışma (pik) kuvvetinin, yolculara zarar gelmesini önleyecek şekilde, belli bir eşik değerinden düşük olması istenir [Rao ve ark., 2016]. Buna göre, köpüğün ilk maksimum

çarpışma kuvvetini düşürerek avantaj sağladığı görülmektedir. Aynı zamanda, ilk çarpışma sonrası, boş kutuda ortalama kuvvet hem daha düşük hem de daha fazla salınım gösteren kararsız bir davranış sergilemiştir. Boş kutuda, düşük ortalama kuvvete bağlı olarak enerji emiliminin önemli kısmı, çarpışma sonunda yüksek bir çarpışma kuvvetine ulaşılarak sönümlenebilmiştir. Köpük takviyesiyle, bu son kuvvetin önemli oranda düşürüldüğü görülmektedir.

(a) (b)

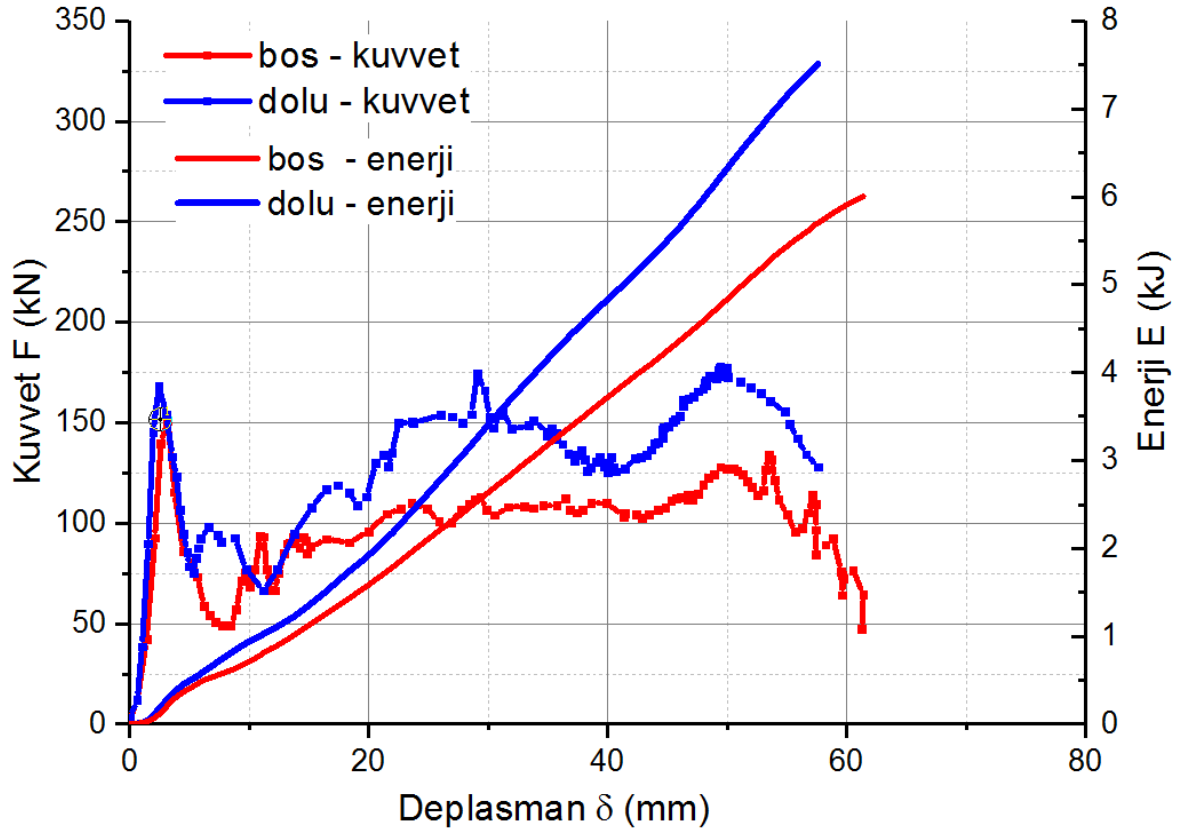


Şekil 3. Al kılıflı çarpışma kutusunun boş ve köpük takviyeli haline ait:
(a) Numunelerin test sonrası durumları, **(b)** Çarpışma kuvveti – deplasman – enerji eğrileri

Al kılıflı profilde kullanılan köpüğün çarpışma performansına olumlu etkileri teyit edildikten sonra, aynı Al köpüğün plastik kılıflı çarpışma kutusunda etkisini incelemek amacıyla düşürme testleri gerçekleştirilmiştir.

Şekil 4'te boş ve alüminyum köpük takviyeli termoplastik çarpışma kutularına ait çarpışma kuvveti – deplasman ve enerji – deplasman eğrileri verilmiştir.

Şekil 4 incelendiğinde, köpük takviyesi sonucunda ilk çarpışma kuvvetinde çok yüksek bir artış olmadığı görülmektedir. Sayısal olarak ifade edilirse, ilk çarpışma kuvveti köpük takviyesiyle 150 kN'dan 168 kN'a, yani yaklaşık olarak %12 oranında artmıştır.



Şekil 4. Boş ve alüminyum köpük takviyeli termoplastik çarpışma kutularına ait çarpışma kuvveti –deplasman – enerji eğrileri

İlk çarpışma kuvvetinden çarpışma bitimine kadar, iki kutu için de ortalama kuvvet benzer salınım göstermekle birlikte, alüminyum köpük takviyeli kutuda daha yüksek olarak devam etmektedir. Ortalama çarpışma kuvveti, denklem 2'de verildiği gibi, toplam çarpışma enerjisinin eksenel yöndeki toplam deplasmana (ezilme miktarına) bölünmesiyle elde edilmektedir.

$$F_{ort} = \frac{E_t}{\delta_{son} - \delta_{ilk}} \tag{2}$$

Ortalama çarpışma kuvvetinin hesaplanmasından sonra, bunun maksimum (ilk pik) kuvvete oranını ifade eden çarpışma kuvveti verimliliği (η), denklem 3 ile hesaplanabilir. Çarpışma kuvveti verimliliği değerinin ideal olan 1 değerine yaklaşması, stabil kuvvet – deplasman eğrisine yakınlaşmak anlamına gelmektedir. Dolayısıyla, bu değerin yüksek olması, istenen bir durumdur. Çünkü ortalama kuvvete oranla çok yüksek pik kuvvetlere çıkılması, yolcuların zarar görmesine yol açacak yüksek ivmelenmelere sebep olacaktır. Öte yandan, ortalama kuvvetin pik kuvvetin çok altında kalması, enerji emilimini düşürecektir.

$$\eta = \frac{F_{ort}}{F_{maks}} \tag{3}$$

Her iki çarpışma kutusu için denklem 1, 2 ve 3 yardımıyla hesaplanan değerler Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo1. Boş ve alüminyum köpük takviyeli termoplastik çarpışma kutuları için çarpışma kriterlerinin değerleri

	Maksimum çarpışma kuvveti F_{maks} (kN)	**Ortalama çarpışma kuvveti F_{ort} (kN)**	**Toplam emilen enerji E_t (kJ)**	**Toplam deplasman δ_t (mm)**	**Çarpışma kuvveti verimliliği η**
Boş termoplastik çarpışma kutusu	150	98	5,9	66	0,65
Alüminyum köpük takviyeli termoplastik çarpışma kutusu	168	132	7,5	57	0,78

Tablo 1'deki değerlere göre, alüminyum köpük takviyesinin, ortalama kuvveti 98 kN'dan 132 kN'a çıkararak yaklaşık %34 gibi önemli bir oranda arttırdığı görülmüştür. Alüminyum köpük takviyeli kutuda, sıkışma 9 mm daha düşük olmasına rağmen; yüksek ortalama kuvvet sayesinde, emilen enerji miktarı boş kutuya göre yaklaşık %27 daha yüksek olmuştur.

Çarpışma kuvveti verimliliği açısından, yine köpük takviyeli kutunun boş kutuya göre daha yüksek bir değere sahip olduğu görülmektedir. Tüm bu sonuçlara göre, alüminyum takviyesinin, termoplastik kutunun çarpışma karakteristiğini birçok yönden iyileştirdiği görülmektedir.

Çarpışma esnasında, içi boş ince cidarlı kutular, lokal burkulmalar sebebiyle farklı aralık ve sayılarda katlanma göstererek deformasyona uğramaktadırlar. Şekil 5'te plastik çarpışma kutularının test sonrasındaki görüntüleri verilmiştir.



Şekil 5. Test sonrasında plastik çarpışma kutuları: **(a)** Boş ve **(b)** Alüminyum köpük takviyeli

Buna göre, hem boş hem Al köpük takviyeli kutunun benzer şekilde deformasyona uğradığı görülmektedir: Katlanma, kutuların yukarıda kalan yarısında gerçekleşmiş, aşağıdaki yarıda neredeyse deformasyon gerçekleşmemiştir. Al köpüğün, yoğunlaşma noktasından sonra, sıkıştırılabilme kapasitesi sonlanmaktadır. Beklendiği gibi, boş kutu daha çok deplasmana maruz kalmıştır.

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, alüminyum köpük takviyesinin, termoplastik çarpışma kutularının çarpışma performansına etkisi, deneysel düşürme testleriyle araştırılmıştır. Kullanılan Al köpüğün, çarpışma performansına etkisi, ilk olarak Al kılıflı çarpışma kutuları ile gösterilmiştir. Buna göre Al köpük, hem ilk çarpışma hem son çarpışma pik kuvvetlerini düşürerek ve ortalama kuvveti yükselterek çarpışma davranışını geliştirmiştir. Al kılıfa göre; hafiflik, maliyet ve üretim kolaylığı açısından avantaj sağlayacağı için, plastik enjeksiyon kalıplama yöntemiyle termoplastik çarpışma kutuları üretilmiş ve bu kutulara yapılan Al köpük takviyesinin etkisi araştırılmıştır. Yapılan düşürme testleri ile aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır:

1. Al köpük takviyesi, termoplastik kutudaki ortalama çarpışma kuvvetini arttırarak enerji emilim özelliğini iyileştirmiştir.
2. Al köpük takviyeli kutuda, toplam deplasman boş kutuya göre daha düşük olmasına rağmen, ortalama kuvvetin daha yüksek olmasından dolayı, emilen enerji miktarı yaklaşık %27 artmıştır.
3. Al köpük takviyeli kutuda, çarpışma kuvveti verimliliği artmış; ortalama kuvvet ile pik kuvvet daha dengeli hale gelerek çarpışma davranışı iyileşmiştir.
4. Termoplastik kutular, Al kılıflı kutularda olduğu gibi, tekrarlı katlanmalar şeklinde deformasyon davranışı göstermiştir. Al köpük takviyeli kutu, beklendiği gibi daha düşük sıkışma sergilemiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Uludağ Üniversitesi BAP Birimi (Proje Kodu: TDAP(MH)-2016/1) ve TÜBİTAK (TEYDEB 1501, Proje Numarası: 3150096) tarafından desteklenmiştir.

KAYNAKÇA

1. **Rao C.L., Narayanamurthy V., Simha K. R. Y. (2016),** Applied Impact Mechanics, John Wiley & Sons, West Sussex, United Kingdom.
2. **Zhang X., Cheng G., (2007),** "A comparative study of energy absorption characteristics of foam-filled and multi-cell square columns" INT J IMPACT ENG, Vol.34, pp 1739–1752.
3. **Shahbeyk S., Vafai A., Petrinic N., (2005),** "Axial crushing of metal foam-filled square columns:Foam density distribution and impactor inclination effects", THIN-WALLED STRUCT, Vol.43, pp 1818–1830.
4. **Garcia-Moreno F.,(2016),** "Commercial Applications of Metal Foams:Their Properties and Production", Materials, Vol.9, 85;pp.1–27 doi:10.3390/ma9020085.
5. **Nia A.A., Hamedani J.H. (2010), "**Comparative analysis of energy absorption and deformations of thin walled tubes with various section geometries" THIN-WALLED STRUCT Structures, Vol.48,pp 946–954.
6. **Kuznetcov A., Telichev I., Wu C.Q.,** (2016) "Effect of thin-walled tube geometry on its crashworthiness performance", 14th International LS-DYNA Users Conference, Detroit, USA. 12-14 June.
7. **Rabiei A., Vendra L.J. (2009).** "A comparison of composite metal foam's properties and other comparable metal foams", Materials Letters, Vol. 63,pp 533–536
8. **Fiedler T., Taherishargh M., Krstulović-Opara L., Vesenjak M., (2015).** "Dynamic compressive loading of expanded perlite/aluminum syntactic foam" Mater Sci Eng A, Vol. 626, pp 296–304.
9. **Sulong M.A., Taherishargh M., Belova I.V., Murch G.E., Fiedler T. (2015).** "On the mechanical anisotropy of the compressive properties of aluminium perlite syntactic foam." Comput Mater Sci, Vol. 109,pp 258–265.
10. **Balcha D.K., O'Dwyerb J.G., Davis G.R., Cady C.M., Gray G.T, Dunand D.C., (2005)** "Plasticity and damage in aluminum syntactic foams deformed under dynamic and quasi-static conditions", Mater Sci Eng A, Vol. 391 408–417.

DÜŞÜK YOĞUNLUKLU HAFİF AZ91 MG ALAŞIMININ AŞINMA DAVRANIŞININ ETİAL 150 AL ALAŞIMI VE FR-4 CAM TAKVİYELİ EPOKSİ KOMPOZİTİ İLE DENEYSEL KARŞILAŞTIRILMASI

Bekir YALÇIN, bekiryalcin@sdu.edu.tr Süleyman Demirel Üniversitesi, Isparta, Türkiye

Emre AYKAN, emreaykan88@gmail.com Süleyman Demirel Üniversitesi, Isparta, Türkiye

ÖZET

Havacılık ve otomotiv endüstrilerinde, ağırlık ve gaz emisyonunu düşürmek için hafif ve özgül dayanıma sahip malzemelerin kullanılma eğilimi giderek artmaktadır. Çalışmada, bu sektörlerde kullanılan hafif AZ91 Magnezyum (Mg) alaşımı, Etial-150 Alüminyum (Al) alaşımı ve FR-4 cam takviyeli polimer matrisli epoksi kompozitinin (FR-4 CTPE) tribolojik özellikleri ileri-geri aşınma testi ile belirlenmiştir. Aşınma deneyleri, kuru kayma ve oda sıcaklığı şartlarında 60 HRC sertliğindeki AISI 52100 çelik bilyaya karşı, farklı sürtünme yükleri (10 N, 20 N ve 30 N), farklı kayma hızları (0.1 m/s, 0.4 m/s ve 0.75 m/s) ve farklı kayma mesafeleri (500 m, 1000 m ve 2000 m) ile gerçekleştirilmiştir. Aşınma deneyleri sonrası, sürtünme katsayısı ve aşınma iz alanları (kütle kaybı) belirlenmiş ve ayrıca oluşan aşınma mekanizmalarının nitelendirilmesi için aşınmış yüzeylerde optik mikroskop analizleri yapılmıştır. Sonuç olarak, Etial-150 Al alaşımının, FR-4 CTPE ve AZ91 Mg malzemelerine göre daha fazla aşındığı ve FR-4 CTPE kompozitinin en iyi sürtünme katsayısına ve aşınma dayanımına sahip olduğu görülmüştür. Ayrıca, yüksek kayma hızı ve sürtünme yükü altında uzun süreli kayma durumunda, Etial-150 Al alaşımında en fazla kütle kaybı ile birlikte yorulma çatlağının meydana geldiği, daha çok adhezyon aşınma mekanizmasının etkili olduğu deneysel olarak belirlenmiştir. AZ91 Mg alaşımının Etial-150 Al alaşımına göre daha iyi tribolojik davranışa sahip olduğu ve ayrıca AZ91 Mg malzemesinde oluşan MgO tabakasının, tribolojik davranışa olumlu yönde etki ettiği ve MgO' lu AZ91 Mg alaşımının FR-4 epoksi kompozitine yakın tribolojik davranış sergilediği sonucuna varılmıştır.

Anahtar Kelimeler: AZ91 Mg Alaşımı, Etial 150 Al Alaşımı, FR-4 CTPE, Triboloji

EXPERİMENTAL COMPARING THE WEAR BEHAVIOUR OF LIGHTWEIGHT AZ91 MAGNESIUM ALLOY WITH ETIAL 150 ALUMINIUM ALLOY AND FR-4 COMPOSITE

ABSTRACT

The tendency to use materials with low-weight and specific strength in used aircraft and automotive industries is increasing to decrease their weights and gas emission. The tribological properties of lightweight AZ91 magnesium (Mg) alloy, Etial-150 aluminum (Al) alloy, FR-4 glass-fiber reinforced polymer based epoxy composite (FR-4 GRPC) used in these sectors automotive were determined by reciprocating wear test in this study. Wear experiments were performed at conditions of different friction loads (10 N, 20N and 30N), different sliding velocities (0.1 m/s, 0.4 m/s and 0.75 m/s), different sliding distances (500 m, 1000 m and 2000 m) against the hardened (60 HRC) AISI 52100 steel ball, dry sliding and room temperature. After doing wear experiments, friction coefficient and wear track areas (mass lose) were obtained, in addition, the optical surface analyses were performed to characterize wear mechanism on worn surfaces. As a result, Etial-150 Al alloy worn higher than FR-4 GRPC and AZ91 Mg alloy, and also FR-4 GRPC composite showed the best wear resistance and friction coefficient. Furthermore, the highest wear mass losses together with fatigue crack were experimentally identified at Etial-150 aluminum alloy in case of long sliding term with high friction load and sliding velocity. In addition, it was concluded that the adhesion wear mechanism was more effective at Etial-150 material. It was determined by experiments that MgO layer improved tribological behaviour of AZ91 Mg alloy. Besides, MgO layered AZ91 Mg alloy showed similar tribological characteristic with FR-4 GRPC composite.

Keywords: AZ91 Mg Alloy, Etial 150 Al Alloy, FR-4 GRPC Composite, Tribology.

1.GİRİŞ

Bilindiği üzere, otomotiv, havacılık, elektronik ve savunma endüstrilerinde yeni malzeme arayışı için birçok araştırma yapılmaktadır. Bu sektörlerde genellikle; magnezyum (1.7 g/cm^3) ve alüminyum (2.7 g/cm^3) alaşımları ile polimer esaslı cam takviyeli kompozit (1.83 g/cm^3) malzemeler dikkati çekmekte olup, otomotiv ve havacılık sektörlerinde bu malzemelerin tercih edilmesinin başlıca nedeni, araçların hafifletilerek yakıt sarfiyatının ve gaz emisyonunun minimuma indirilmesi olmuştur. Bu bağlamda, ilgili sektörlerde kullanılan parçaların çoğu, yeterli mekanik özelliklerin sağlanması şartı ile düşük yoğunluklu malzemeler kullanılarak üretilmektedir [Kandemir vd., 2002]. Bazı çalışmalarda, Mg esaslı malzemelerin hafifliği ve yüksek özgül dayanımlarından dolayı savunma sanayisinde ve taşımacılık endüstrisinde yüksek öneme sahip olduğu vurgulanmaktadır [Mordike ve Ebert, 2001; Benedyk, 2004; ASM, 1998; Kaya vd., 2002; Duygulu vd., 2006]. Mg alaşımlarının ilgili endüstrilerde daha verimli kullanılması için yapılan araştırmaların, hava ve kara araçlarının daha hafif üretilmesi ile yakıt sarfiyatı ve gaz emisyonunu düşürme amaçlı olduğu ifade edilmektedir [Lu vd., 2002]. Mg alaşımlarının, düşük yoğunluk ve özgül mekanik dayanım özelliklerinin yanında, yüksek ısıl iletkenliğe ve boyutsal kararlılığa, kolay geri dönüştürülebilirliğe ve yüksek işlenebilirliğe sahip olmasından dolayı ilgili sektörlerde yaygınlaştığı rapor edilmektedir [Fredrich ve Schumann, 2001; Furuya vd., 2001; Özden, 2015]. Bu bağlamda, otomotiv endüstrisinde özellikle direksiyon, tekerlek, otomobil, koltuk iskeleti, piston, transmisyon elemanı gibi parçaların üretiminde [Külekci, 2008; William ve Paul, 2017; Luo, 2013]; hava araçlarında quadrant, hidrolik ve yakıt depoları gibi aşırı yük taşımayan parçaların imalatında kullanıldığı rapor edilmektedir [Öztürk ve Kaçar, 2012]. Yapılan bir araştırmada ise [Agnew, 2004], helikopterlerde kullanılan dişli kutularının AZ80 veya ZK40 tipi Mg alaşımlarından imal edildiği ifade edilmektedir. Ayrıca, bir çok araştırmada, magnezyumun hafif ve biyouyumlu yapısı ile implant üretiminde kullanıldığı [Hort, vd. 2010; Seal vd., 2009] ve magnezyumun elektromanyetik korumasının diğer elementlere göre daha iyi olmasından dolayı da bilgisayar ve mobil telefon üretiminde ön plana çıktığı belirtilmektedir [Mordike ve Ebert, 2001; Gray ve Luan, 2002; Podlaha ve Landolt, 1997; Zhang vd., 2007; Kaya vd., 2007].

Bir diğer hafif malzeme olan Al alaşımları, Mg alaşımları gibi düşük yoğunluğa, yüksek özgül dayanıma, ısıl iletkenliğe ve kolay işlenebilirlik özelliklerine sahiptirler. Bu özellikleri ile birlikte Al alaşımları, Mg alaşımlarına göre daha ekonomik olmasından dolayı, havacılık ve uzay sanayi ve otomotiv endüstrisinde daha çok tercih edilmektedirler [Altenpohl, 1998; Sun, 1998; Türkmen vd., 2015; Şenel vd., 2015]. Özellikle, Al-Si grubu Al alaşımlarının diğer sınıflara göre, silisyumun içeriğinden dolayı sertliğinin ve aşınma dayanımının daha iyi olduğu ifade edilmekte olup [Ölmez ve Keleşoğlu, 2016], Al-Si alaşımlarının iyileştirilmiş

tribolojik özellikleri ve yüksek ısıl işlem kabiliyetinin, otomotiv sektöründe rulman, piston ve silindir göbeği gibi parçaların üretiminde kullanılabilmesine imkan sağlamıştır [Campbell vd, 2009; Nedic vd., 2005; Zhao ve Wu, 2010]. Ayrıca, Al alaşımlarının mükemmel dökülebilirlik kabiliyetine, iyi ısı ve elektrik iletkenliğine, kabul edilebilir darbe direncine ve özgül mekanik dayanıma sahip olmasıyla birlikte geri kazanılabilir ve çabuk soğutma özellikleri sayesinde elektrik/elektronik sektöründe nakil hatları ve transistor soğutucuları üretiminde, inşaat sektöründe çatı ve cephe kaplamaları, merdivenler, kapı ve pencereler, köprü inşaatı, çatı ve inşaat iskelesi gibi konstrüksiyonların üretiminde kullanıldığı rapor edilmektedir [Demirci, 2012; Kılıç, 2005]. Ayrıca, Mg alaşımlarına göre, Al alaşımlarının alüminyum oksidinin bant genişliğinin geniş olması, yapışma özelliğinin iyi olması, termal stabiliteye ve yüksek korozyon dayanımı ile roket ve füze sistemlerinin ve kimyasal laboratuvar ekipmanlarının imalatında yaygın olarak kullanıldığı görülmüştür [Lu ve Chen, 2011].

Diğer yandan, polimer esaslı cam takviyeli kompozit malzemelerinin, çeliğe benzer mekanik dayanımı, hafifliği ve yüksek kullanım sıcaklıkları sayesinde endüstriyel uygulamalarda yoğun bir şekilde kullanıldığı görülmektedir. Ayrıca, polimer kompozit malzemelerin epoksi ile birleştirildiğinde, aşınma ve darbeye dayanım gibi üstün özelliklere sahip olduğu ifade edilmektedir [Saçak, 2002; İçli, 2006; Yıldızhan, 2008]. Özellikle, polimer matrisli kompozitlerin üçte ikisinin havacılık sektöründe kullanıldığı belirtilmekte ve bunların çoğunluğunun epoksi esaslı kompozit olduğu rapor edilmektedir [Armstrong vd, 2005]. Bunun yanında, epoksinin üstün tribolojik özelliklere, yüksek boyutsal kararlılığa, yüksek elektrik ve korozyon direncine sahip olmasından dolayı da otomotiv, havacılık, kimya, yapı, elektrik-elektronik gibi sektörlerde geniş bir kullanım alanı bulmuş olduğu [Toldy, vd., 2011, De Fenzo vd, 2009], havacılık sektöründe; uçak kanadı ve kanatçıkları, iniş takımı kapağı, kanat kutusu, hücum kenarları, uçak gövdesi, yolcu bölmeleri ve yer zemini gibi birçok komponentin üretiminde kullanıldığı [Gay ve Suong, 2007], yüksek kimyasal dayanımı ve bağlayıcılık özelliklerine sahip olması ile de, inşaat sektöründe; onarım ve tamir işlerinde dolgu ve yapıştırıcı malzemesi olarak, köprülerde taşıyıcı plaka malzemesi olarak, yüzey dayanımı yüksek zemin ve duvar boyası olarak kullanıldığı [Bağcı, 2010], mükemmel yalıtım ve termal iletkenlik özellikleri ile elektrik-elektronik endüstrisinde, elektrik motoru statoru olarak, trafo ve bobinlerin sargılarda izolatör malzemesi olarak ve yalıtkan devre plakalarının üretilmesinde kullanıldığı rapor edilmektedir [Akfidan, vd., 2013]. Bu bağlamda, mükemmel yapışma karakteristiğine ve elyafları bir arada tutma özelliğine sahip olan epoksinin aşınma davranışının bilinmesi, ilgili sektörlerde daha yoğun olarak kullanılabilmesi adına önemli hale gelmiş olup, bu yönde birçok çalışmanın yapıldığı görülmüştür [Özsoy, 2015; Prashanthakuamr ve Bhanuprakash, 2017; Sarkar vd., 2015; Yılmaz, 2013].

Bu çalışmada; otomotiv ve havacılık sektörlerinde sıklıkla tercih edilen, düşük yoğunluklu AZ91 magnezyum alaşımı, Etıal-150 alüminyum alaşımı ve FR-4 CTPE malzemelerinin tribolojik davranışı ileri-geri aşınma testi ile belirlenmiş olup, ölçülen sürtünme katsayıları ve aşınma miktarları ile karakterize edilmiştir. Ayrıca, AZ91 Mg alaşımının bir yıl süreyle beklemesi neticesinde yüzeyinde pasif MgO tabakasının oluştuğu görülmüş ve oluşan bu tabaka karakterize edildikten sonra aşınma deneyine tabi tutulmuştur. Deney sonuçlarına göre, en iyi tribolojik performans gösteren malzeme, elde edilen sürtünme katsayısı ve kütle kaybı ölçümleri ile birlikte optik mikroskop aşınmış yüzey analizleriyle tayin edilmeye çalışılmıştır.

2. MATERYAL VE METOT

2.1. Deneylerde Kullanılan Malzemeler

Bu çalışmada test malzemeleri, AZ91 Mg alaşımı, Etial-150 Al alaşımı ve FR-4 CTPE olarak belirlenmiş olup, basınçlı döküm yöntemi ile üretilen AZ91 Mg alaşımı ve Etial-150 Al alaşımı deney malzemelerinin kimyasal bileşimleri Tablo 1 ve 2' de sırasıyla verilmiştir. Çubuk levha formunda elde edilen FR-4 CTPE, dokuma örme cam elyaf takviyesine sahip olup kimyasal bileşimi Tablo 3'de verilmiştir. Her bir alaşımın aşınma deneyleri öncesi ön hazırlık aşamasında, Şekil 1-b' de verilen numune boyutlarına getirilerek 600, 800, 1200 mesh zımpara ile zımparalanmış ve elmas macun ile parlatma işlemi yapılmıştır. Deneylerde kullanılan tüm numunelerin sahip olduğu mekanik özellikleri Tablo 4' de verilmiştir.

Tablo 1. Etial-150 Al kimyasal İçeriği (%)

Cu	Si	Fe	Zn	Mn	Mg	Ni	Ti	Sn	Pb	Al
1.75-2.5	11-13	1	0.7	0.5	0.1	0.3	0.15	0.1	0.1	Kalan

Tablo 2. AZ91 Mg kimyasal içeriği %

Al	Zn	Mn	Mg
9.28	0.78	0.18	Kalanı

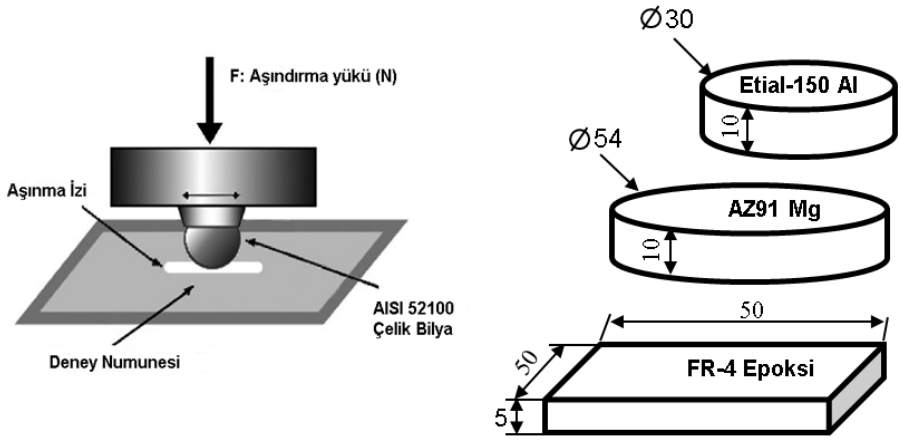
Tablo 3. FR-4 CTPE kimyasal içeriği %

Cam Takviyesi	Epoksi Reçine
56	44

Tablo 4. Test numunelerinin mekanik özellikleri

Malzeme	Yoğunluk (g/cm^3)	Çekme Dayanımı (MPa)	Sertlik (HB, HRM)
AZ91	1,7	156,06	60 HB
Etial-150	2,71	198	75 HB
FR-4 CTPE	1,83	260	115 (HRM)

AZ91 Mg alaşımı, FR-4 CTPE ve Etial-150 Al alaşımı numuneleri, ön parlatma işlemlerine tabi tutularak yüzey temizlendikten sonra aşınma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bununla birlikte, ayrıca bir diğer AZ91 test numunesi oda sıcaklığında ve serbest ortamda uzun süre (1 yıl) bekletilerek yüzeyinde kararma gözlemlenmiş ve yüzeydeki bu yapının NOVANANOSEM-650 marka taramalı elektron mikroskop (SEM) analizi ile magnezyum oksit (MgO) olduğu belirlenmiştir. Buradan, dördüncü MgO' lu AZ91 Mg alaşımı aşınma test numunesi elde edilmiş ve aynı aşınma testlerine tabi tutulmuştur.



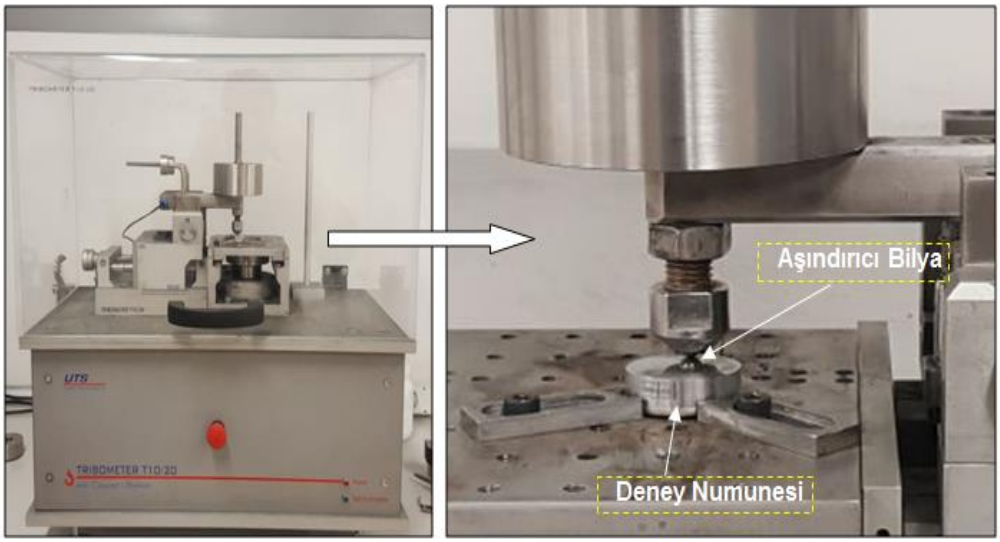
Şekil 1. (a) İleri-geri aşındırma deney prensibi, (b) Deney numuneleri ve boyutları(mm)

2.2. Aşınma Testleri

Aşınma deneyleri, ASTM G-133 test standardına göre, ileri-geri aşınma deney cihazında (UTS - T20), oda sıcaklığı ve kuru sürtünme şartlarında, aşındırıcı olarak 6 mm çapında ve 60 HRC sertliğindeki AISI 52100 çelik bilya kullanılarak, üç farklı sürtünme yükü (10 N, 20 N ve 30 N), üç farklı kayma hızı (0,1 m/s, 0,4 m/s ve 0,75m/s) ve üç farklı kayma mesafesi (500m, 1000m ve 2000m) uygulanarak gerçekleştirilmiştir. İleri-geri aşınma deneylerinde, karşıt hareket genliği 5 mm ve aşındırıcı frekansı 5 Hz olarak tatbik edilmiştir. Aşınma deneyleri sonrası her numunenin yüzeyinde oluşan aşınma iz genişliği ve iz derinliği değerleri, ileri-geri aşınma test düzeneği üzerinde bulunan profilometreyle ölçülmüştür. Ölçülen aşınma izi değerleri kullanılarak, aşağıda verilen Eşitlik (1.1) yardımıyla her bir

numunenin aşınma iz alanları (mm^2) hesaplanarak karşılaştırılmış ve en az aşınan malzeme tespit edilmiştir. Burada aşınma iz alanı (A) aşınma dayanımının bir ifadesidir. Aşınmış numune yüzeyleri Nikon marka optik mikroskop ile incelenerek oluşan aşınma mekanizmaları nitelendirilmeye çalışılmıştır.

$$A = \pi/4 \times G \times D \qquad (1.1.)$$



Şekil 2. İleri-geri sürtünme ve aşınma test düzeneği

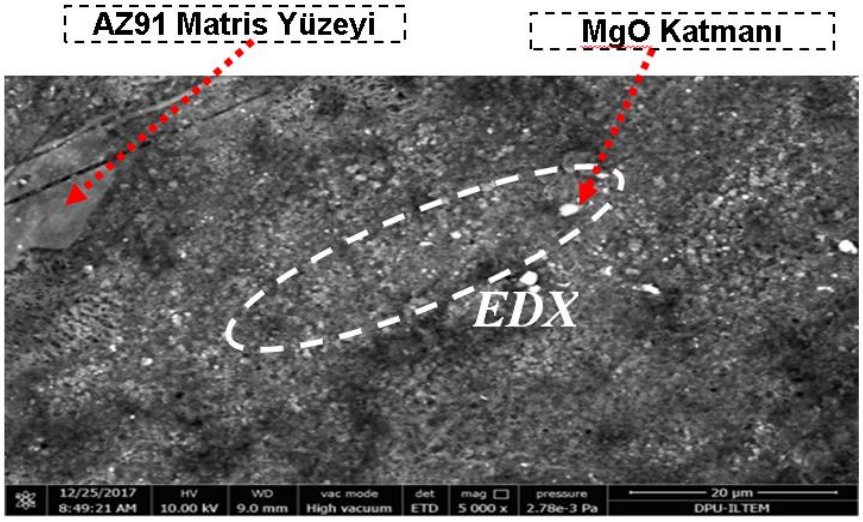
Burada, A, aşınma iz alanı (mm^2), G, aşınma izinin genişliği (mm) ve D, ise aşınma izinin derinliğini (μm) ifade etmektedir. Aşınma deneyinde kullanılan ileri-geri test cihazının genel görünümü ve deney tertibatı, Şekil 2' de verilmiştir.

3. BULGULAR

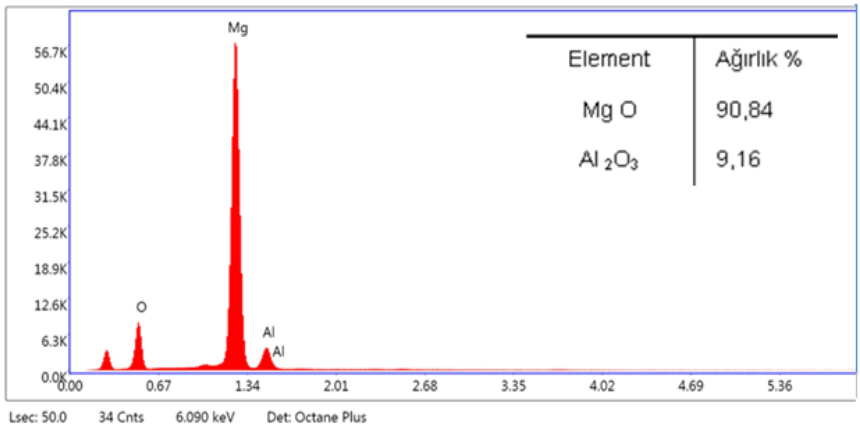
3.1. AZ91 Mg Alaşımı Yüzeyinde Oluşan Hidroksit Tabakanın Analizi

AZ91 Mg alaşımı yüzeyinde, bir yıl süreyle oda sıcaklığı ve serbest atmosfer ortamında bekletilmesi sonucu kararma gözlemlenmiştir. Oksitlenme sonucu oluşan bu yüzey kararmasının karakterizasyonu SEM ve EDX analizleri ile nitelendirilmeye çalışılmış olup, meydana gelen bu oluşumunun MgO koruyucu oksit tabakası olduğu sonucuna varılmıştır. Oksitlenme sonucu elde edilen AZ91 Mg numunesi yüzeyinden alınan SEM görüntüsü Şekil 3-a' da ve yüzeyinde oluşan tabakanın elementel analizi Sekil 3-b' de verilmiştir. EDX analizine göre, AZ91 Mg alaşımı üzerinde Mg pikinin yanında O ve Al elementlerine ait piklerin de oluştuğu ve ağırlıkça %90,4 mertebesinde MgO oluştuğu görülebilmektedir. Aynı zamanda, serbest ortamda oksitlenen AZ Mg alaşımında kendiliğinden oluşan MgO tabakası

altında ince bir film halinde gelişen %9,16 mertebesinde Al_20_3 katmanı oluşmuş ve bu durumun literatürde yapılan çalışmalar ile [Song vd., 1998, Feliu vd., 2010] uyumlu olduğu sonucuna varılmıştır. Bunun ise, MgO' lu AZ91 Mg malzemenin aşınma dayanımına katkı verebileceğinin ilk göstergesi olmuştur.



(a)



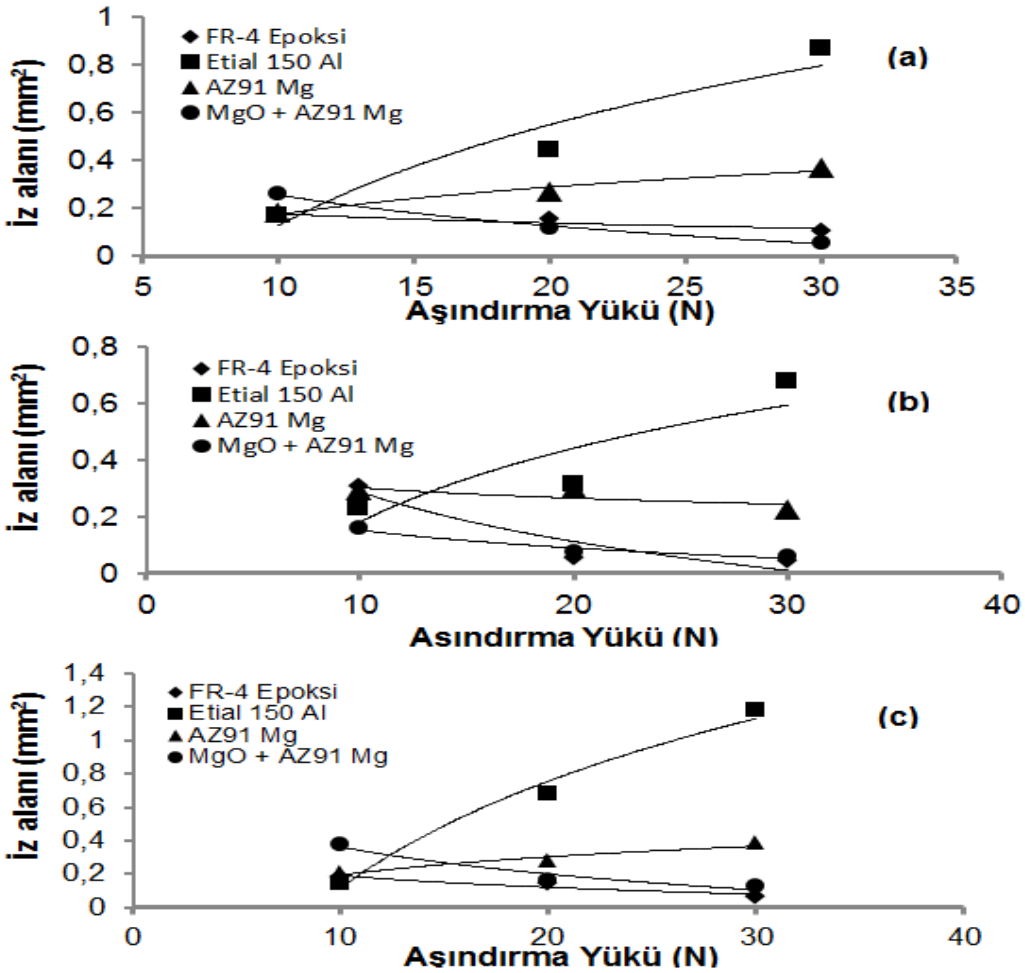
(b)

Şekil 3. a) Oksitlenmiş AZ91 Mg' nin SEM yüzey görüntüsü, b) Oksitlenmiş yüzeyin EDX analizi

3.2. Kuru Kayma Şartlarındaki Aşınma Testi Bulguları

Aşınma testi sonrasında, ölçülen aşınma iz derinliği ve iz genişliği esas alınarak Eşitlik (1.1)' e göre hesaplanan aşınma iz alanı değerleri (mm^2) Şekil 5' de verilmiştir. Burada aşınma iz alanı, aşınma direncinin bir ifadesi olarak bilinmektedir. Şekil 5 incelendiğinde, tüm kayma hızı değerlerinde, sürtünme yükünün artmasıyla, Etial-150 Al alaşımında oluşan aşınma iz alanı değerlerinde belirgin artış eğilimi ve AZ91 Mg alaşımında oluşan aşınma iz alanında nispi artış eğilimi gözlemlenirken; FR-4 CTPE (Fr-4 Epoksi) ve MgO' lu AZ91 Mg alaşımında oluşan iz alanı değerlerinde ise nispi bir düşüş gözlemlenmiştir. Diğer malzemelere göre FR-

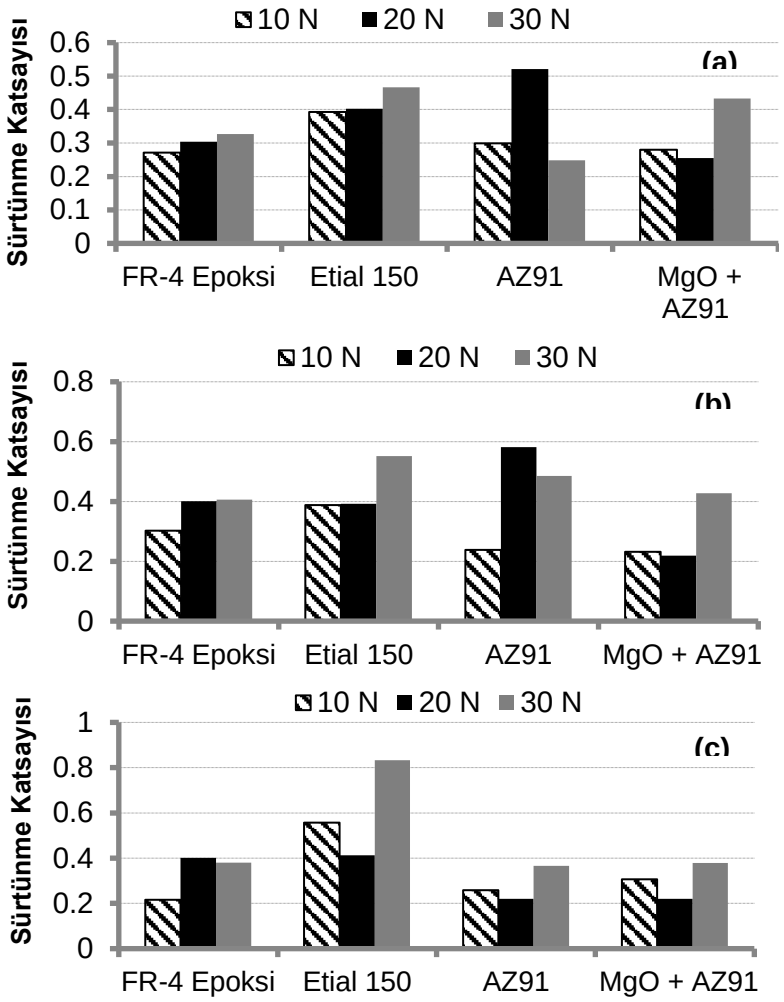
4 CTPE kompoziti ve MgO' lu AZ91 Mg alaşımında elde edilen düşük aşınma iz alanı, FR-4 CTPE kompozitindeki cam takviyesinin ve AZ91 Mg alaşımında MgO ile Al_2O_3' in aşınma dayanımını attırması ile sağlandığı sonucuna varılmıştır. Burada, kütle kaybına en etkili faktörün sürtünme yükü olduğu belirlenirken, diğer yandan kayma hızı ve kayma mesafesinin artmasıyla aşınma oranlarında ise nispi bir artış meydana gelmiştir. Şekil 5-c' ye göre, en yüksek sürtünme yükü (30 N), en yüksek kayma hızı (0,75 m/s) ve en yüksek kayma mesafesi (2000 m) koşulları ile aşındırma neticesinde elde edilen aşınma eğilimleri mukayese edilecek olursa; en fazla aşınan malzeme 1,1798 mm^2 ile Etial-150 Al alaşımı olurken, en az aşınan malzemenin 0,064 mm^2 ile FR-4 CTPE olduğu görülmektedir.



Şekil 5. Aşınma İz alanı a) 0,1 m/s hızla 500 m kayma mesafesinde, b) 0,4 m/s hızla 1000 m kayma mesafesinde, c)0,75 m/s hızla 2000 m kayma mesafesinde

Şekil 5' e göre 0,1261 mm^2 mertebesinde aşınan MgO' lu AZ91 Mg alaşımında, AZ91 Mg malzemesine göre yaklaşık 3 kat daha düşük seviyede kütle kaybı oluşurken, AZ91 Mg alaşımında 0,3834 mm^2 mertebesinde aşınma iz alanı oluştuğu ve Etial-150 Al alaşımına göre % 68 seviyesinde daha az aşındığı görülmektedir. Ayrıca, Şekil 5-a göz önüne alınacak

olursa, en düşük kayma hızı (0,1 m/s) ile sürtünme koşullarında, MgO' lu AZ91 Mg alaşımında oluşan kütle kaybının diğer malzemelere göre en düşük olduğu dikkat çekici bir sonuç olmuştur. Bunun yanında, Şekil 5' e göre, 10 N en düşük sürtünme yükü ve 500 m kayma sonrasında, Etial-150 Al alaşımının, AZ91 Mg' ye göre daha az aşındığı görülürken, sürtünme yükünün artmasıyla birlikte AZ91 Mg alaşımının Etial-150 Al malzemeye göre daha iyi aşınma direncine sahip olduğu görülmüştür. Bu sonuç, yüksek sürtünme yükü ve kayma şartlarındaki endüstriyel uygulamalarda, AZ91 Mg alaşımının Etial-150 Al malzemesine tercih edilebileceğine yönelik bilgi vermektedir. Aşınma deneyleri sırasında herbir malzeme için sürtünme katsayısı değerleri dinamik olarak kayıt edilmiş ve bu verilerden elde edilen ortalama sürtünme katsayısı değerleri Şekil 6' da verilmiştir. Şekil 6 incelendiğinde, sürtünme yükünün artmasıyla sürtünme katsayısı değerlerinde artış eğilimi gözlemlenirken, kayma hızı ve kayma mesafesinin sürtünme katsayısı üzerine belirgin bir etkisinin olmadığı sonucuna varılmıştır. Şekil 6-c' ye göre, bazı sürtünme koşullarında (kayma hızı 0.75 m/s ve 2000 m kayma mesafesi) sürtünme katsayısında düşüş eğilimi gözlemlenmiştir.

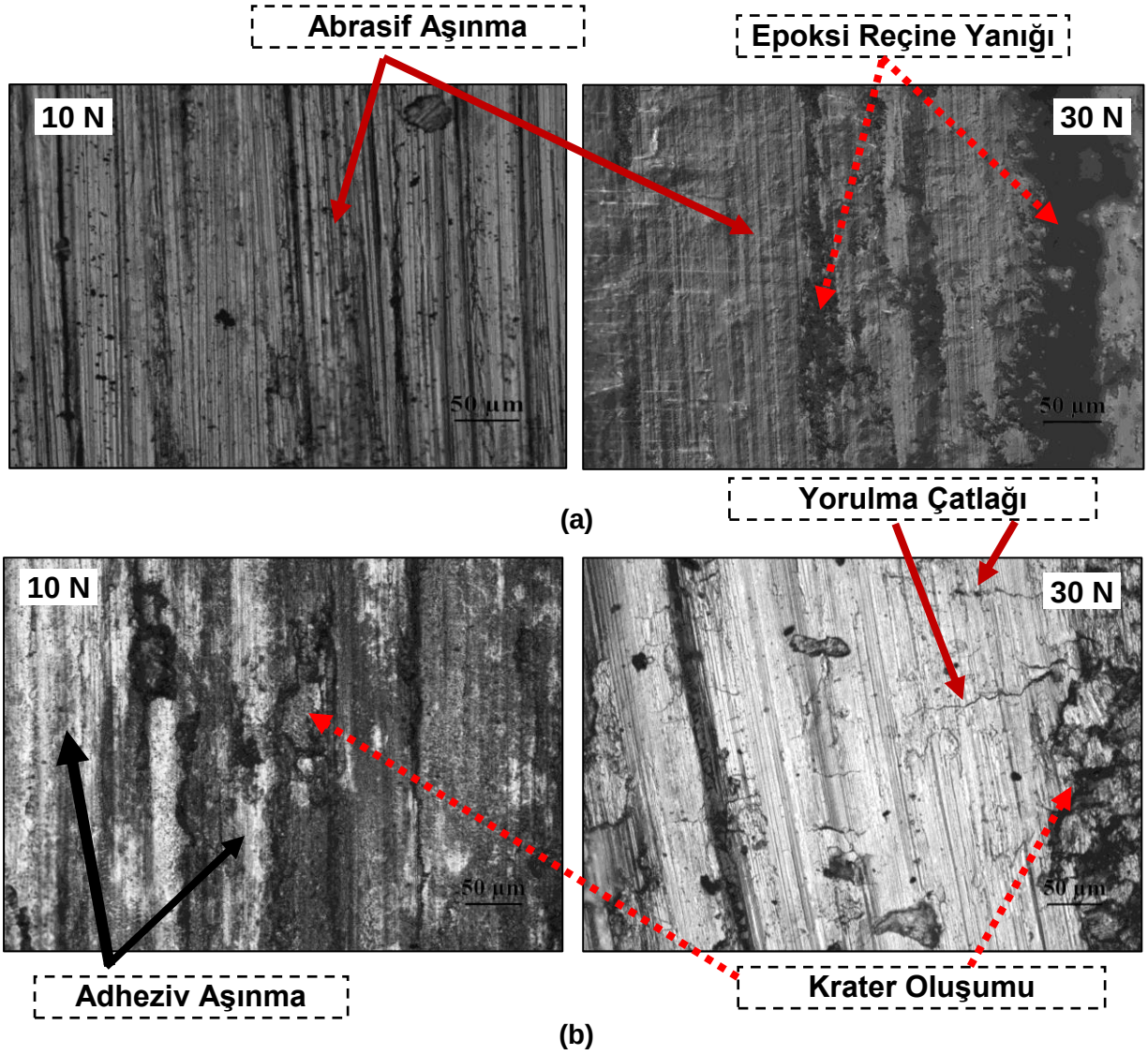


Şekil 6. Ortalama sürtünme katsayısı değerleri, (a) 0,1 m/s hızla 500 m kayma mesafesi, (c) 0,4 m/s hızla 1000 m kayma mesafe, (c) 0,75 m/s hızla 2000 m kayma mesafesi

Genel olarak, aşınma sonrası deney numunelerinin sürtünme davranışları mukayese edilecek olursa, FR-4 CTPE kompozitinin düşük kütle kaybı ve düşük sürtünme katsayısına sahip olmasından dolayı en iyi tribolojik davranışa sahip olduğu görülmüş olup, ortalama sürtünme katsayısının 0,2-0,4 aralığında değişim göstermektedir. Ayrıca, en fazla aşınan Etial-150 Al alaşımının tribolojik davranışının en kötü olduğu ve sürtünme katsayısının 0,4-0,8 aralığında değişim gösterdiği görülmektedir. MgO' lu AZ91 Mg alaşımında oluşan sürtünme katsayısının 0,2-0,4 aralığında değişim gösterdiği ve AZ91 Mg alaşımına göre daha iyi olduğu ve FR-4 CTPE kompozitine yakın tribolojik davranış sergilediği belirlenmiştir. Sonuç olarak, MgO tabakasının, AZ91 Mg alaşımının tribolojik davranışını olumlu yönde etkilediği sonucuna varılmıştır. Bunun yanında, AZ91 Mg alaşımı sürtünme katsayısının 0,2-0,6 aralığında değişim gösterdiği görülmekte olup, Etial-150 Al alaşımına kıyasla yaklaşık % 43 mertebesinde daha iyi seviyede sürtünme katsayısına sahip olduğu tespit edilmiştir.

3.3. Metalografik İncelemeler

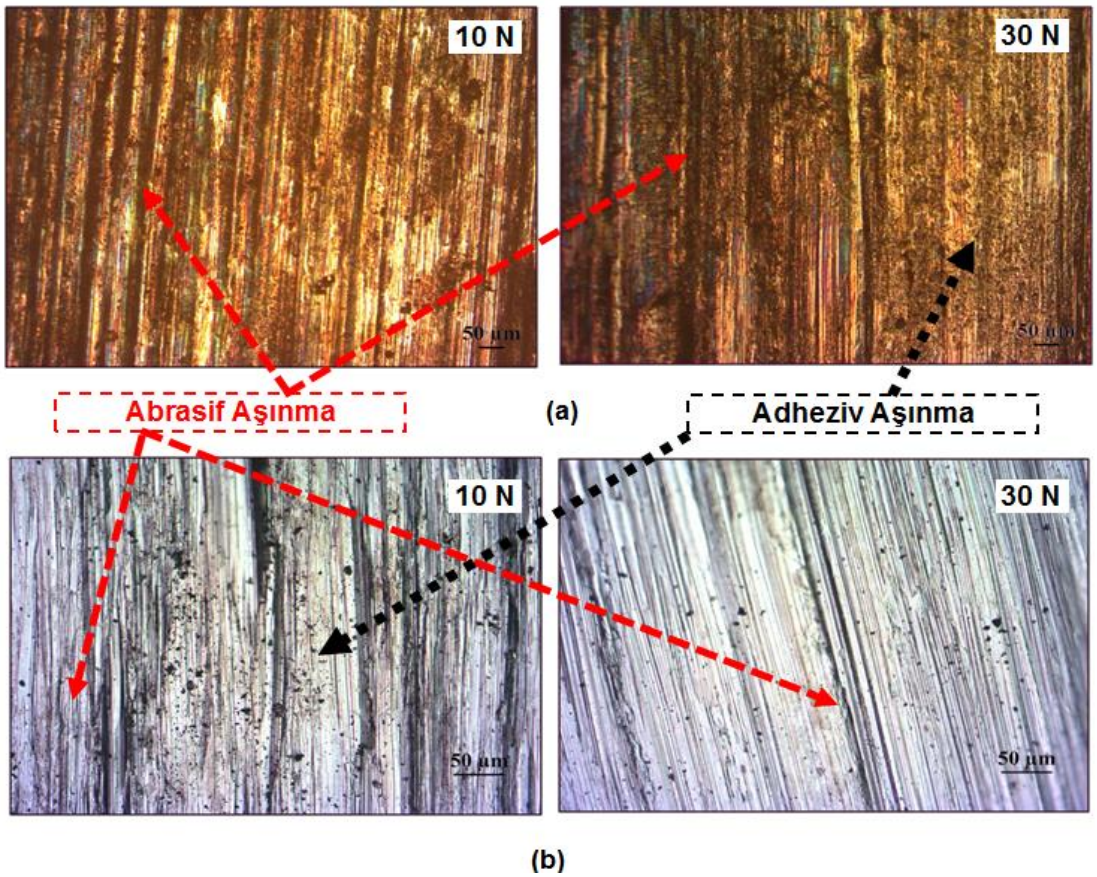
İleri-geri aşınma deneyine tabi tutulan her bir malzemenin aşınmış yüzeylerinin karakteristiği, yapılan optik mikroskop analizleri ile değerlendirilmiş olup, oluşan aşınma mekanizmaları hakkında yorumlamalar yapılmıştır. 2000 m sürtünme mesafesi sonrasında FR-4 CTPE ve Etial-150 Al alaşımı numunelerinin aşınmış yüzeylerinin görünümleri Şekil 7' de verilmiştir. Şekil 7-a' da, FR-4 CTPE kompozitinde genel olarak abraziv aşınma mekanizmasının etkili olduğu görülmektedir. Bu malzemede, 10 N sürtünme yükü ve yüksek kayma mesafesi sonrası oluşan aşınma çiziklerinin derinliği ve boyutu daha yüksek seviyede oluşurken, 30 N yük ve 2000 m sürtünme sonrasında daha düşük seviyede abraziv çiziklerin oluştuğu görülmektedir. Ayrıca, FR-4 CTPE kompozitinde, oluşan yüksek sürtünme sıcaklıklarından dolayı lokal olarak reçine yanığı meydana gelmiş bu durum Şekil 7-a' da gösterilmiştir. Bazı literatür çalışmalarında da benzer olarak, yüksek kayma mesafesi sonrası aşınmış yüzeyler üzerinde epoksi reçinesinin bazı bölgelerinde yanmaların oluştuğu ifade edilmektedir [Asi, 2008; Yaşar ve Aslan, 2000], Genel olarak, FR-4 CTPE ile elde edilen aşınmış yüzey karakteri ile düşük aşınma iz alanı ve sürtünme katsayısı bulgularının birbiriyle uyumlu olduğu görülmüş olup, elde edilen bulguların literatür çalışmalarıyla [Suresha vd., 2006; Sarkar vd., 2015; Jaber vd., 2015] benzer olduğu sonucuna varılmıştır. Şekil 7-b' de, Etial-150 Al alaşımında daha çok adheziv aşınma mekanizmasının etkili olduğu ve aşınma ile birlikte lokal çatlak hasarlarının oluştuğu görülebilmektedir.



Şekil 7. Numunelerin aşınma sonrası yüzeyleri (a) FR-4 CTPE (b) Etial-150

Özellikle 30 N sürtünme yükü ve yüksek kayma mesafesi sonrasında, tekrarlı deformasyonlar sonucu aşınma yüzeyinde termal sıcaklık farklarının etkisiyle yorulma-sürünme çatlaklarının oluştuğu ve ayrıca bazı bölgelerde aşındırıcı partiküllerin yüzeyden parçalar koparması neticesinde yer yer krater oluşumlarının meydana geldiği görülmektedir. Yapılan bir çalışmada [Mahato vd., 2011], Al-Si alaşımlarının sürtünme yükü ve kayma hızındaki artışla birlikte aşınmanın hızlanacağı ve bu durumun aşınmış yüzeyde plastik deformasyonlara sebep olduğu ileri sürülmektedir. Dolayısıyla, bu çalışmada da benzer olarak, yüksek yük ve kayma mesafeleri ile yapılan aşındırma neticesinde Etial-150 Al alaşımında 50-200 µm mertebesinde çatlaklar oluşmuş ve bu sonucun literatürde yapılan çalışmalar ile uyumlu olduğu sonucuna varılmıştır.

MgO' lu AZ91 Mg alaşımı ve oksidasyona uğramamış AZ91 Mg alaşımının 10 N ve 30 N sürtünme yükü altında 2000 m kayma mesafesi sonrası, aşınmış yüzeylerinden elde edilen optik görüntüleri Şekil 8' de verilmiştir. Şekil 8-a göz önüne alınırsa, oksidasyonsuz AZ91 Mg alaşımı aşınmış yüzeyde, 10 N düşük sürtünme yükü altında abraziv aşınma mekanizmasının etkili olduğu görülürken, 30 N sürtünme yükü altında 2000 m kayma sonrasında, abraziv aşınma mekanizması ile adheziv aşınma mekanizmasının birlikte olduğu karmaşık aşınma mekanizmasının (catastrophic) oluştuğu görülebilmektedir. Şekil 8-b' de, oksitlenmiş AZ91 Mg alaşımında, 30 N sürtünme yükü altında ve 2000 m kayma mesafesi sonrasında, abraziv aşınma mekanizmasının etkili olduğu ve kayma mesafesinin düşmesi ile daha düşük seviyede abraziv aşınma çiziklerinin oluştuğu görülebilmektedir. Ayrıca, MgO' lu AZ91 Mg alaşımının 10 N sürtünme yükü altında ve 2000 m kayma mesafesinde ise Şekil 8-b' de görülebileceği gibi daha düşük seviyede adheziv ve abraziv aşınma mekanizmalarının beraber geliştiği karmaşık aşınma tipi meydana gelmiştir. En yüksek sürtünme yükü (30 N) ve en yüksek kayma mesafesi (2000 m) ile sürtünme sonrası, MgO' lu AZ91 Mg malzemesinde, AZ91 Mg alaşımına göre, daha ince ve düşük seviyede abraziv çiziklerin oluştuğu görülmüş olup, nihai olarak, MgO tabakasının AZ91 Mg alaşımının aşınmaya karşı dayanımını ve tribolojik davranışını geliştirdiği sonucuna varılmıştır.



Şekil 8. Numunelerin aşınma sonrası yüzeyleri (a) AZ91 Mg (b) MgO'lu AZ91 Mg

4. SONUÇLAR

Yapılan bu deneysel çalışmada, otomotiv ve uzay/uçak sektörlerinde kullanılan düşük yoğunluklu üç farklı hafif mühendislik malzemesi; FR-4 CTPE, AZ91 Mg alaşımı ve Etial-150 Al alaşımı ile birlikte, aynı zamanda yüzeyi MgO olan AZ91 Mg alaşımının tribolojik davranışları incelenmiş ve aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır:

- İlk olarak, AZ91 Mg alaşımında, bir yıl süreyle oda sıcaklığı ve serbest atmosfer ortamında bekletilmesi ile yüzeyinde oluşan oksitlenme sonucu MgO (%90,4) ve Al_20_3 (%9,16) içeriğine sahip bir tabaka meydana gelmiştir. MgO tabakasının AZ91 Mg alaşımının aşınma dayanımını ve tribolojik davranışını iyileştirdiği sonucuna varılmıştır.
- AZ91 Mg alaşımının daha düşük sürtünme katsayısı ve kütle kaybı ile Etial-150 Al alaşımına göre daha iyi tribolojik davranışa sahip olduğu görülmüştür. Bu sonucun, daha hafif ve daha iyi tribolojik özelliklere sahip magnezyum otomotiv parça üretimine katkı vereceği düşünülmektedir.
- En düşük sürtünme katsayısı ve kütle kaybı ile en yüksek aşınma dayanımı FR-4 cam takviyeli polimer kompozitinde elde edilirken, bu malzemeyi MgO' lu AZ91 Mg alaşımı takip etmiştir. Ancak, FR-4 CTPE kompozitinde yüksek sürtünme yükü ve kayma hızı altında uzun süreli sürtünme durumunda, kompozit içeriğindeki polimerde lokal yanma meydana gelmiştir.
- Etial-150 alaşımında daha çok adheziv aşınma mekanizmasının etkili olduğu ve aşınma ile birlikte lokal yorulma-sürünme çatlak hasarlarının oluştuğu, FR-4 CTPE kompozitinde genel olarak abraziv aşınma mekanizmasının etkili olduğu ve AZ91 Mg alaşımında da abraziv aşınma mekanizması ile adheziv aşınma mekanizmasının birlikte olduğu karmaşık aşınma mekanizmasının etkili olduğu görülmüştür.
- Son olarak kütle kayıpları göz önüne alındığında, AZ91 Mg alaşımının aşınma dayanımının, kendisine muadil sayılabilecek Etial 150 Al alaşımına göre yaklaşık % 68 daha fazla olduğu görülmüştür. Ayrıca, serbest ortamda oksitlenen AZ91 Mg alaşımının aşınma dayanımının, oksidasyonsuz AZ91 Mg alaşımına göre üç kat daha fazla olduğu sonucuna varılmıştır. Yapılan literatür araştırması ile, Mg alaşımlarına mikro ark oksidasyonla MgO kaplamanın tribolojik ve korozif özellikleri daha da geliştirilebileceği görülmüştür (Duo vd., 2017; Aykan, 2018).

Teşekkür

Bu çalışma, Süleyman Demirel Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Yönetim Birimince (SDÜ-BAP) 4145-YL1-14 nolu proje tarafından desteklenmiş olup. SDÜ-BAP birimine desteklerinden dolayı teşekkür ederiz.

KAYNAKÇA

1. **Akfidan, T. (2013),** "Sirkülasyon Pompa Motorlarında Epoksi Reçine Uygulaması", https://alarko-carrier.com.tr/eBulten/TekBulten/images_51/e_TekBulten51_print.pdf, Erişim Tarihi: 08.03.2018.
2. **Altenpohl, DG. (1998),** "Aluminum Technology, Applications and Environment", A Profile of a Modern Metal, 6th ed., pp 488.
3. **Agnew, S.R. (2004),** "Wrought Magnesium: A 21st Century Outlook", *JOM*, Vol.56, No.5, pp. 20–21.
4. **Armstrong K.B., Bevan L.G., Cole, W.G. (2005),** "Care and Repair of Advanced Composites", 2nd ed. Warrendale, PA: SAE International, pp 664.
5. **Asi, D. (2008),** "Cam Elyaf Takviyeli Kompozit Malzemelerin Aşınma Performansının İncelenmesi", Afyon Kocatepe Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Afyon.
6. **ASM, (1998),** "Metal Handbook, Forming and Forging", 9th Edition, pp 791-804.
7. **Aykan, E. (2018),** "AZ91 Magnezyum Alaşımının Aşınma Davranışının Farklı Malzemelerle Deneysel Karşılaştırılması ve Üzerine Yapılan Ark PVD Kaplamaların Korozyon Dayanımına Etkisi", Süleyman Demirel Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Isparta.
8. **Bağcı, M., (2010), "**Cam Elyaf Takviyeli Kompozit Malzemelerin Erozyon Aşınma Davranışının İncelenmesi", Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi, Konya.
9. **Benedyk, J.J. (2004),** "Magnesium Challenges Aluminum Dominance as the Light Metal of Choice in Automotive Markets", Light Metal Age-The International Magazine of Light Metal Industry, Vol.62, pp 24-27.
10. **Campbell, J. (2009),** "Discussion of Effect of Strontium and Phosphorus on Eutectic Al–Si Nucleation and Formation of β-Al_5FeSi in Hypoeutectic Al–Si Foundry Alloys", Metall. Mater. Trans. A, Vol.40, No.5, pp. 1009-1010.
11. **De Fenzo, A., Formicola, C., Antonucci, V., Zarrelli, M., Giordano, M. (2009),** "Effects of Zinc-based Flame Retardants on The Degradation Behaviour of an Aerospace Epoxy Matrix", Polym. Degrad. Stab., Vol.94, pp. 1354−1363.
12. **Demirci, K.M. (2012),** "Dünya Alüminyum Ticaretinde Türkiye'nin Yeri", Türk Mühendis ve Mimar Odaları Birliği Metalürji Mühendisleri Odası", sf.17-29.
13. **Dou, J., Chen, Y., Yu, H., Chen, C. (2017),** "Research Status of Magnesium Alloys by Micro-Arc Oxidation: A Review", Surface Engineering, Vol.33, pp 731-738.
14. **Duygulu Ö., Oktay G., Kaya A.A. (2006), "**The Use of Magnesium Alloys in Automotive Industry", OTEKON'06, Bursa, 26-28 July.

15. **Gay, D., Suong, V.H. (2007),** "Composite Materials: Design and Applications", Second Edition, pp 568.
16. **Gray, J.E., Luan, B. (2002),** "Protective Coatings on Magnesium and its Alloys—A Critical Review", J. Alloys Compd., Vol.336, pp 88-113.
17. **Feliu, Jr., S., Galvan, J.C., Pardo, A., Merino, M.C., Arrabal, R. (2010),** "Native Air-formed Oxide Film and Its Effect on Magnesium Alloys Corrosion", Open Corros. J., Vol.3, 80–91.
18. **Fredrich, H., S. Schumann, S. (2001),** "Research for a New Age of Magnesium in the Automotive Industry", J. Mat. Proc. Tech., Vol.117, pp 276-281.
19. **Furuya, H., Kogiso, N., Matunaga, S., Senda, K. (2001),** "Applications of Magnesium Alloys for Aerospace Structure Systems", Materials Science Forum, Vol.350-351, pp 341-348.
20. **Hort, N., Huang, Y., Fechner, D., Störmer, M., Blawert C., Witte, F., Vogt, C., Drücker, H., Willumeit, R., Kainer, K.U., Feyerabend**, **F. (2010),** "Magnesium Alloys as Implant Materials – Principles of Property Design for Mg–Re Alloys", Acta Biomaterialia, Vol.6, No.5, pp 1714–1725.
21. **İçli, S. (2006),** "Polimerik Kompozitler: Geleceğin Teknolojileri", I.Polimerik Kompozitler Sempozyumu ve Sergisi, 17-19 Kasım, İzmir.
22. **Jaber, S.A., Ruggiero, A., Battaglia, S., Affatato, S. (2015),** "On the Roughness Measurement on Knee Prostheses", Int J Artif Organs, Vol.38, No.1, pp 39-44.
23. **Kandemir, K., Can Ç. (2003),** "Otomotiv Endüstrisi İçin Magnezyum Alaşımlarının Kullanım Potansiyeli", Mühendislik Bilimleri Dergisi, Cilt.9, Sayı.1, pp 37-45.
24. **Kaya, A.A., Kaya, R.A., Witte, F., Duygulu, Ö., (2007),** "Useful Corrosion- Potential of Magnesium Alloys as Implants", International Corrosion Engineering Conference, Seoul, Korea, May 20-24.
25. **Kaya, A.A., Özdoğru, E.F., Abanoz, D., Yiğit, S., Yücel, O. (2002),** "Otomotivde Magnezyum Alaşım Uygulamaları", OTEKON'02, Bursa, 24-26 Haziran, sf 41-46.
26. **Kılıç, N. (2005),** "Bol ve Kullanışlı Bir Madde: Alüminyum", http://www.izto.org.tr/portals/0/iztogenel/dokumanlar/bol_ve_kullanisli_bir_madde_aluminyum_n_kilic_26.04.2012%2023-04-57.pdf Erişim tarihi: 01.03.2018.
27. **Külekci, M.K. (2008),** "Magnesium and Its Alloys Applications in Automotive Industry", Int J Adv Manuf. Technol., Vol.39, No.9-10, pp 851–865.
28. **Lu, L., Lai, M.O., Toh, Y.H., Froyen, L. (2002),** "Structure and Properties of Mg–Al–Ti–B Alloys Synthesized via Mechanical Alloying", Mater. Sci. Eng. A, Vol.334, pp 163-172.
29. **Lu, C., Chen, Z., (2011).** "Anodic Aluminum Oxide-Based Nanostructures and Devices, Encyclopedia Nanoscience Nanotechnology, Vol.11, pp. 235-259.

30. **Luo, A.A. (2013),** "Magnesium Casting Technology for Structural Applications", J. Magn. Alloys, Vol.1, No.1, pp 2-22.
31. **Mahato, A., Verma, N., Jayaram, V., Biswas, S.K. (2011),** "Severe Wear of a Near Eutectic Aluminium–Silicon Alloy", Acta Materialia, Vol.59, No.15, pp 6069–6082.
32. **Mordike, B.L., Ebert, T. (2001),** "Magnesium Properties—Applications—Potential", Mat. Sci. Eng. A, Vol.302, No.1, pp 37-45.
33. **Nedıć, B., Globočkı, L.G. (2005),** "Friction Coefficient for Al Alloys and Tool Materials Contact Pairs", Tribology in Industry, Vol.27, No.3-4, pp 53-56.
34. **Ölmez, S., Keleşoğlu, E., (2016),** "Alüminyum Silisyum Alaşımların Yüksek Sıcaklık Aşınma Davranışlarının İncelenmesi", Mühendislik Bilimleri ve Tasarımı Dergisi, Cilt.4, Sayı.1, sf. 31-39.
35. **Özden, R.C. (2015), "**Sıcak Haddelenmiş AZ91 Magnezyum Alaşımı Üzerine Uygulanan Akımsız Ni-P-W Kaplamanın Korozyon ve Aşınma Özellikleri", Osmangazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Eskişehir.
36. **Özsoy, N. (2015),** "Polimer Esaslı Fiber Takviyeli Kompozit Malzemelerin Tribolojik Ve Mekanik Özelliklerinin İncelenmesi", Sakarya Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi, Sakarya.
37. **Öztürk, F., Kaçar, İ. (2012), "**Magnezyum Alaşımları ve Kullanım Alanlarının İncelenmesi", Niğde Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, Cilt.1 Sayı.1, sf 12-20.
38. **Prashanthakuamr, H., Bhanuprakash, N. (2017),** "Friction and Wear Behavıour of Polymer Matrix Composites – A Revıew", IRJET, Vol.4, No.5, pp 988-991.
39. **Podlaha, E.J., Landolt, D. (1997),** "Induced Codeposition", Journal of Electrochemical Society, Vol.144, No.5, pp.1672-1680.
40. **Saçak, M., (2002),** "Polimer Kimyası", Anakara Üniversitesi, Gazi Kitabevi, sf 568.
41. **Sarkar, P., Modak, N. (2015),** "Reciprocationg Friction Behavior of Al Particulate Glass Fiber Reinforced Epoxy Composite", Mater Today, Vol.2, No.4-5, pp 2708–2717.
42. **Seal, C.K., Vince, K., Hodgson, M.A. (2009),** "Biodegradable Surgical Implants Based on Magnesium Alloys – A Review of Current Research", IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, Vol.4, pp 012011.
43. **Song, G., Atrens, A., Wu, X., Zhang, B. (1998),** "Corrosion Behaviour of AZ21, AZ501 and AZ91 in Sodium Chloride", Corrosion Science, Vol.40, No.10, pp 1769-1791.
44. **Sun, Y. (1998), "**Wear Behavior of Heat Treatable Aluminium Alloys", MSc Thesis, İstanbul Technical University, İstanbul, Turkey.
45. **Suresha, B., Chandramohan G., Samapthkumaran, P. Seetharamu, S., Vynatheya, S. (2006),** "Friction and Wear Characteristics of Carbon-Epoxy and Glass-Epoxy Woven Roving Fiber Composites", Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol.25, No.7, pp 771-782.

46. **Şenel, M.C., Gürbüz, M., Koç, E. (2015),** "Grafen Takviyeli Alüminyum Matrisli Yeni Nesil Kompozitler", Mühendis ve Makina, Cilt.56, Sayı.669, sf. 36-47.
47. **Toldy, A., Szolnoki, B., Marosi, G.Y. (2011),** "Flame Retardancy of Fiberreinforced Epoxy Resin Composites for Aerospace Applications", Polym. Degrad. Stab. Vol.96, No.3, pp 371–376.
48. **Türkmen, M., Akdemir, O., Taşpınar, Y., Yıldız, M., Gündüz, S. (2015),** "The Effect of Cooling Rate on Microstructure and Mechanical Properties of Al-Mg-Si (6063) Alloy", Pamukkale University Journal of Engineering Sciences, Vol.21, No.1, pp 11-14.
49. **William, J.J., Paul, E.K. (2017), "**Towards Magnesium Alloys for High-Volume Automotive Applications", Vol.128, pp 107-112.
50. **Yaşar, İ., Arslan, F. (2000),** "Sürekli Cam Elyaf Takviyeli Polyester Matrisli Kompozitlerde Elyaf Hacim Oranı ve Elyaf Doğrultusunun Tribolojik Özelliklere Etkisi", Turkish Journal Of Engineering And Environmental Sciences, Cilt.24, sf. 181-191.
51. **Yıldızhan, H. (2008),** "Polimer Matrisli Kompozitlerin Mekanik Özelliklerinin İncelenmesi", Süleyman Demirel Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Isparta.
52. **Yılmaz, M. (2013),** "Kompozitlerin Kuru Kaymadaki Aşınma Davranışlarının Deneysel Olarak Araştırılması", Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, İzmir.
53. **Zhang, W.X., N.Huang, N., He, J.G., Jiang, Z.H., Jiang, Q, Lian, J.S. (2007),** "Electroless Deposition of Ni–W–P Coating on AZ91D Magnesium Alloy", Applied Surface Science, Vol.253, No.11, pp 5116–5121.
54. **Zhao, J., Wu, S. (2010),** "Microstructure and Mechanical Properties of Rheo-Die Casted A 390 Alloy", Trans. Non-ferrous Met. Soc. China, Vol.20, No.3, pp. 754-757.

KOMPOZİT SARGILI BASINÇLI KAPLARDA ÇATLAK ANALİZİ

Muzaffer ÇETİN, muzaffer.cetin@tubitak.gov.tr, TÜBİTAK UZAY, 06800, Ankara

Kemal YAMAN*, kemal.yaman@tubitak.gov.tr, TÜBİTAK SAGE, 06261, Ankara

Prof. Dr. Bora YILDIRIM, boray@hacettepe.edu.tr, H.Ü., Makine Müh. Böl, Beytepe, 06800, Ankara

ÖZET

Bu çalışmada, uzay alanında uydu itki sisteminde kullanılacak olan metal nüveli (liner) ve kompozit sarımlı basınçlı bir yakıt tankının çatlak oluşumu ve gelişimi ANSYS sonlu elemanlar analiz yazılımı kullanılarak analiz edilmiştir. Yapılan sonlu elemanlar analizlerinde, astarda ve kompozit gövdede oluşabilecek çatlak senaryolarına göre analizler gerçekleştirilmiş ve sayısal sonuçlar elde edilmiştir. Kompozit yapıda oluşabilecek hasarı belirlemek için yaygın olarak kullanılan Tsai-Hill, Tsai-Wu ve Hashin teorileri dikkate alınmıştır.

Anahtar Kelimeler: Filaman sarım, Kompozit malzeme, Basınçlı tank, Çatlak analizi, Hasar analizi

CRACK ANALYSIS FOR COMPOSITE WOUND PRESSURE VESSELS

ABSTRACT

In this study, the crack formation and development of a metal core (liner) and a composite wound pressurized fuel tank to be used in the satellite propulsion system in space are analyzed using ANSYS finite element analysis software. Finite Element analyzes were performed according to the crack scenarios that could occur in the liner and composite body. The Tsai-Hill, Tsai-Wu and Hashin theories, which are widely used to determine the damage that can occur in a composite structure, are taken into account.

Keywords: Filament wound, Composite material, pressurized tank, Crack analysis, Damage analysis.

1. GİRİŞ

Son yıllarda özellikle havacılık, uzay ve otomotiv sektörlerinde artan rekabet nedeniyle, hafif ve mukavemeti yüksek malzemelerin tasarlanmasına ihtiyaç duyulmuştur. Bu tip malzemelerin en önemli olanlarından olan kompozit malzemeler de bu ihtiyacı karşılamak amacıyla 1960'lı yıllardan günümüze kadar önemli bir gelişim göstermiştir. Kompozit malzemelerin diğer metal malzemelere göre düşük özgül ağırlıklarına oranla mukavemetlerinin yüksek olması, korozyona dayanımları, ısı ve elektrik yalıtkan özelliklerinden dolayı ilgiyi hep üzerine çekmiş, kompozit üretim teknolojilerinin gelişmesiyle de birçok alanda kullanılmaya başlanmıştır [1].

Özellikle fırlatma maliyetlerini düşürmek için, uydu ve uzay araçlarında kullanılan birçok yapısal eleman metallere göre daha hafif ve mukavemeti yüksek olmasından dolayı kompozit malzemeler kullanılarak tasarlanmakta ve üretilmektedir. Bu yapısal elemanlar taşıyıcı elemanlar olabileceği gibi yük taşımayan ama hafif olması istenen parçalar da olabilmektedir. Yakıt tankları da bu tip uzay araçlarında kullanılan ve önemli bir ağırlığa sahip elemanlardandır. Daha önceleri uydu ve uzay araçlarında kullanılan yakıt tankları tamamen metal malzemelerden üretilirken, günümüzde, yaklaşık %40-%50 oranında daha hafif olan kompozit malzemelerden üretilmeye başlanmıştır. Genellikle bu tanklar "Tip III" olarak bilinen, ince metal iç astar üzerine tamamen kompozit sargılı tank tipi olmaktadır. İç kısımdaki metal astar tank içinde muhafaza edilen yakıtın sızdırmazlığını sağlarken, kompozit kısım tankın yüksek basınca ve çevresel yüklere karşı dayanımını arttırmaktadır. Bu tip bir tankın günümüzdeki en kolay üretim tekniği filaman sarım yöntemidir. Bu yöntem ile birlikte genellikle eksenel simetrik bir paraca üzerine, istenen mukavemet şartlarını karşılayacak şekilde filaman sarım açıları belirlenerek, sarım işlemi gerçekleştirilmektedir. Bu nedenle kompozit sarımlı basınçlı tankların tasarım ve üretim aşamaları tamamen metal olan tanklara göre daha karmaşıktır [2].

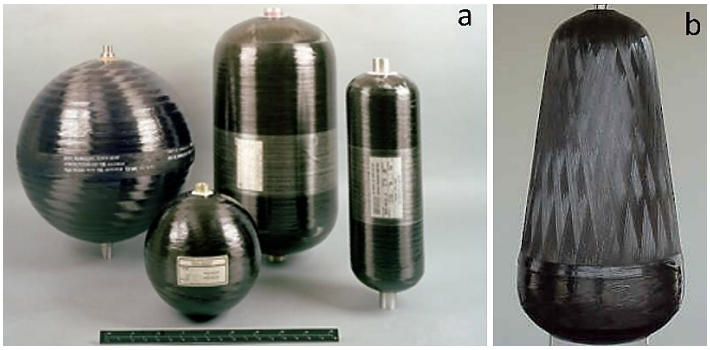
Birçok mühendislik uygulamasında yorulma soncu oluşan çatlak gelişimi tasarım süreçlerinde çok önemli bir faktör olarak ön plana çıkmaktadır. Kaikai ve diğerleri [3] yarı eliptik yüzey çatlak modelini teorik olarak incelemişler ve 7075-T6 alüminyum plakaya deneysel olarak uygulamışlardır. Beş farklı ilk çatlak şekli incelenmiştir. Sunulan yarı eliptik model ile Newman-Raju formülasyonu birleştirilmiştir. Test sonuçlarıyla teorik sonuçların çok yakın çıktığı rapor edilmiştir. Başlangıçtaki çatlak en-boy oranı, çatlak derinliği ve yarı çatlak uzunluğunun yüzey çatlak gelişimini kontrol ettiği belirtilmiştir.

Xu ve diğerleri [4], 6061-T6 Alüminyum astar (liner) üzerine Karbon-fiber/epoksi reçine oval şekilli basınçlı kaplar, -90°, 90°, -18.9°, 18.9°, 28.6°, 28.6° gibi farklı sarım açlarında sarılarak, üretilmiştir. Bu yapıya göre sayısal olarak modellenen sistem maksimum gerilme, Hoff-man, Tsai-Hill ve Tsai-Wu yorulma kriterlerine göre sonlu elemanlar analizleri yapılarak yarılma basınçları incelenmiştir. Deneyler sonucu elde edilen dayanma mukavemetleri sayısal

sonuçlarla karşılaştırılmış, çok yakın sonuçların elde edildiği görülmüştür. Özellikle Tsai-Wu kriterine göre elde edilen sonuçlar deneysel verilere daha yakın değerler vermiştir.

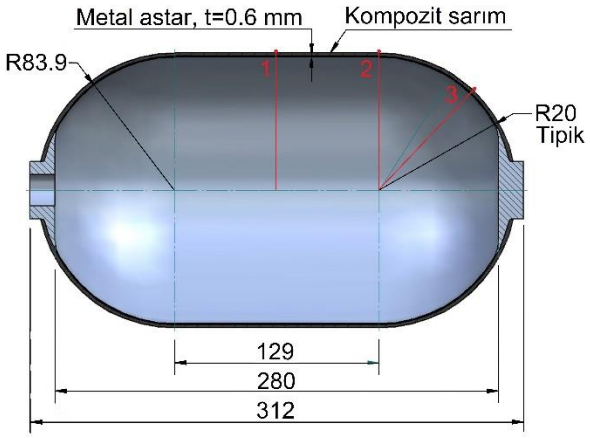
Park ve diğerleri [5], Filament sarım açısının dayanıma olan etkilerini sayısal ve deneysel olarak incelemişlerdir. Deneylerde 10 mm kalınlığında oval şekilli çelik astar (liner) üzerine geodesik bir geometriye göre başlangıçtan bitime kadar sarım açısı arttırılarak üretilmiş basınçlı kap test edilmiştir. Sonuçta 18°kadar bir açı farkıyla sarılan tüplerde kabarıklığın en önemli yarılma sebebi olduğu teşhis edilmiştir. Filament sargılı kompozit kaplar yüksek basınca dayanıklı kaplar içinde önemli bir yere sahiptir [2]. Çok yaygın olarak savunma ve havacılık uygulamalarında kullanılmaktadır. CarbonT300/Epoksi konfigürasyonda üretilmiş oval bir kapta (673.2 mm boyx350 mm çap) deneysel olarak yaklaşık 13.2 MPa patlama basıncına ulaştığı deneysel ve teorik olarak bulunmuştur.

Kompozit sarımlı tanklar çeşitli şekillerde üretilebilmesine rağmen genellikle silindir, küre veya koni şeklinde üretilmektedir. Piyasada en çok silindirik tanklar tercih edilmektedir (Bkz. Şekil 1).



Şekil1. Çeşitli şekillerde kompozit sarımlı tanklar (a) silindirik ve küresel tanklar (NASA), (b) konik tank [6]

Kompozit sarımlı tankların en kolay üretim tekniği filaman sargı yöntemidir. Bu yöntem ile filaman sarım işlemi daha önce belirlenmiş açılarda otomatik olarak yapılabilmektedir. Kompozit sarımlı tankın mekanik yapısı, iç kısımda sızdırmazlığı sağlayan 0.6mm kalınlığında alüminyum metal astar ile bu astarın basınca karşı dayanımını arttıran dış yüzeye sarılmış karbon-epoksi kompozit malzemeden oluşmaktadır. İleriki aşamalarda analiz çalışmalarında kullanılmak üzere tankın mekanik modelinin oluşturulması gerekmektedir. Daha önceki bölümde belirlenmiş hacim (yaklaşık 5.3lt) bilgisi ile malzeme bilgisi kullanılarak, ağırlık sınırları içerinde kalınacak şekilde bir mekanik model oluşturulmuştur. Bu mekanik modele ait ölçüler de Şekil 2'de verilmiştir.

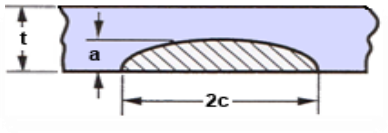


Şekil 2. Kompozit sarımlı tanka ait ölçüler (mm)

2. ÇATLAK ANALİZİ

Basınçlı kaplarda patlamaların kökenini üretim veya işletme koşulları nedeniyle oluşan yüzeysel veya benzeri iç-yapı hataları oluşturmaktadır. Hata çevresinde gerilme yığılmaları nedeni ile periyodik çalışma basıncı sırasında önce çatlak oluşmakta, daha sonrada bu çatlaklar ilerleyerek yırtılmalara sebep olmaktadır. Hataların analizine ilişkin yaklaşımlarda bu yırtıkların eliptik ya da dairesel olarak modellenmesiyle gerçek sonuçlara çok yaklaşan sağlıklı tahmin çözümleri üretilmiştir. Basınçlı kap yüzeyinde yarı eliptik ve iç kısımlarda ise eliptik hata varsayımı, koşulları optimum kılan çözümü getirdiği için bu çalışmada bu yaklaşım türleri kullanılmıştır.

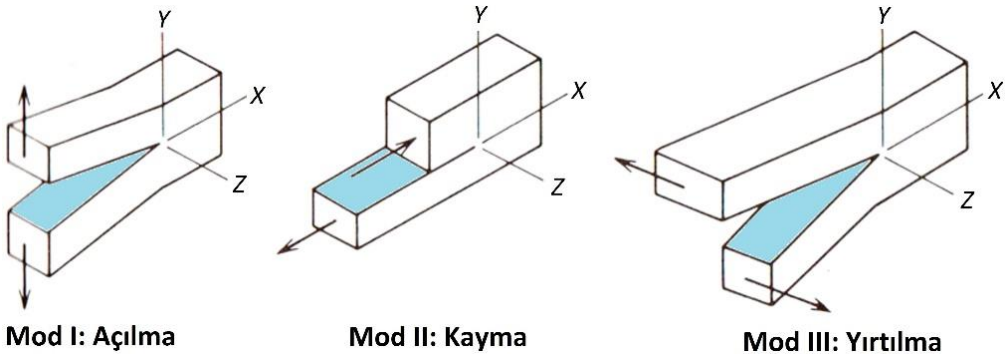
Kompozit sarımlı basınçlı tanklarda tasarım gereksinimi olarak patlama öncesi sızdırma şartını sağlamak için, ANSYS Workbench yazılımında çeşitli çatlak senaryoları incelenmiştir. Bu analizlerde kullanılan çatlak tipi ise programdaki kısıttan dolayı sadece eliptik çatlaktır. Şekil 3'de analizlerde kullanılan örnek bir çatlak tipi gösterilmiştir.



Şekil 3. Yarı eliptik yüzey çatlağı

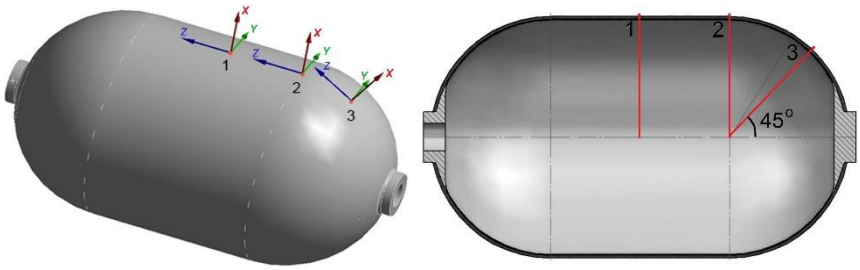
Bu analizlerin sonuçlarına göre, fırlatma sırasında veya uzaydaki operasyonlar sırasında eğer tankta bir çatlak oluşursa bu çatlağın ani bir şekilde açılıp açılmayacağına bakılmıştır. Çatlağın

büyümesi veya açılması durumu aslında tankın patlaması anlamına gelmektedir ve bu durum da tankın içinde bulunduğu yapıya zarar vermesi demektir. Bu nedenle böyle durumlarda tankın patlamadan yavaşça sızdırması istenmektedir ve bu şekilde tankın etrafında bulunan yapılara hiç zarar verilmemiş veya zarar en aza indirgenmiş olur. Yükleme tiplerine göre çatlaklar 3 farklı şekilde incelenmektedir. Şekil 4te gösterildiği gibi bu çatlak modları sırasıyla açılma, kayma ve yırtılma modlarıdır.



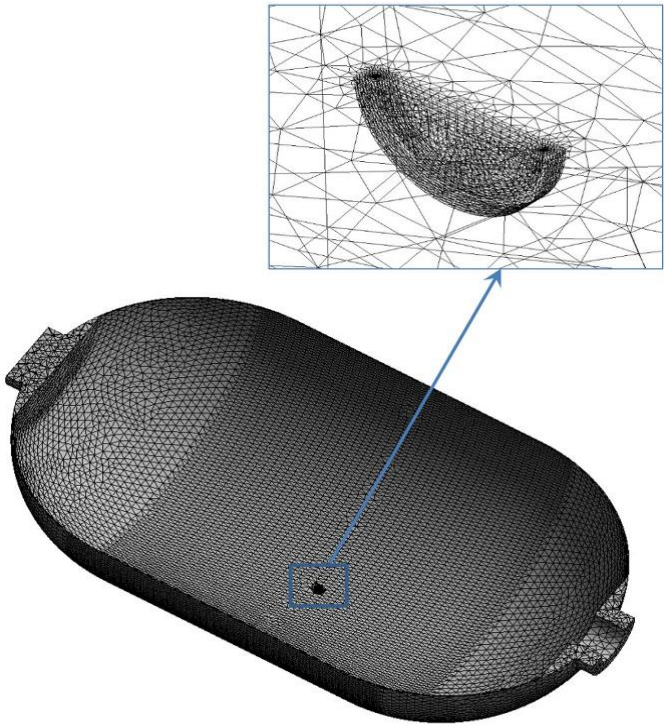
Şekil 4. Çatlak ilerleme modları ve yükleme tipleri

Çatlak analizi tankın metal astarında yani sızdırmazlığı sağlayan kısmında gerçekleştirilmiştir. Çatlak analizleri metal astarın olası kaynak bölgeleri ve basınçlandırma sırasında oluşan deplasmanların fazla olduğu kritik bölgeler için yapılmıştır. Şekil 5'te gösterilen tankın 3 farklı kritik bölgesi için ve her bölgede 0°, 45° ve 90°'lik açılardaki çatlaklar oluşturularak analizler yapılmıştır. Burada tankın silindir ekseni 0° açıyı temsil etmektedir. 0°, 45° ve 90°'lik açılardaki çatlaklar için de a/c oranı 1/5'den başlayarak 2/5, 3/5, 4/5 ve 5/5 olmak üzere 5 farklı çatlak tipi incelenmiştir. 0.6mm kalınlıkta olan metal astar için a değeri en büyük 0.5mm alınmıştır ve yukarıda belirtilen oranlarda değiştirilerek analizler gerçekleştirilmiştir.

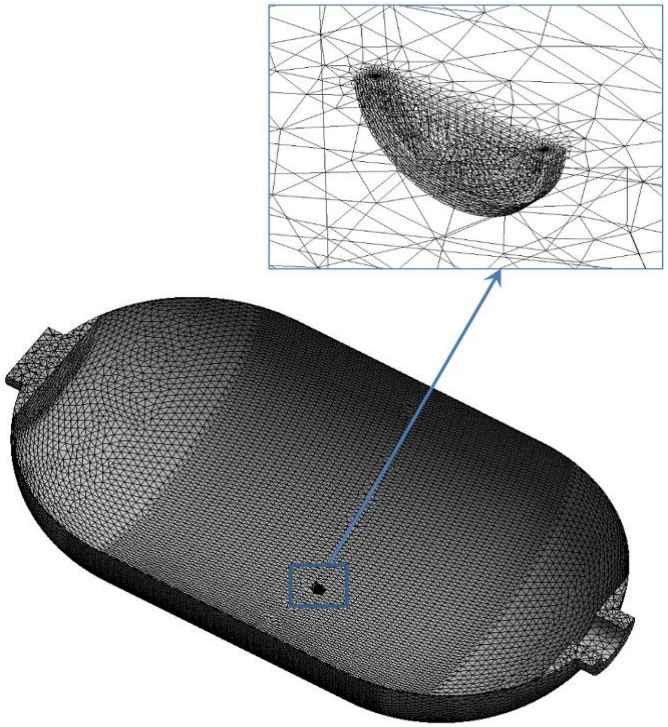


Şekil 5. Üç farklı kritik bölgedeki çatlak pozisyonları

Şekil 6'da analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağ modeli gösterilmiştir.

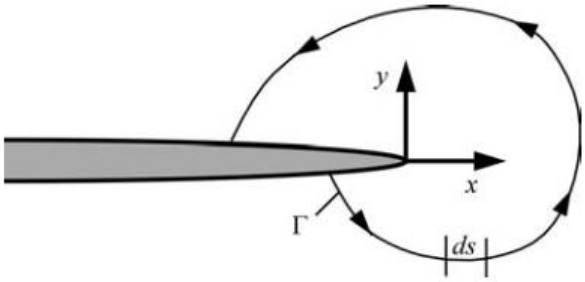


Şekil ’da ise bu çatlak analizlerinde kullanılmış örnek bir sayısal ağ modeli gösterilmiştir. ANSYS Workbench 14.5 programında çatlak analizini gerçekleştirmek için, sayısal ağda kullanılan eleman tipleri sadece tetrahedron elemanlar olabilmektedir. Çatlak analizleri, güvenli tarafta kalabilmek için, tank basıncının 220 bar olduğu durum için yapılmıştır. 220bar basınç, test basıncı olan 212.5bar basıncın biraz üstü olarak seçilmiştir. Şekil 6’da analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağ modeli gösterilmiştir.



Şekil 6. Çatlak modellemesinde kullanılan FE modeli

Analiz sonuçlarını değerlendirmek için, çeşitli boyutlardaki çatlaklara ait J-integral ve K (gerilim şiddet faktörü) değerleri karşılaştırılmıştır. J-integral, 1968 yılında James R. Rice tarafından bulunmuş olan elastik-plastik hasar parametresi olarak bilinmektedir. J-integral metodu, bir çatlağın ilerlemesine bağlı olarak ortaya çıkan potansiyel enerjideki değişim miktarını belirlemek için kullanılmaktadır. Yani çatlakta ilerleme olup olmayacağının bir göstergesidir. J-integral hesaplaması için Şekil 7'de gösterilmiş bir çatlak etrafında keyfi bir hat oluşturulmaktadır ve bu hat boyunca çizgi integral alınmaktadır [6]



Şekil 7. Çatlak ucunda oluşturulmuş keyfi hat

Hattan bağımsız olan bu çizgi integral ifadesi (1)'de gösterilmiştir.

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \tag{1}$$

Yukarıdaki denklemde;

w: gerilme enerji yoğunluğu

T_i: gerilim vektörü bileşenleri

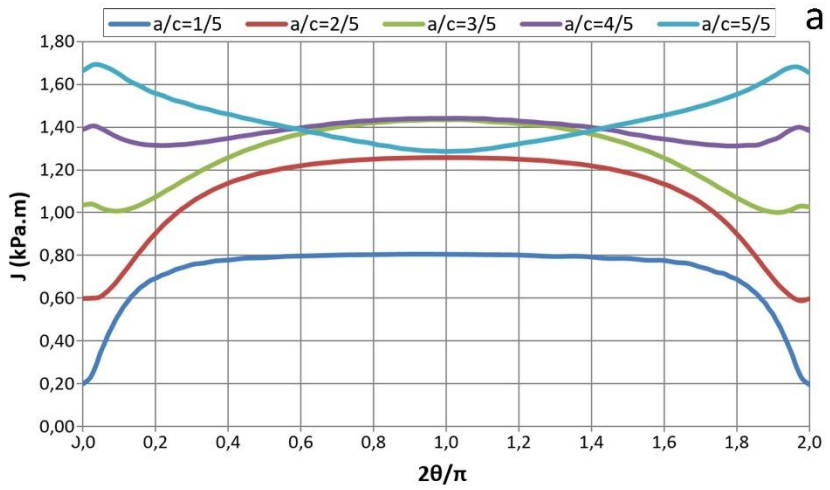
u_i: deplasman vektörü bileşenleri

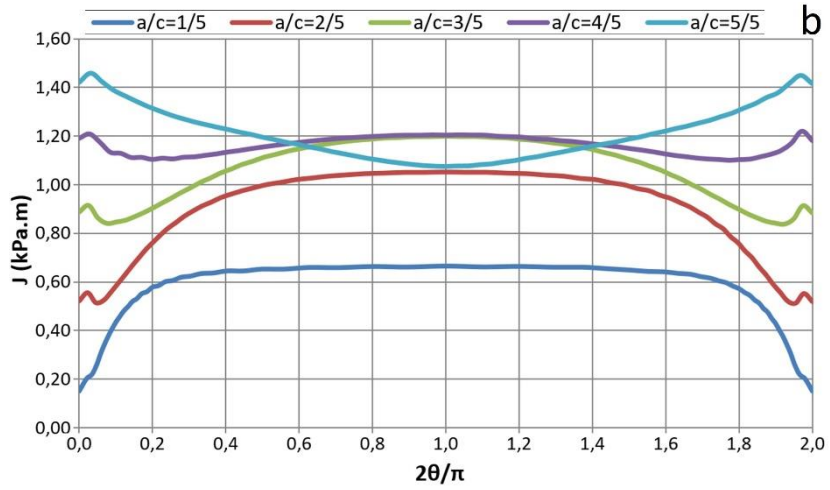
ds: Γ hattı boyunca alınmış uzunluk parçası, anlamlarına gelmektedir.(1)'de verilmiş olan gerilme enerji yoğunluğu (*w)* ifadesini bulmak için ise aşağıdaki denklem kullanılmaktadır.

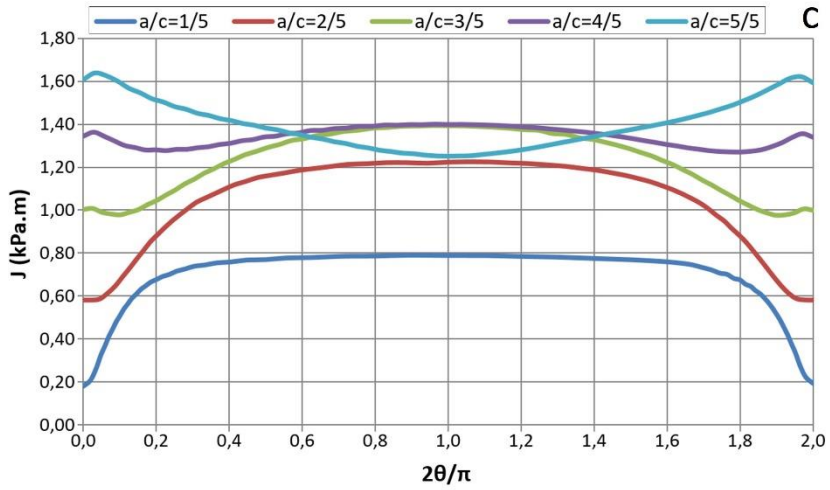
$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \tag{2}$$

(2) ifadesinde gösterilmiş olan denklemde verilen σ_{ij} gerilim tensörünü, ε_{ij} ise gerinim tensörünü ifade etmektedir.

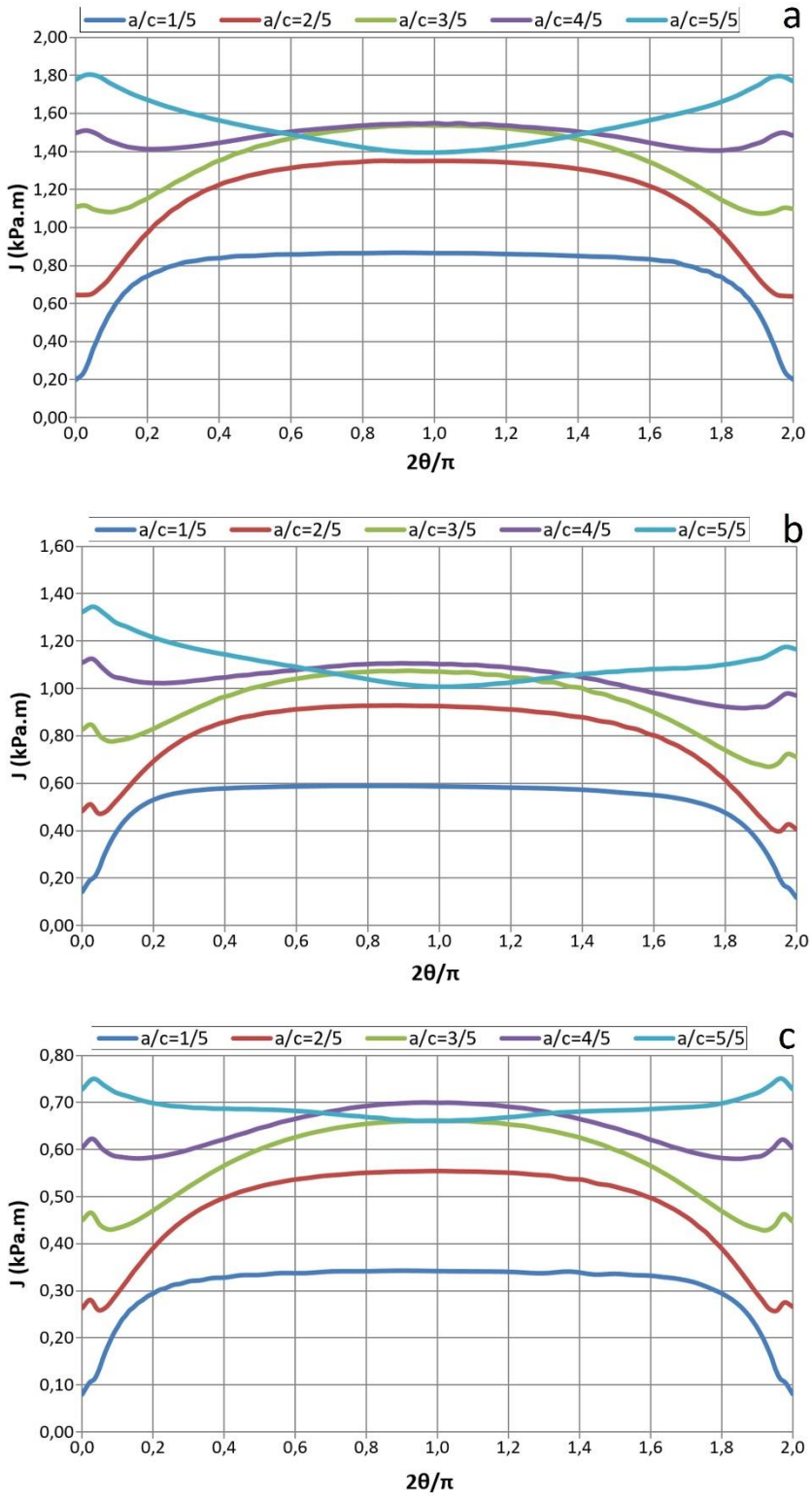
Sonlu elemanlar yöntemi ile gerçekleştirilmiş analizler sonucunda elde edilen *J* integral değerleri Şekil 8'den Şekil 10'a kadar olan grafiklerde gösterilmiştir.



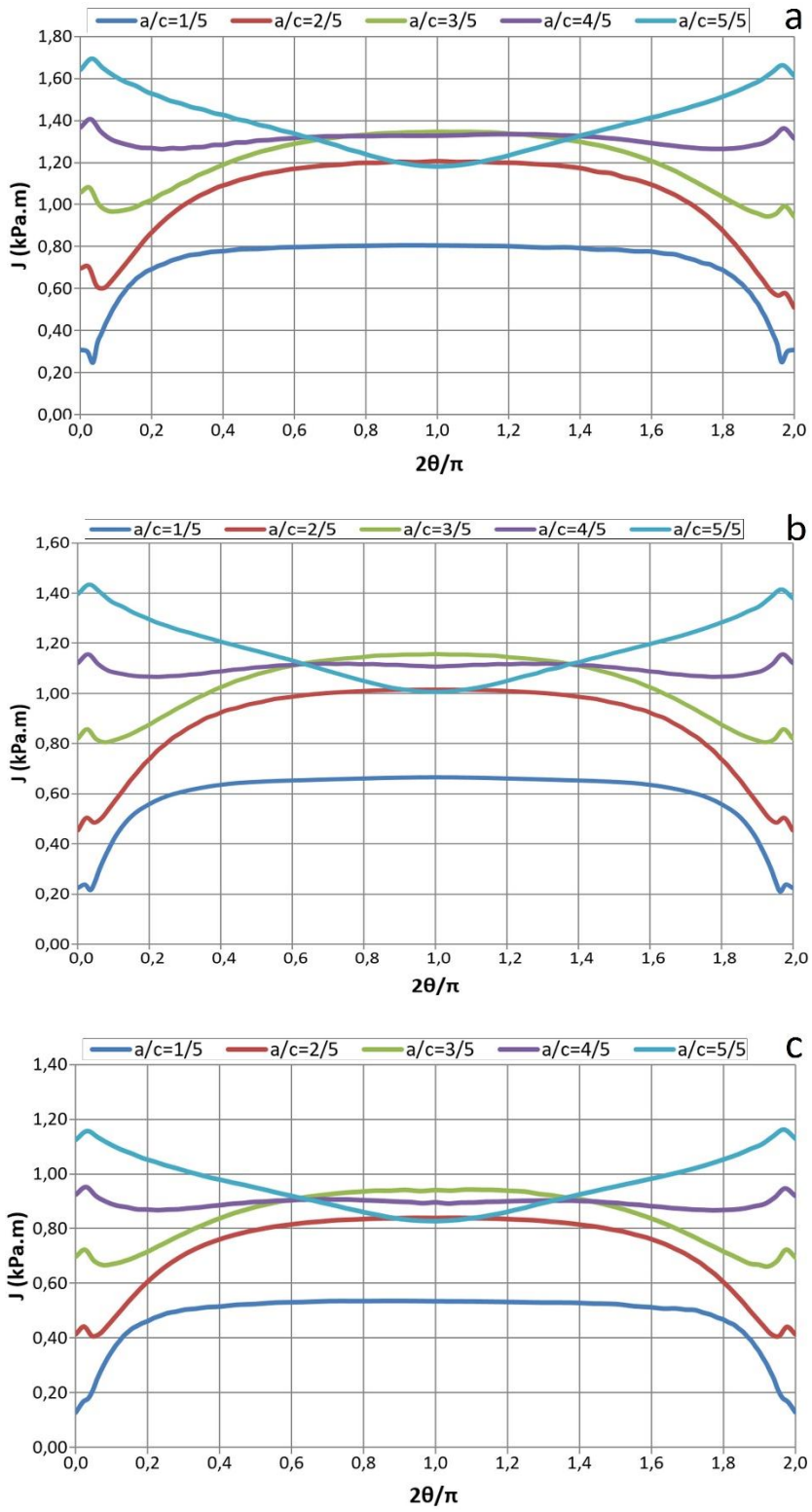




Şekil 8. 1 numaralı çatlak bölgesi için (a) 0°, (b) 45° ve (c) 90° açılı çatlaklar için *J* integral grafikleri



Şekil 9. 2 numaralı çatlak bölgesi için (a) 0°, (b) 45° ve (c) 90° açılı çatlaklar için *J* integral grafikleri



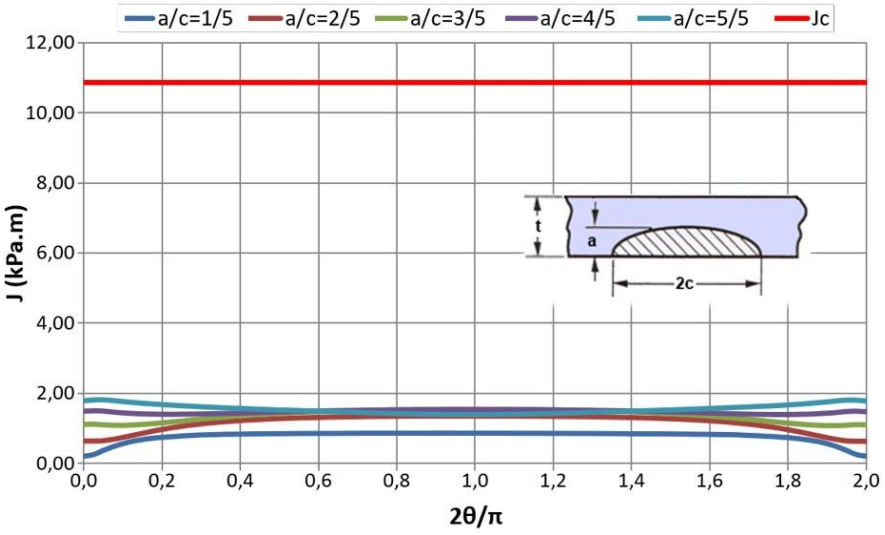
Şekil 10. 3 numaralı çatlak bölgesi için (a) 0°, (b) 45° ve (c) 90° açılı çatlaklar için *J* integral grafikleri

Yukarıda verilmiş olan *J* integral grafiklerine bakıldığında, 2 numaralı bölgede ve 0° açılı çatlağın en kritik olduğu görülmektedir. Bu çatlakta ilerleme olup olmadığını anlayabilmek için ise *J* integralin kritik değerinin hesaplanması gerekmektedir.

J integralin kritik değeri, düzlemsel gerinim koşulu için [7];

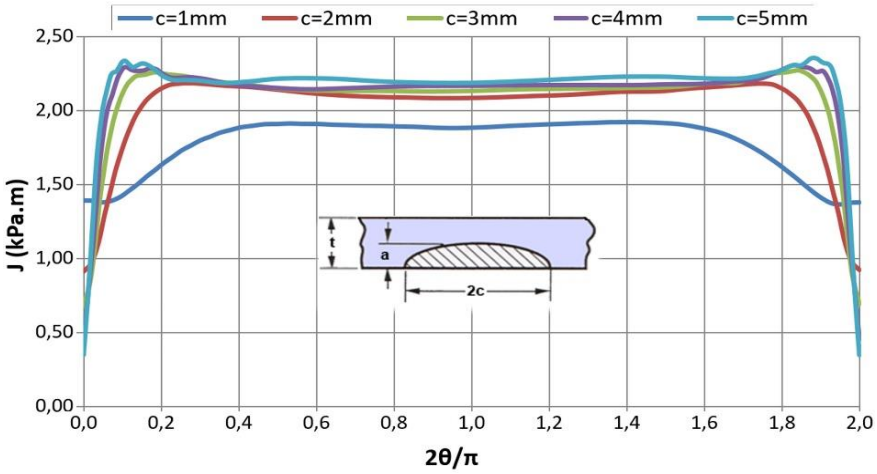
$$J_c = \frac{(1-\nu^2)}{E} K_{Ic}^{\ 2} \qquad (3)$$

Alüminyum 6061-T6 için ν, E ve K_{Ic} değerleri [8], (3) ifadesinde yerine konulduğunda J_c=10.86 [kPa.m] olarak bulunmaktadır. Bu değer, Şekil 9'da verilmiş olan en kritik çatlak durumunu gösteren grafikte gösterildiğinde ise Şekil 11 elde edilmektedir.



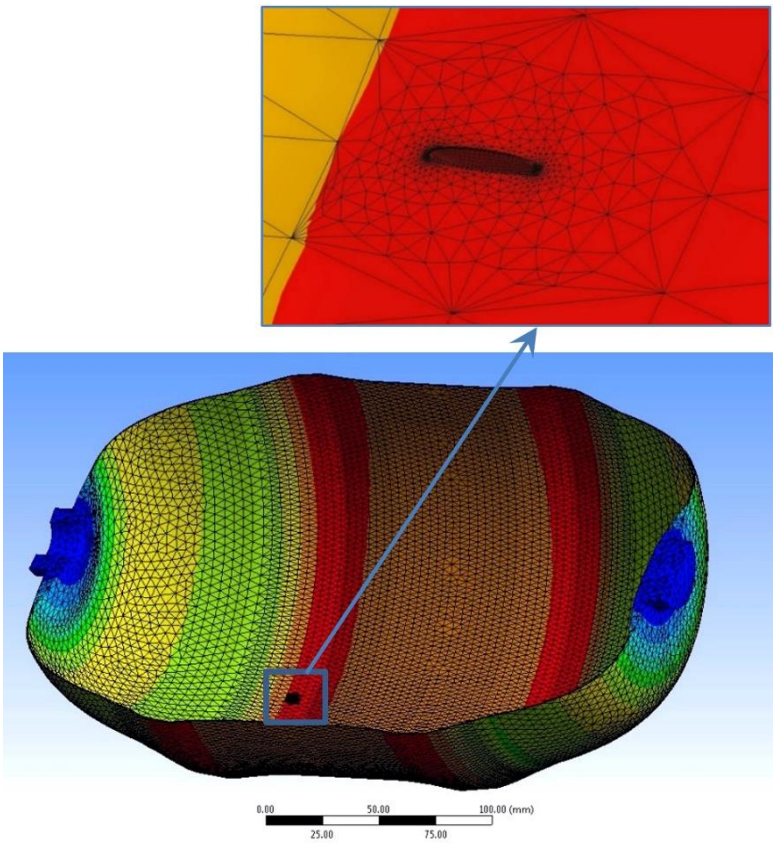
Şekil 11. Kritik çatlak bölgesinde oluşan *J* integrallerin J_c ile karşılaştırılması

Şekil 11'e göre analizler sonucu elde edilmiş *J* integral değerleri J_c değerinden daha küçük olması nedeni ile en kritik çatlak durumunda bile çatlağın ilerlemeyeceği ve patlamanın olmayacağı öngörülmektedir.



Şekil 12. En kritik çatlak durumu için oluşturulmuş (*a*=0.5 mm ve *c*=1 mm, 2 mm, 3 mm, 4 mm, 5 mm) senaryolara ait *J* integral grafiği

Bu senaryolar dışında, çatlak boyunun yani *c* değerinin daha büyük olma durumu da incelenmiştir. Bunun için en kritik çatlak bölgesi olan 2 numaralı bölge ve 0° açılı çatlak durumu ele alınmış ve senaryolar oluşturulmuştur.



Şekil 13. Çatlak analizi sonucu çatlak bölgesinde oluşan örnek bir açılma

Bu çatlaklar için *a*=0.5mm değeri sabit tutulmak şartıyla, c değeri 1mm ile 5mm aralığında değiştirilerek Şekil 12'de gösterilmiş olan grafik elde edilmiştir. Bu grafiğe göre *J* integralin kritik değeri olan 10.86 [kPa.m] aşılmamış ve *c*=5 mm 'ye kadar olan çatlakların bile ilerlemediği ortaya çıkmıştır. Analizler sonucunda oluşmuş örnek bir açılma da Şekil 13'te gösterilmiştir.

3. SONUÇ

Bu çalışmada, uydu elektrikli itki sisteminde kullanılmak üzere kompozit sarımlı basınçlı bir tankın tasarım ve analiz aşamaları tamamlanmış. Tasarım gereksinimleri, 9kg' lık ksenon yakıt ihtiyacı, uzay ortamında çalışma şartları, fırlatma yükleri ve diğer teknik ihtiyaçlar düşünülerek ESA standartlarına uygun bir şekilde oluşturulmuş. Bu teknik gereksinimleri karşılayacak şekilde yakıt tankının mekanik tasarımı tamamlanmış ve sonlu elamanlar yöntemi kullanılarak çatlak analizler gerçekleştirilmiştir. Yapılan analizler sonrası en kritik bölgenin 2 numaralı bölge olduğu ve en kritik çatlak açısının 0 derece olduğu belirlenmiştir. Analizler sonucu elde edilmiş *J* integral değerleri J_c kritik değerinden (10.86 [kPa.m]) daha küçük olması nedeniyle en kritik çatlak durumunda bile çatlağın ilerlemeyeceği ve patlamanın olmayacağı öngörülmektedir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmada yardım ve desteklerini esirgemeyen Prof. Dr. Bora YILDIRIM'a, ve TÜBİTAK UZAY çalışma arkadaşlarıma teşekkürlerimi sunarım.

KAYNAKÇA

[1]. **Liu, P.F., Chu, J.K., Hou, S.J., Xu, P., Zheng, J.Y., (2012),** "Numerical simulation and optimal design for composite high-pressure hydrogen storage vessel: A review", Ren. Sust. Ener. Rev., Vol. 16, pp. 1817-1827.

[2]. **Mandhavi, M., Rao, K.V.J., Rao, K.N., (2009),** "Design and analysis of filament wound composite pressure vessel with integrated-end domes", Defence Sci. J., Vol 59, No.1, pp. 73-81.

[3]. **Kaikai, S., Lixun, C., Long C., Chen, B., (2014),** "A theoretical model of semi-elliptic surface crack growth", Chin., J. Aerona., Vol. 27, No.3, pp. 730-734.

[4]. **Xu, P., Zheng, J.Y., Liu, P.F., (2009),** "Finite element analysis of burst pressure of composite hydrogen storage vessels", Mater. Desig. Vol. 30, pp. 2295-2301.

[5]. **Park, J.S., Hong, C.S., Kim, C.G., Kim, C.U., (2002),** "Analysis of filament wound composite structures considering the change of winding angles through the thickness direction", Compos. Struc. Vol. 55, pp. 63-71.

[6]. ATK Pressurant Tanks, http://www.psi-pci.com/Pressurant_Tanks.htm, Mayıs 2014.

[7]. **Dursun, T.,** (2006), "Cıvata Bağlantılı Tabakalı Kompozit Levhalarda Hasar Analizi", Doktora Tezi, Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.

[8]. **Reddy, J.N., (2004),** "Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells: Theory and Analysis", Second Edition, CRC Press LLC, Boca Raton, Forida,.

[9]. **Hashin, Z., (1980),** "Failure criteria for unidirectional fibre composites", ASME J. Appli. Mech., Vol. 47, pp. 329-334.

[10]. **Anderson, T.L., (2005),** "Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications", Third Edition, CRC Press, Boca Raton, FL, USA.

[11]. **Vardar, Ö., (1988),** Fracture Mechanics, Boğaziçi Üniversitesi Yayınevi, İstanbul.

[12]. ASM Material Data Sheet, Aluminum 6061-T6, http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=MA6061t6, (Kasım, 2013).

KESİM KONTROLÜ YAPABİLEN, YÜKSEK PROSES HIZINA SAHİP GELİŞMİŞ LAZERLİ SAÇ KESİM KESİM TEZGAHININ TASARIMI

Sinan GANDAŞ, *sgandas@durmazlar.com.tr* Durmazlar Mak. San. A.Ş., 16140, Bursa

Oktay ÇELENK, *ocelenk@durmazlar.com.tr* Durmazlar Mak. San. A.Ş., 16140, Bursa

Feridun AY, feridunay@anadolu.edu.tr Anadolu Üniversitesi, 26555, Eskişehir

Cem SEVİK, *csevik@anadolu.edu.tr* Anadolu Üniversitesi, 26555, Eskişehir

Nihan KOSKU PERKGÖZ, *nkperkgoz@anadolu.edu.tr* Anadolu Üniversitesi, 26555, Eskişehir

ÖZET

Gelişen süreçte pek çok farklı sektörde kullanılan lazer kesim tezgahlarında hız, ivmelenme ve kesme hassasiyeti önemli parametreler olarak karşımıza çıkmaktadır. Tasarımı yapılan ileri teknolojiye sahip daha kompakt yapıdaki yeni nesil lazer kesim tezgahı ile birlikte yüksek hassasiyetli, daha hızlı kesimler mümkün olabilecektir. Kesilecek malzemenin sabit kaldığı kesme kafasının hareketli olduğu uçan optik işleme tezgahından oluşan fiber lazer kesim makinesi tasarımı esnasında yüksek hız ve ivmelere sahip olabilmek için yapılan geliştirmeler, mühendislik hesaplamaları ve analizler bu bildirinin konusudur.

Anahtar Kelimeler: Fiber Lazer Kesim, Yüksek Hız, Hassasiyet, Tasarım

DESIGN OF A HIGH SPEED LASER CUTTING MACHINE

ABSTRACT

The widespread use of laser cutting machines in different sectors and their continuous development define the cutting precision, speed and acceleration as the most critical

parameters of the development process. With the newly designed next generation compact cutting table it will be possible to perform more precise and faster cutting operations. Improvements, engineering calculations and analyzes realized in order to achieve high speeds and accelerations, throughout the design study of the fiber laser cutting machine, consisting of a flying optical cutting table in which the material is fixed and the cutting head is moving, is the subject of this paper.

Keywords: Fiber Laser Cutting, High Speed, Precision, Design

1. GİRİŞ

Günümüzde birçok alanda kaynaklı veya sökülebilir bağlantıların yapabilmesi için çoğunlukla boy kesimin yanında delik delme ve değişik geometrilerde boşaltmalar açma ihtiyacı ortaya çıkmaktadır. Bu işlemlerin klasik yöntemlerle geçekleştirilmesi için birbirinden bağımsız tezgahlar, aparatlar ve takımlar kullanılmakta, her tezgahta istifleme, transport, yeniden referanslama gereksiniminden dolayı yer ve zaman kaybı yaşanmaktadır. Ayrıca yüksek hassasiyet elde edememe, ancak belli geometrilerde boşaltmalar açabilme ve yüksek işçilik maliyeti gibi problemler ortaya çıkmaktadır. Gelişen süreçte bu problemlerin çözümü, esnek tasarımların ve hızlı üretimlerin yapılabilmesi Fiber Lazer Teknolojisi ile mümkün olabilmektedir. Günümüzde fiber lazer tezgahları farklı sektörlerde yaygın kullanım alanına sahiptir. Sac metal malzeme kesim konusunda ortaya çıkan farklı ihtiyaçları karşılamaktadır. Fiber lazer kesim tezgahlarında kullanıcılar için operasyon süresi her zaman en önemli etmenlerden biri olmuştur. Sac yükleme boşaltma sürelerinin uzunluğu, kesim hızının düşük seviyelerde kalması kullanıcılar için istenmeyen durumlardır. Farklı üreticiler söz konusu operasyon sürelerini en aza indirgemek için çeşitli çalışmalar yapsa da henüz istenilen düzeyde sürelere ulaşılamamıştır. Çalışma kapsamında tasarımı ve prototip imalatı gerçekleştirilmiş olan yeni nesil fiber lazer tezgahı ile hassas ve kaliteli kesimlerin mevcut sistemlerdeki operasyon sürelerine göre %25 daha kısa zamanda yapılması sağlanmıştır. Mekik tabla çevrim süresinin yarıya inmesi, LCM (Laser Capture Microdissection) lazer kafa kullanarak patlatma süresinin azalması ve Y eksen köprü kullanımı ile hafiflemiş olan eksenlerdeki %30 hız ve ivme artışları ile söz konusu operasyon sürelerinin azalması gerçekleştirilmiştir. Çevrim süresinin sonuçlarının değişimi çıktı olarak raporlanmaktadır.

Yüksek proses hızına sahip gelişmiş lazerli saç kesim tezgahı tasarımı için gerekli çalışmalar belirli bir proje planı hazırlanmış ve bu plan çerçevesinde tasarımı yapılmıştır. Bu alandaki tasarım çalışmalarına yardımcı olarak kullanılan literatür araştırması çalışmaları aşağıda özetlenmiştir:

Lazer kullanılarak malzemelerin kesilmesine dayanan lazer kesim teknolojisi, günümüzde birçok endüstriyel üretim uygulamasında kullanılmaktadır. Basit olarak, yüksek güçlü lazer çıkışının otomasyon sistemi yardımıyla kesilecek malzemeye yönlendirilmesi prensibine dayanan teknik, ilk kez 1965 yılında delik delme işlemi için *Western Electric Engineering Research Center* tarafından üretilen ve kullanılan bir makina ile üretim hattında denenmiş [Bromberg, J.L, 1991] ve günümüze kadar birçok gelişim evresinden geçmiştir. Son dönemlerdeki yayınlar ve patentler incelendiğinde, tasarlanan sistemlerde hız, hassasiyet ve kesim kalitesinin arttırılması en önemli hedefler olarak görülmektedir.

Lazer kesim makinalarında azami kesme hızını lazer gücü, iş parçası malzemesi ve kalınlığı belirlemektedir [Schulz, W., Niessen, M., Eppelt, U. ve Kowalick K., 2009]. Çoklu kontur içeren kesim işlemlerinde kesim hızına ulaşma ve kesmeyi sonlandırma sırasındaki ivmelenmeler ve ivme limitleri toplam işlem zamanını belirlemektedir. [Geoff Shannon, 2013]

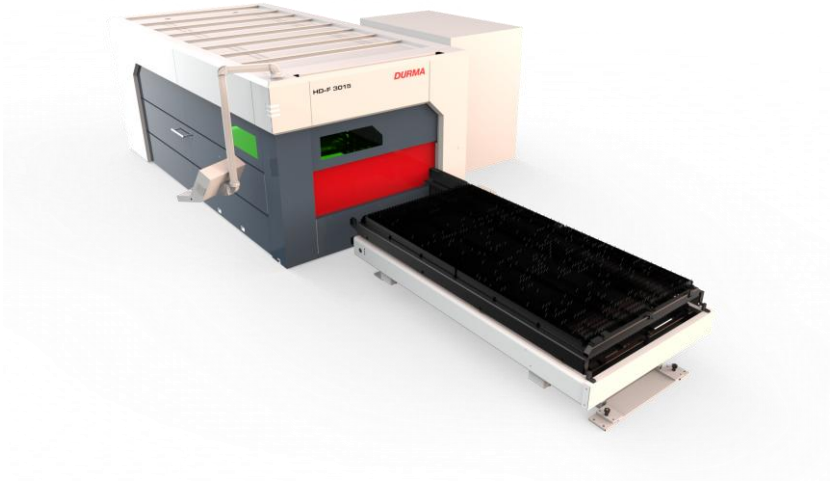
Literatürde çok fazla çalışmaya rastlanmamakla beraber lazer kesim tezgahı ile ilgili makaleler de mevcut olup bu kısımda yer verilmemiştir. Bilimsel yayınların dışında konu ile ilgili patent araştırması da yapılmış olup bulunan patentlerden bazıları kaynakçada listelenmiştir [A. Buehler et. al, 2017; I.H. Deinze et al, 2000; R. J. Graf et al, 1998; H. Oberholzer et al, 2017; D. K. Robb et al, 1999; A. Takashi et al, 2016; Gesuita Enzo, Manzo Riccardo, 2017; Peng Shaoyi, 2014; Luo Liang, 2017].

2. MATERYAL VE YÖNTEM

Bildirinin konusu olan geliştirme sürecinde; yüksek proses hızına sahip iki boyutlu lazerli kesim makinesinin sistematik tasarımı gerçekleştirilmiştir.

Yapılan ön fizibilite etüdüne göre; tasarım gruplarında patentlerle sağlanan bir koruma söz konusu olduğundan yeni bir ürünlerin ortaya konması zorunluluğu ortaya çıkmıştır.

- Y eksen köprü tasarımı : Bilindiği üzere lazer kesim makinelerinde bulunan hareketli bölümlerin (X eksen ve Y eksen grupları) mümkün mertebe hafif olması kesim hızı ve ivmelenme gibi parametrelerin artması bakımından önem teşkil etmektedir. Ortaya çıkan ağırlık azalması ile birlikte yeni nesil fiber lazer makinesinde önemli bir hız ve performans artışı hedeflenmektedir. Hedeflenen senkronize hız değerinin 300 m/dk, ivme değerinin ise 3g olması beklenmektedir.



Şekil 1: Lazer kesim tezgahı konsept tasarım

- Nozul değiştirme : Fiber lazer tezgahlarında kesimi yapılacak malzeme cinsi ve kalınlığına göre uygun nozul kullanımı gerekmektedir. Mevcut sistemde malzemeye göre nozul değiştirme işlemi manuel olarak yapılmaktadır. Bu da önemli düzeyde zaman kaybına neden olmaktadır. Tasarımda geliştirilen nozul değiştirme sistemi ile kesilecek malzeme cinsi ve kalınlığa göre uygun nozul seçimi ve nozul değiştirme işlemi otomatik olarak gerçekleşecektir. Dolayısı ile operasyon sürelerinde düşüş olacaktır. Manual nozul değiştirme işlemi nozul sıcaklığından da kaynaklı yaklaşık 3-4 dk civarında zaman alırken, geliştirilecek otomatik sistem ile bu sürenin 20 sn dolaylarına düşmesi planlanmaktadır.

- Servo Mekik Tabla : Fiber lazer tezgahlarında operasyon sürelerini etkileyen önemli etmenlerden biri de malzeme yükleme boşaltma işlemleridir. Lazer kesim makinelerinde bu işlem mekik tabla sistemi ile yapılmaktadır. Ancak tabla çevrimi yaklaşık 32 sn sürmektedir. Tasarımı yapılan servo tahrikli daha hafif mekik tabla sistemi ile 32 sn'lik sürenin 16 sn dolaylarına inmesi sağlanacaktır.
- LCM : Tasarım sonrasında üretilecek yeni nesil Fiber Lazer makinesine LCM sensör uygulaması adapte edilecektir. LCM sensör ile gerçek zamanlı piercing kontrolü yapılıp kesimdeki herhangi bir sorun kontrol altında tutulabilecektir. Gerçek zamanlı piercing kontrolü ile zaman ve enerji tasarrufu sağlanacaktır. Bu sayede kesimi kontrol altında tutarak kesim elemanlarının ve kesilen malzemenin zarar görmesi engellenecektir. LCM sisteminde geri besleme sürekli yapılacaktır. Piercing süresinin optimizasyonu ile zamandan da kazanç sağlanacaktır.

Çalışma kapsamında geliştirilen yeni nesil fiber lazer makinesini için ortaya konmuş hedefler aşağıda özetlenmiştir:

- Makine hareketli grupların (Y ve Z eksen) hafifletilmesi dolayısıyla hız ve ivme parametrelerinde artış sağlanacaktır.

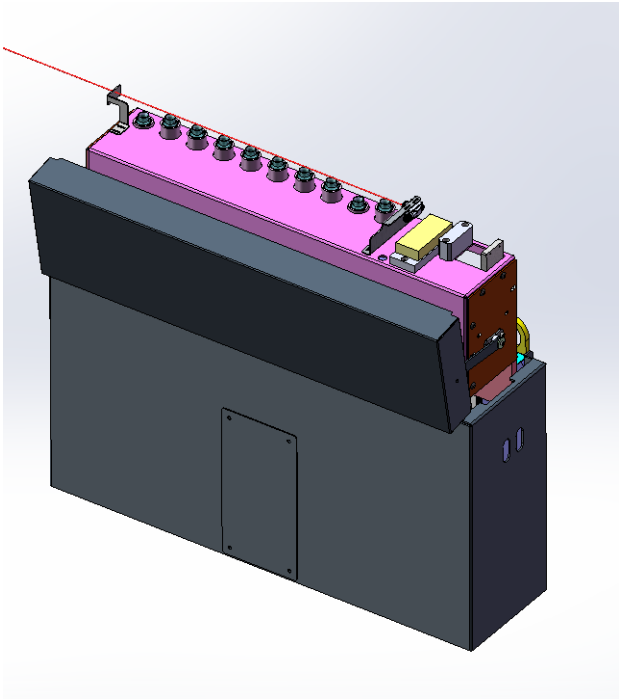
Mevcut hız ve ivme değerleri, Vs = 220 m/dk as = 2,2 g

Hedeflenen hız ve ivme değerleri, Vs = 300 m/dk as = 3 g

- Otomatik nozul değiştirme sisteminin makineye adaptasyonu ile nozul değiştirme sırasında ortaya çıkan zaman kayıplarının önüne geçilecektir. (Şekil 2)

Mevcut nozul değiştirme süresi manuel = 180 sn

Otomatik nozul değiştirme sistemi ile hedeflenen süre = 20 sn



Şekil 2: Nozul değiştirme sistemi konsept tasarımı

- Mevcut sistemden tamamen farklı konstrüksiyonda tasarlanacak daha hafif, servo motor tahrikli mekik tabla sistemi ile mekik tabla çevrim sürelerinde düşüş sağlanacaktır.

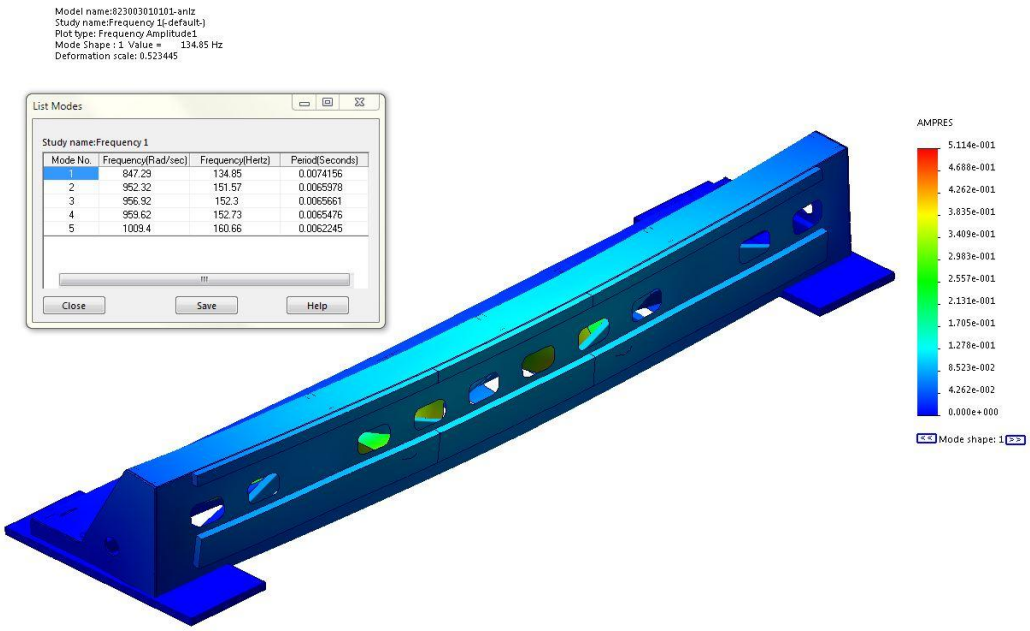
Mevcut mekik tabla çevrim süresi = 32 sn

Hedeflenen mekik tabla çevrim süresi = 16 sn

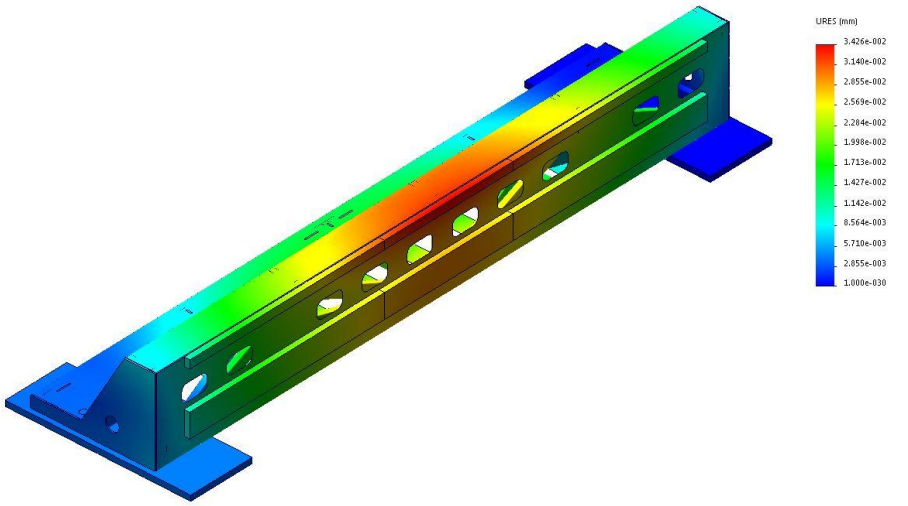
- LCM sensör uygulamasının proje makinesine adaptasyonu ile gerçek zamanlı piercing kontrolü yapıp kesimlerde oluşabilecek sorunları kontrol altında tutmakla beraber zaman ve enerji tasarrufu sağlanacak, kesim kalitesi ve hassasiyetini arttıracaktır.

- Daha kompakt ve işlevsel olarak tasarlanan makine ile daha kullanışlı, hızlı ve hassasiyeti yüksek kesimlerin yapılabileceği performansı yüksek bir ürün ortaya konacaktır.

Çalışma kapsamında belirlenen konsept doğrultusunda mukavemet, modal vb. (statik ve dinamik) hesaplamaları yapılacak, tasarım için Solidworks ve FEM analizleri için ANSYS programlarından yararlanarak modeller oluşturulmuştur. Analizler sonucunda doğrulanan modellerden farklı kapasiteler için güç gereksinimleri hesaplanmıştır. Geliştirilen Y eksen köprü için yapılan frekans modal analiz sonuçları Şekil 3'de, statik yer değiştirme analiz sonuçları da Şekil 4'te verilmiştir.



Şekil 3: Frekans (modal) analizi sonuçlarına örnek



Şekil 4: Statik yer değiştirme sonuçlarına örnek

Mekik tabla servo motor seçiminde hedeflenen değerler cymex5 programına girildiğinde sonuç parametreleri ve gerekli servo motor tipine ulaşılmıştır. Dikey yönde mekik tabla hareketi ile alakalı hedeflenen değerler şu şekildedir:

Toplam kütle: 3000 kg

Strok: 220 mm

Stroğu katetme süresi: 2 sn

Pinyon çapı: 60 mm

Maksimum hız: 0,15 m/sn

Tahrik sistemi: Servo motor-Redüktör-Şaft-Şaft uçlarında pinyon dişli

Buna göre elde edilen parametreler Tablo 1'de verilmiştir.

Parametre	Değer	Parametre	Değer
Maks. tork	19,77 Nm	Nominal tork	17,79 Nm
Maks. devir	1167,14 1/min	Nominal devir	2,9 1/min
Toplam dişli boşluğu	0 arcmin	Toplam tahvil oranı	833,333
Atalet J	63,46 kgcm²		

Tablo 1 Redüktör-Motor çıkış değerleri

3. SONUÇ

Lazer kesim makineleri metal sektörünün neredeyse her alanında kullanılmaktadır. Geleneksel kesim metotları (Plazma, oksijenli kesim, makas, punç vb.) ile mukayese edildiğinde birçok avantaj sağlamaktadır. Bunların arasında hızlı bir işleme ile toplam üretim süresinin azalması, üretim kalitesindeki artış, takım ihtiyacı olmaması, hassas temiz ve sessiz bir çalışma sağlaması teknolojik ve ekonomik avantajlar olarak ortaya çıkmaktadır. Çalışma kapsamında Y eksen hafifletilerek ve daha hafif kablo kanalı kullanılarak bu eksende hız yönünden kazanç sağlanmıştır. Mekik tablanın aşağı-yukarı hareketi yüksek hızlı servo motor ve kremayer-pinyon dişliler vasıtasıyla sağlanarak tabla değişim süresinde iyileştirmeye gidilmiştir. Bütün çevrimi göz önüne aldığımızda çevrim süresinde %50 azalma elde edilmiştir.

Günümüzde metal sektörü başta olmak üzere birçok sektörde kullanılan lazer kesim tezgahları ekonomimizde önemli bir pazar payı teşkil etmektedir. Çalışma kapsamında tasarlanan yüksek proses hızına sahip gelişmiş lazer kesim tezgahı ile günümüz teknolojisi ile dünya lazer ihracat payında söz sahibi olmasının önü açılacaktır. Bu sayede dünya piyasasındaki lazer kesim tezgah üreticileri ile pazar payında rekabet edilebilecektir. Yapılan tasarım ve geliştirme neticesinde pazar payı artacak ve bununla birlikte lazer makinelerinin önünün açılması sağlanacaktır.

KAYNAKÇA

1. **Bromberg, J. L. (1991)**, ‘’The Laser in America, MIT Press, New Baskerville’’
2. **Schulz, W., Niessen, M., Eppelt, U. ve Kowalick K. (2009)**, “Simulation of laser cutting The Theory of Laser Materials Processing: Heat and Mass Transfer in Modern Technology’’
3. **Geoff Shannon (2013)**, ‘’Fiber Laser Technology Accelerates Thin Metal Cutting Speeds’’
4. **Andreas Buehler; Mathıas Tweıtmann; Julıan Rudow; Sımon Schnyder; Max Morsch, (2017)** EP3112074 (A), NOZZLE EXCHANGER AND LASER PROCESSING MACHINE WITH NOZZLE EXCHANGER
5. **Ilkka Heikila Deinze; Gilbert Remue Aalter; Frank Heyerick Deinze; Johannes Ulrich, (2000),** US6140606A, LASER CUTTING SYSTEM
6. **Raymond J. Graf; Dale C. Smyth, Jr.; Jeffrey D. Wintring; Florence, Ky.; Robert C. Hertlein; Randall P. Coons; Crescent Springs, Ky.; Jeff J. Mills; Michael A. Halley; Jeffrey E. Farmer, 1(998)**, US5854460A, LINEAR MOTOR DRIVEN LASER CUTTING MACHINE
7. **Heinz Oberholzer; Matthias Wuethrich, (2017)**, US2017252864 (A1), LASER PROCESSING MACHINE
8. **David K. Robb; Vladislav V. Zolotov; Alexander S. Volkov, (1999)**, US5906760A, EXHAUST SYSTEM FOR A LASER CUTTING DEVICE
9. **Akiyama Takashi; Hasegawa Masahiko; Watanabe Kotaro, (2016)**, JP2016175108, AUTOMATIC NOZZLE EXCHANGER OF LASER PROCESSING MACHINE
10. **Gesuita Enzo; Manzo Riccardo, (2017),** US2016288267, LASER CUTTING HEAD FOR MACHINE TOOL

11. **Peng Shaoyi, (2014),** CN203371172 (U), DOUBLE-EXCHANGE WORKING TABLE OF LASER CUTTING MACHINE

12. **Luo Qun; Luo Liang, (2017),** CN107020457 (A), MOVABLE WORKING TABLE OF LASER CUTTING MACHINE

LAZER KESİM TEZGÂHI İÇİN KOMPOZİT Y-EKSEN KÖPRÜ İMALATI

Oktay ÇELENK, *ocelenk@durmazlar.com.tr* Durmazlar Makine A.Ş., 16310, Bursa, Turkey

Ali DURMUŞ, *adurmus@uludag.edu.tr* Uludağ University, 16120, Bursa, Turkey

Kadir ÇAVDAR, *cavdar@uludag.edu.tr* Uludağ University, 16120, Bursa, Turkey

ÖZET

Bu çalışmada yassı sacların istenilen şekillere göre ve yüksek hassasiyette kesilmesine imkân veren fiber lazer kesim makinesinin bir bileşeni olan Y-eksen köprüsünün kompozit malzemeden üretilmesi sürecindeki nümerik analizler, tasarım adımları ve üretimi için yapılan faaliyetler sunulmuştur. Mevcut lazer kesim makinelerinde kullanılan Y-eksene göre ağırlık azaltılması için yapılan çalışmalara yer verilmiştir. Bilgisayar destekli tasarım ve analizler, kompozit köprünün hareket analizleri yapılıp mevcut durumla performans testleri karşılaştırılmıştır. Yapılan çalışmanın sonucunda fiber lazer kesim tezgâhındaki Y-eksen köprüsünün ham kütlesinin 240 kg' dan 84 kg' a, Y-eksenin köprüsünün toplam kütlesinin ise 440 kg' dan 280 kg' a düşürülebildiği görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Lazer kesim makinesi, kompozit köprü, Y-eksen.

MANUFACTURING OF THE Y-AXIS BRIDGE OF LASER CUTTING MACHINES FROM COMPOSITE MATERIAL

ABSTRACT

In this study, numerical analysis, design steps, production process of Y-axis bridge from composite material is presented, which is a part of laser cutting machine that enables cutting sheet metals at high sensitivity and desirable shapes. Studies to reduce weight on current laser machines with respect to Y-axis are covered. Computer aided design and analysis, composite bodies movement analysis were carried out and compared with current situation. As a conclusion it was seen that the gross weight of Y-axis bodies on a fiber laser cutting machine could be reduced from 240 kg to 84 kg. Similarly Y-axis total weight could be reduced from 440 kg to 280 kg.

Keywords: Laser cutting machine, composite bridge, Y-axis.

1. GİRİŞ

Fiber lazer kesim makineleri metal işleme sanayiinde sıklıkla kullanılmaktadırlar. Genel imalat sanayii, otomotiv sanayii, havacılık sanayii, uzay sanayii ve gemi inşaatı gibi yassı sac malzeme kullanılan ve imalatını gerçekleştiren birçok sektörde lazer kesim makinelerinden yararlanılmaktadır. Lazer kesim makinelerinde bulunan hareketli bileşenlerin X-eksen ve Y-eksen gruplarının mümkün mertebe hafif olması gerekmektedir. Kesim hızı ve ivmelenme gibi parametrelerin artması lazer kesim ve lazer sarf malzemelerin maliyetlerinin azaltılması aynı zamanda da kesim hassasiyetlerinin artırılması bakımından önem teşkil etmektedir. Ortaya çıkacak ağırlık azalması ile birlikte yeni nesil fiber lazer makinesinde önemli bir hız ve performans artışı hedeflenebilir. Fiber lazer makinesi kullanıcıları yüksek hassasiyette ve hızlı kesimler yapabilen fiber lazer kesim makineleri tercih etmektedirler. Fiber kesim makinelerinin kesim parametrelerinin iyileştirmesi, lazer kesim bileşenlerinin hızlandırılması ve yüksek ivmelere çıkabilmesine bağlıdır. Lazer kesim tezgâhlarında kesme işini gören Z eksen grubunun (lazer kesim kafasının olduğu gurup) asılı olduğu Y-eksen köprüsünün ağırlığı makinenin, hız ve ivme değerlerine etkiyen önemli parametrelerden biridir. Bu çalışmada; Y-eksen köprüsünün kompozit malzemeden tasarlanması, numerik analizlerin yapılması ve prototipinin üretilmesi hedeflenmiştir. Mevcut lazer kesim tezgâhlarında Y-eksen köprüsünün hafifleştirilmesi, kesim performansının artırılması (hız ve ivme) ve maliyetlerin azarlatılarak daha rekabetçi fiber lazer kesim makinelerin tasarlanabilmesine olanak sağlanması amaçlanmıştır.

Fizibilite etüdünün ilk aşaması olarak yayınlanmış makaleler araştırılmıştır. Ulaşılan makalelerin analizi yapıldığında fiber lazer kesim makinesinin bir bileşeni olan Y-eksenin kompozit malzemeden üretilmesi için orijinal bir tasarım yapmanın gerekliliği ortaya çıkmıştır. Kompozit Y-eksen tasarımları ve prosesleri konusunda yayınlanmış makalelerinin değerlendirilmesi için literatür taraması yapılarak tekniğin bilinen durumu tespit edilmiştir. Elde edilen kaynaklar sistematik olarak incelenmiştir. Öncelikle, teknolojik gözleme/izleme, kıyaslama teknikleri kullanılarak fiber lazer kesim makinelerinin ilgili sektör geliştirilmeleri, fiber lazer kesim makinelerinin ana bileşenleri, uluslararası pazarda geliştirilen benzer ürünlerin bilgileri araştırılmış ve pazardaki beklentiler değerlendirilmiştir.

Baltacı ve ark. (2011) çalışmalarında farklı açı oryantasyonlarına sahip aramid ve karbon lif içeren kıvrımsız kumaş takviyeli termoplastik matrisli kompozit malzemeleri sıcak presleme yöntemi ile üretip, üretilen malzemelerden kiriş numuneleri çıkartmışlardır. Kirişler darbe yüklerine maruz bırakılıp, bu yük etkisinde titreşim davranışları incelenmiştir [1].

Karahan (2017) tarafından hazırlanan araştırmada çok katmanlı 2x2 olarak sık dokunmuş, karbon dokuma kompozitlerin, tek eksenli gerilim altında mekanik özellikleri, hasar başlama ve yayılma özellikleri araştırılmıştır [2]. Kullanılan kompozitlerin mekanik özellikleri ve hasar

başlama gerinim değerleri tespit edilmiştir. Gerinim ölçümleri ise, hasarın başlamasına neden olan gerilim konsantrasyon bölgelerinin tekstil yapısına bağlı olduğunu göstermiştir.

Durgun ve ark. (2013) tarafından kompozit parça üretim yöntemlerinden vakum torbalama ve vakum infüzyon detaylı olarak anlatılmıştır [3]. Bu yöntemler ile karbon elyaf ve epoksi reçine kullanılarak üretilen deney plakalarından elde edilen numunelerin çekme ve eğme deneyleri gerçekleştirilerek yöntemlerin karşılaştırmaları yapılmıştır.

Bickerton ve ark.(1997) yaptıkları çalışmada kalıp doldurma ve kompozit ürünün son yapısındaki darbe performanslarının etkisini göstermek için tasarlanmış deneysel bir çalışmayı ayrıntılarıyla anlatmışlardır [4]. Akış analiz deneyleri ile üretilen konik kalıp parçalardan kesme açısı ve ön şekillendirilmiş elyaf hacim oranı ölçümleri yapılmıştır.

Gowayed ve ark. (1996) tekstil kompozit ürünlerinin ön şekillendirme iç yapısını haritalamak için bir teknik geliştirmişlerdir [5]. Bu tekniğin kompozit ürünün fiziksel kesitlerinin çıkarılmasına dayandığı anlaşılmıştır. İplik konumunu belirlemek için görüntü analizi ve ipliğe bakarak tanımlama yapılmıştır. Görüntü analizi ile, 3 boyutlu uzayda yapının şekillendirmesi yeniden incelenmiştir. İplik yönlendirilmesi ile ilgili verilerin kompozit parça boyunca çıkartıldığı görülmüştür.

Ferret ve ark. (1998) tarafından yapısal kompozit malzemelerdeki yük aktarımı için kullanılan metal insertler incelenmiştir [6]. Yapısal kompozit bir parçaya yük aktarımının, metal ekler vasıtasıyla yapılabildiği anlaşılmıştır. Bir yapısal kompozit malzeme içerisindeki, reçine transferinde kullanılan kalıplama işlemi analiz edilmiştir. Sayısal akış simülasyonları için RTMFLOT yazılımını kullanılmıştır. Yazılım kullanılarak enjeksiyon sürecinin optimize edilmesi sağlamıştır. Eğilme testi ile gerilmeler ve mekanik özellikler elde edilmiştir.

Ghiasi ve ark. (2010) tarafından örgülü içi boş bir kompozit parçanın optimum yapısı ve imalatı incelenmiştir [7]. Kompozit malzemelerin yapısal güçlü bir ara bağlantıya ihtiyaç olması, malzemelerin birbirleri ile etkileşimleri ve malzemelerin şekillendirilmesinin imalat sürecini karmaşık hale getirdiği belirtilmiştir. Çalışma kapsamında çok amaçlı bir optimizasyon metodunun uygulanması yoluyla karbon bir fiber bisiklet gövdesi tasarımı incelenmiştir. Karmaşık geometriye sahip kompozit parça tasarımının nasıl yapıldığı, küçük boyutlu ve boşluklu yapı ile açıklanmıştır.

Trochu ve ark. (1995) tarafından kompozit malzemelerdeki lif oryantasyonunun tahmini için, çift kürleme yüzey enterpolasyonuna dayanan bir metodoloji sunulmuştur [8]. Fiber ağın her bir düğümünün koordinatlarını hesaplayarak, kumaşın kompleks bir yüzeye dökümlü olduğunda lif yönelimi belirlenmesi mümkündür. İki komşu lif arasındaki konum açısını hesaplamanın mümkün olduğu görülmüştür. Burada önerilen yöntem kumaş düğümleri etrafında liflerin serbest dönüşleri sağlayan basit algoritma kurmak ve kürlenme için

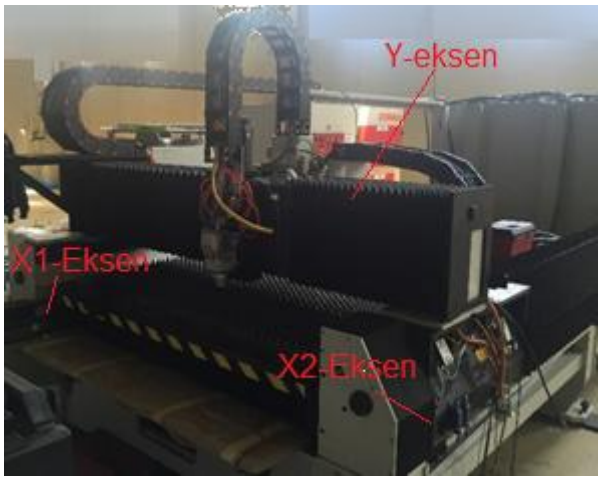
parametrik yüzey tanımını yapmakla uygulanır. Simülasyonların sayısal sonuçları lif yönünü tahmin etmede bu yöntemin geçerliliğini doğrulamaktadır.

Luycker ve arkadaşlarının (2009) çalışmasında önceden bağlanmış ve şekillendirilmiş katmanlı yapı olan RTM sayesinde, kalın kompozit parçaların yüzeyinde oluşan delaminasyon ve çatlaklara karşı dayanımı incelemiştir [9].

2. MATERYAL ve YÖNTEM

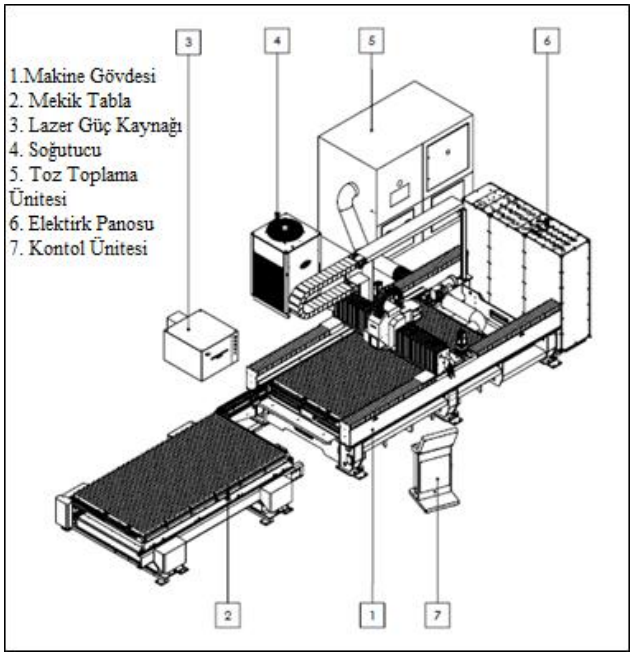
2.1. Lazer Kesim Makinesi

Çalışmada kullanılan fiber lazer kesim makinesi ve makine eksenleri Şekil 1'de verilmiştir.



Şekil 1. Fiber lazer kesim makinesi ve eksenleri.

Kompozit Y-eksen köprüsünün tasarımını kolaylaştırmak amacıyla metal yassı sacların lazer ışını kullanılarak kesilmesi için kullanılan lazer tezgâhının temel alt bileşenleri Şekil 2'de görülmektedir. Lazer güç kaynağında lazer ışının nasıl oluştuğu incelenmiştir. Elektrik enerjisinin lazer ışınına nasıl dönüştüğünü ve lazer gücünün nasıl metal yassı sac kesimi için kullanıldığının sistematiği anlaşılmıştır. Lazer kesme kafası incelenerek bir fiber kablo yardımıyla lazer ışının nasıl odaklandığı ve gerekli olan gücü ayarlanarak kesilen metal yassı sacın üzerine gönderildiği incelenmiştir. Fiber lazer ışının (1µm, dalga boyu 1060 nm) ortaya çıkmasından dolayı lazer güç kaynağı ve lazer kesim kafası aşırı derecede ısındığından (50 °C üzeri) soğutulma ihtiyacı zaruridir. Lazer kesim kafası 22-24 °C arasında ve fiber lazer güç kaynağı ise 20-25 °C arasındaki bir değerde tutulması gerekliliğinden dolayı diğer bir bileşen olarak yoğuşmalı soğutucu ünitesi kullanılmaktadır. Fiber lazer kesim makinesiyle metal ve türevi malzemeler kesildiğinden yanmış karbon cüruflar ortaya çıkmaktadır. Bu karbon cüruflar insan sağlığına zararlı olduğundan ortamdan emilebilmesi için toz toplama ünitesi olan bir filtre sistemi kullanılmaktadır.



Şekil 2. Lazer kesim makinesi temel bileşenleri.

2.2. Kompozit Malzeme Bileşenleri ve Özellikleri

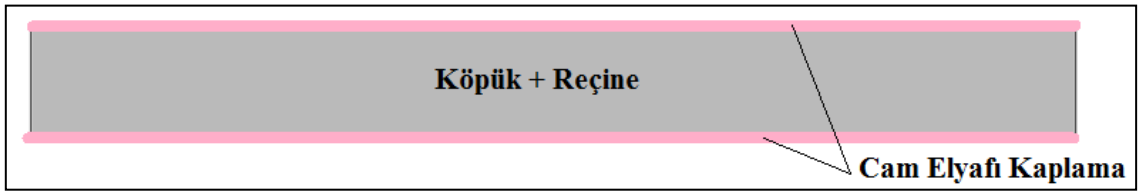
Tasarımın yapılabilmesi için kompozit Y-esken köprüsünde kullanılacak olan kompozit malzemelerin ve bileşenlerin tipleri belirlenmiş ve mekanik özellikleri incelenmiştir. İncelenen mekanik özelikler numerik analizde malzeme parametrelerinin belirlenmesinde kullanılmıştır. Laser kesim makinesinin kompozit Y-eksen köprüsünün imalatı aşamasında kompozit Y-eksende taşıyıcı olan plakalarda cam elyafı ile güçlendirilmiş köpük plakalar kullanılmıştır. Aşağıda tasarımı detayları açıklanmıştır, bu plakalar birbirlerine yapıştırılarak kompozit plaka demeti oluşturulmuştur. Demetin yapıştırılması için epoksi reçine kullanılmıştır. Çevresi dikey bir ağaç kesim testeresi ile kesilerek dikdörtgenler prizması haline getirilmiş olan kompozit plaka demeti Şekil 3'de gösterilmiştir.



Şekil 3. Kompozit plaka demeti.

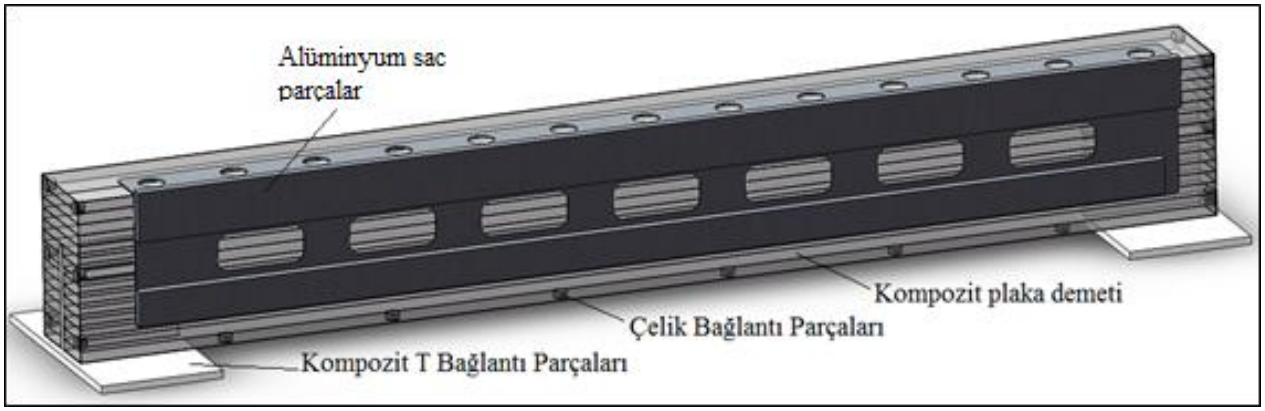
2.3. Kompozit Y-eksen Konstrüksiyonu

Kompozit Y-eksen tasarımında dış kabuk yüzeylerinde cam elyaf olan, iki cam elyafı plaka arasında köpük olan kompozit malzemeler kullanılarak Şekil 3'te gösterilen kompozit plakalar tasarlanmıştır.



Şekil 3. Kompozit malzeme gösterimi.

Kompozit plakaların dış yüzeylerinde olan cam elyafı takviye malzemesi olarak kullanılmıştır. Cam elyafında polimer matris ile takviye malzemesi arasında kimyasal bir bağ oluşturması için, elyaf üretim prosesi sırasında elyaf yüzeyine bağlayıcı uygulanmıştır. Özellikle ıslak ortamda polimerlerin elyafa yapışmasını kolaylaştırmak için yüzey kaplama malzemeleri (coupling agent) kullanılmıştır. Bu nedenle krom kompleksleri, orgono slikon gibi kimyasal bağlayıcılar kullanılmıştır. Söz konusu kompozit plakalar, plaka halinde bulunup 20 mm ve 15 mm kalınlığında bir birbirlerine dikey halde konumlandırılarak yapıştırılmıştır. Kompozit Y-eksen köprüsünde 14 adet 20 mm kalınlığında ve 1 adet 15 mm kalığında plakalar kullanılmıştır. Kompozit Y-eksen köprüsü üzerinde sağa-sola doğru hareket edebilen Z-eksen gurubunun hareket edebileceği raylı kızakların bağlanabilmesi için alüminyum sac parçalar ve alüminyum lamalar, kompozit Y-eksen köprüsü üzerine ilave edilmiştir. Söz konusu alüminyum sac parçalar ve alüminyum lamalar daha sonra işlenerek üzerinde metrik delikler ve krameyer dişlinin düzlemsel olarak montajı için işlenmiş yüzeyler açılmıştır. Tüm parçalar reçine yardımıyla birbirlerine yapıştırılmış ve kompozit Y-eksen köprüsü konstrüksiyonu tamamlanmıştır. Model tasarımı Şekil 4'te gösterilmiştir.



Şekil 4. Kompozit Y-eksen model konstrüksiyonu.

Alüminyum sac parçalar önceden birilerine kaynatılmıştır. Kompozit plakalar epoksi reçine ile birebirlerine yapıştırılarak kompozit blok gövdesi üretilmiştir. Benzer şekilde alüminyum sac karkas kompozit plakalar demeti üzerine oturtularak epoksi reçine ile yapıştırılmıştır.

Kompozit Y-eksen köprüsünün tüm alt bileşenlerinin birbirlerine yapıştırılmış görünümü Şekil 5'te verilmiştir.

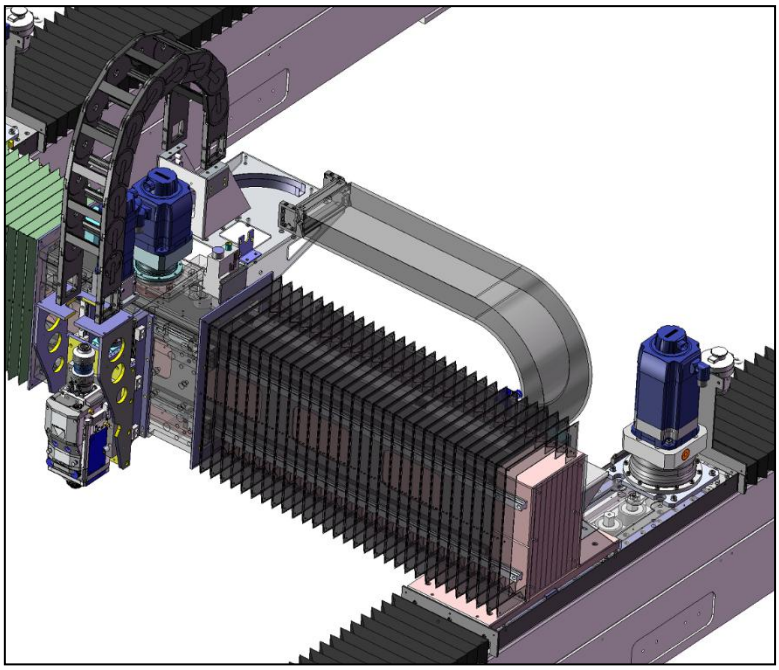


Şekil 5. Kompozit Y-eksen köprüsü.

2.4. Bilgisayar Destekli Tasarım ve Analizler

Çalışma kapsamında modern mühendislik teknikleri kullanılmıştır. Modern mühendislik teknikleri olarak sırasıyla metodik konstrüksiyon yaklaşımı, sonlu elemanlar, hata türleri ve etkileri analizi FMEA, kompozit Y-eksen için konstrüksiyon tekniklerinden faydalanılmıştır. Yapılan nümerik analizler sırasıyla statik analiz, maksimum yükte statik analizi, modal analiz ve dinamik analiz olarak sıralanabilir. Kompozit Y-eksen köprüsü tasarım çalışmalarında Solid Works 2017 programı kullanılmıştır.

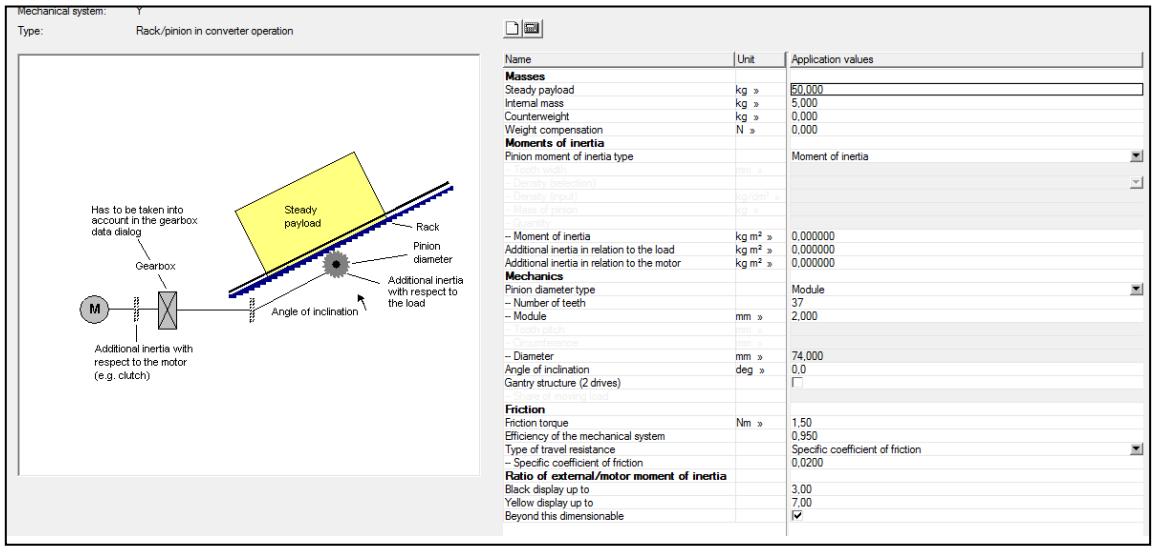
Servo motorların seçimi için, motorların ayrı ayrı taşıyacağı sistemin ağırlığı göz önünde tutulmuştur. X-ekseninde hareket ettirilecek toplam kompozit Y-eksen köprüsünün kütlesi 280 kg'dır. Söz konusu ağırlık kompozit Y-eksen üzerinde olan diğer yardımcı ekipmanlar olan raylı kızaklar, Z-eksen gurubu parçaları, redüktörler, servo motorlar, kablo kanalları, kablolar, koruyucu körükler, kablo kanalların koruyucu sacları ve bağlantı plakaları tarafından oluşturulmuştur. Toplam kompozit Y-eksen köprüsünün hareket ettirilmesi ve ivmelendirilmesi için 2 adet servo motor ile beraber planet redüktör kullanılmıştır. Kompozit Y-esken köprüsünün üzerinde olan Z-eksen (lazer kesim kafasının ve taşıyıcı kablo bulunduğu haraketli kafa gurubu) 1 adet servo motor ve servo motor üzerine akuple edilmiş planet redüktör yardımyla sağa-sola hareket ettirilmektedir. Z-eksen gurubunu sağa-sola hareketi konumlandırılan bir helisel dişli ve karmeyer mekanizması yardımıyla yapılmaktadır. X, Y ve Z-eksen model görüntüsü Şekil 6'da verilmiştir. Bu sistemin toplam kütlesi 50 kg olup bu kütle, 2 adet kızak rayı ve 4 adet kızak arabasından oluşan kızak sisteminin üzerinde taşınacak sistemin ağırlığıdır.



Şekil 6. X, Y ve Z-eksenlerinin tahrik sistemi model görünümü.

2.5. Eksen hesaplamaları

Kompozit Y-eksen köprüsünün X-ekseni üzerinde hareket ettirilebilmesi ve benzer şekilde Z-eksen olan lazer kafasının kompozit Y-eksen köprüsü üzerinde hareket ettirilebilmesi için gerekli olan sayısal modelleme Siemens Sizer programı üzerinden yapılmıştır (Şekil 7).



Şekil 7. Y-eksen yönündeki servo motor hesaplaması.

Eksen hesaplamaları bir paket program üzerinden yapılabilmesine rağmen karşılaştırma ve doğrulma ihtiyacından ampirik formüller kullanarak da hesaplanmıştır. Bu nedenle Siemens Sizer programı üzerinden ihtiyaç duyulan sayısal hesaplamalar ve ilgili grafikler çıkmış olsa bile ampirik hesaplamalarda yapılmıştır. Bunun için basit olarak sistemin temel çalışma mantığına göre oluşturmuş olan Şekil 8'deki çizimden faydalanılmıştır. Hareket edecek yük, tahrik gurubu ve düzlem çizim üzerinde gösterilmiştir.

- Sürtünme Momenti;

$M_{sür}$: Sürtünme momenti (N.m)

m : Kütle (kg), 280 kg

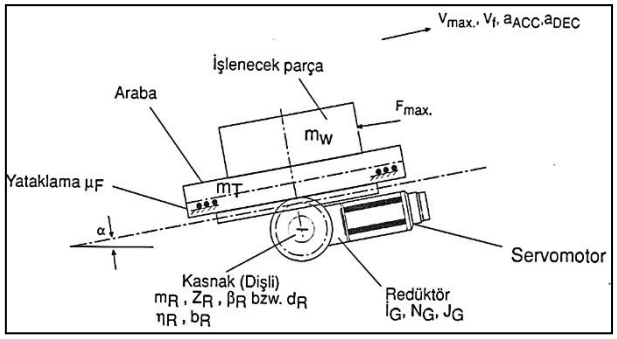
$F_{sür}$: Sürtünmeyi etkileyen ek kuvvet (N), 50 kg öngörülemeyen kütle

μ : Sürtünme katsayısı 0,05

d : Kasnağın çapı (mm), ø 65 mm

α : Eğim açısı, 0°

g : Yer çekim ivmesi (m/s^2), 9,81 m/s^2



Şekil 8. Kompozit Y-eksen köprüsü şematik gösterimi.

$$M_{sür} = \frac{(m.g + F_{sür}).\mu.d.Cos\alpha}{2.1000} \quad (1)$$

$$M_{sür} = \frac{(280 \text{ x } 2.81 + 50) \text{ x } 0.05 \text{ x } 65 \text{ x } Cos0}{2 \text{ x } 1000} \text{ ise } M_{sür} = 4{,}55 \text{ (N.m)}$$

- Ağırlık Momenti;

$M_{ağır}$: Ağırlık momenti (N.m)

$$M_{ağır} = \frac{m.g.d.Sin\alpha}{2.1000} (2)$$

$$M_{ağır} = \frac{280 \text{ x } 9.81 \text{ x } 65 \text{ x } Sin\ 0}{2 \text{ x } 1000} \text{ ise } M_{ağır} = 0$$

- Ana Momenti;

$M = M_{sür} + M_{ağır} + M_{işleme}$ (3)

$M_{işleme}$: İşlem için gerekli moment (N.m)

$F_{işleme}$: İşlem için gerekli itme kuvveti (N)

a : Çalışma esnasındaki ivme (m/s^2)

$F_{işleme} = m.a$ ve $F_{işleme} = 280 \text{ x } 9.81 \text{ x } 2$ ise $F_{işleme} = 5493{,}6$ (N) (4)

$$M_{işleme} = \frac{F_{işleme}.d}{2.1000} (5)$$

$$M_{işleme} = \frac{5493.6 \text{ x } 65}{2 \text{ x } 1000} \text{ ise } M_{işleme} = 178{,}5 \text{ (N. m)}$$

M = 4.55 + 0 + 178,5 ise M = 183,05 (N.m) (6)

- Servo Motor Başına Gerekli Moment;

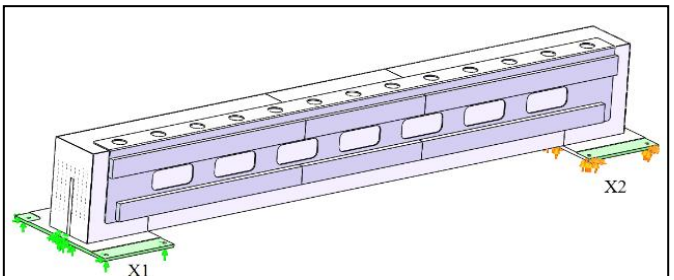
M_{motor} : Gerekli servo motor momenti (N.m)

$$M_{motor} = \frac{M}{\text{i.Eksen Sayısı}} \text{ ise } M_{motor} = \frac{183.05}{10 \text{ x } 2} = 9{,}15 \text{ (N. m) olacaktır (7)}$$

Hesaplamalar sonucunda kompozit Y-ekseninin hareketi ve ivmelendirilmesi için gerekli olan toplam döndürme momenti elde edilmiştir. Bu veriler kullanılarak ve planet redüktörün çevirim oranına bağlı olarak servo motor için gerekli olacak olan minimum döndürme momenti tespit edilmiştir. Hesaplanan minimum döndürme momentine göre yapılan servo motorun seçiminin doğruluğu kontrol edilmiştir.

2.6. Tasarım Doğrulama Analizleri

İmalat aşamasından önce tasarım sonrası doğrulama için sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak analizler yapılmıştır. Söz konusu analizler statik analiz, modal analiz ve dinamik analiz çalışmaları olarak üç ana analiz başlığı altında yapılmıştır. Sonlu elemanlar analizi ve nümerik çözüm ile Y-eksen gurubunun kritik gerilemeleri, sehimleri, kritik frekansları ve dinamik davranışlarının titreşime olan etkisi incelenmiştir. Yapılan analiz hesapları için Solid Works Simulation 2017 sonlu elemanlar yazılımı kullanılmıştır. Simülasyonlar için esnek çoklu cisim yöntemi kullanılmıştır. Nümerik bir model oluşturulmuştur. Numerik model maksimum hızda, ivmede ve jerk değerlerinde analiz edilmiştir. Sonlu elemanlar modeli oluşturulurken, ağ yapısı tanımlanmadan önce yapının detaylı olarak malzemesi ve fiziksel özelikleri (elastise modülü, poison oranı, akma ve kopma mukavemet değerleri vb.) tanımlanmıştır. Malzeme ataması yapılan tüm malzemelerin mekanik ve fiziksel özelikleri de tanımlanmıştır. Kompozit malzeme nümerik analizinde malzeme modeli olarak Linear Elastic Orthotropic seçilmiştir. Daha sonra mesh işlemi yapılmıştır. Mesh ile ilgili mesh kontrol seçenekleri seçilmiştir. Mesh kalitesi yoğunluğu olarak çok iyi seçilmiştir. Mesh parametrelerinden, mesh yapısı olan curvature-based mesh seçilmiştir. Mesh boyutları, en büyük eleman boyutu 50 mm ve en küçük eleman boyutu 1 mm olarak belirlenmiştir. Dairesel şekillerde mesh için minimum eleman boyutu 8 mm olarak ayarlanmıştır. Yer değiştirme denklemlerinin oluşturması için 4 noktalı Jacobian matrisi, numerik analiz yöntemi kullanılmıştır. Yapılan sınır koşulları seçimi Şekil 9'de gösterilmiştir.



Şekil 9. Kompozit Y-eksen köprüsü sınır koşulları.

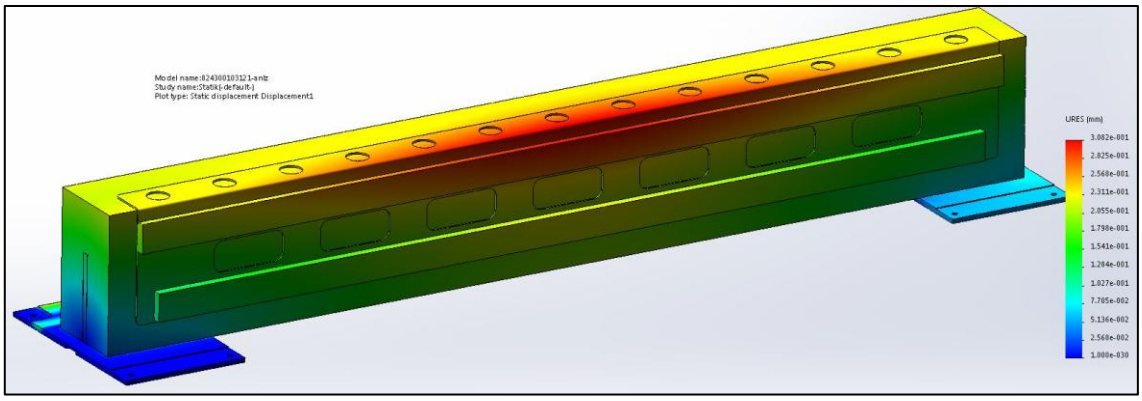
Numerik analizde kompozit Y-eksen köprüsünün sınır koşulları use reference geometry olarak seçilmiştir. Kompozit Y-eksen köprüsü X-eksenine bağlantısının yapıldığı yüzeylerden sınırlanmıştır. X1-ekseni yönündeki tüm yer değiştirmeler x=0, y=0, z=0 olarak seçilmiştir. X2-ekseni yönündeki yer değiştirmelerden sadece y=0, z=0 olarak seçilmiştir. Bonded connection ilişkisinde parçalar arasındaki düğüm noktalarında, bileşenlerin düğüm noktaları birbirinden ayrılmaz ve düğüm noktaları birbirlerinin içine doğru nüfuz edemezler. Z-eksen lazer kesim kafası, X-eksen kablo kanalı, Y-eksen kablo kanalı ve kablo kanallarının bağlantı sacları gibi yapılar nümerik analizde mass point olarak tanımlanmıştır. Söz konusu bileşenlerin atalet etkileri tanımlanan kütle noktaları ile nümerik analizde verilmiştir. Kompozit Y-eksen köprüsüne uygulanan mass point kütle değerleri Z-eksen lazer kesme kafası için 600 N olarak verilmiştir. Benzer şekilde X-esken kablo kanalı için kütle değeri 100 N olarak tanımlanmıştır. Dinamik analiz modeli oluşturmada ortam ayarları environment settings yapılmıştır. Dinamik analizin tipi ve çözücü ayarları seçilmiştir. Dinamik analiz tipi olarak linear dinamik seçilmiştir. Ayrıca çözücü ayarlarında, bir sonraki adımda dinamik analizin Initial Condition ları tanımlanmıştır. En son olarak yapının maruz kalacağı dinamik etkinin tipi random vibration olarak analize dâhil edilmiştir. Bu ortamda nümerik analizinin yapılabilmesi için kompozit Y-eksen köprüsü üzerinde olan sabit yükler ve dinamik etkiler tanımlanmalıdır. Kompozit Y-eksen köprüsü üzerinde olan sabit ağırlıklar olan Z-eksen kesme kafası, Y-eksen kablo kanalı ve kablo kanallarının bağlantı sacları için mass point ataması yapılmıştır. Söz konusu mass point tanımlamaları remote load vasıtasıyla geometri ortama kuvvet olarak aktarılmaktadır. Kompozit Y-eksenin dinamik nümerik analizi için ivmelene değeri 19,62 m/s^2 (2G kabul edilmiştir) olarak initial condition tanımlanmıştır. Analiz girdileri tanımlandıktan sonra yapı hem rijit hem de esnek olarak aynı çözüm süresi için 0,1 s tam bir tur süresi 500 adımda çözülmüştür. Esnek yapı çözümü için flexible body seçeneği ile rijit linkler esnek yapılara dönüştürülmüştür.

3. SONUÇLAR ve TARTIŞMA

3.1. Statik Analiz Sonuçları

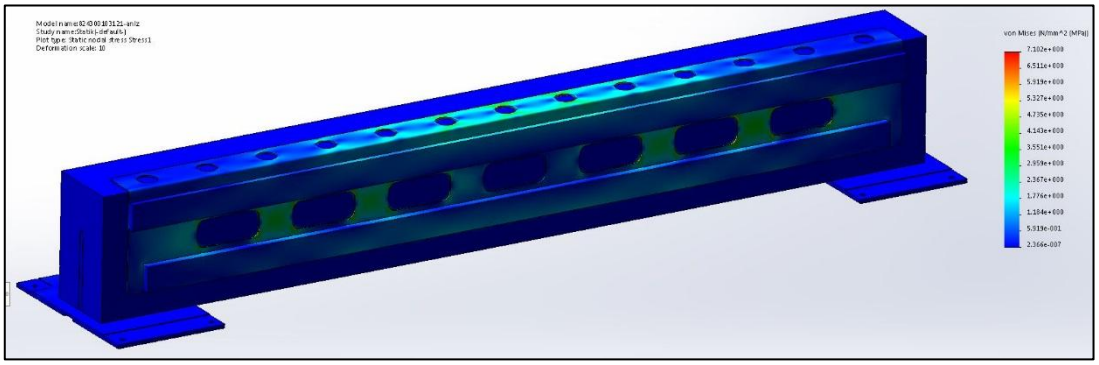
Kompozit Y-eksen köprüsü üzerinde tanımlanmış olan mass point kütle (Z-eksen olan lazer kesim kafasının) değerlerine göre statik davranışı incelemiştir. Yapılmış olan statik analiz

sonucu ve analiz parametreleri Şekil 10'da gösterilmiştir. Oluşan sehimler ve gerilmeler hesaplanmıştır. Kompozit Y-eksenin boyuna göre orta noktadaki Z-eksen yönündeki sehim değeri 0,31 mm olarak hesaplanmıştır.



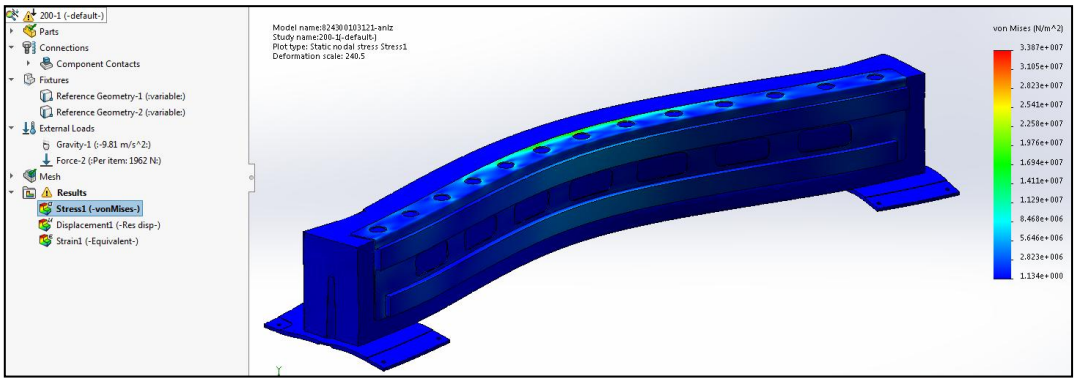
Şekil 10. Kompozit Y-eksen köprüsünün statik analizi sonucu (sehim miktarı).

Kompozit Y-eksen köprüsü üzerinde meydana gelen gerilme analiz sonuçları incelendiğinde eğilme gerilmesi değeri olarak Şekil 11'den görüldüğü gibi 7,10 MPa bulunmuştur.



Şekil 11. Kompozit Y-eksen köprüsünün statik analizi sonucu (eğilme gerilmesi).

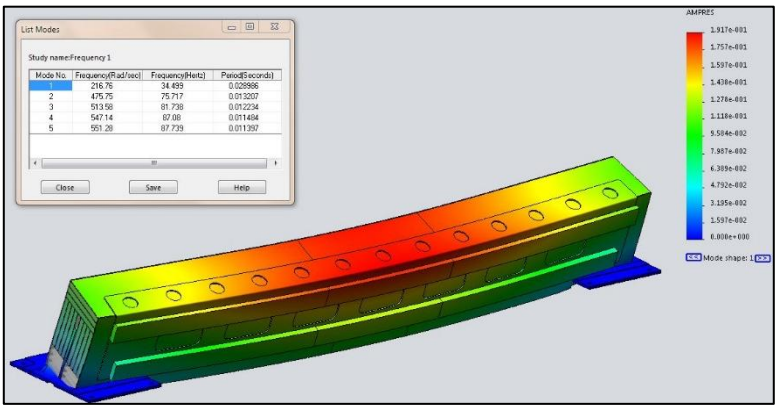
Diğer statik analizde ise kompozit Y-eksen köprüsünün maksimum taşıma kapasitesi belirlenmiştir. Kompozit Y-eksen köprüsünün tam ortasına X- eksen yönünde 2000 N luk bir kuvvet uygulanmıştır. X ve Y-eksen yönünde iki ayrı statik analiz yapılmıştır. İki statik numerik analizde kompozit Y-eksen köprüsünün statik olarak dayanabileceği maksimum değerler tespit edilmiştir. X-ekseni yönünde Şekil 12'de dayanabileceği maksimum kuvvete göre sehimler ve gerilemelerin analiz sonuçları verilmiştir. X-ekseni yönünde 0,97 mm lik bir sehim miktarı ve 3,38 MPa' lık bir gerilme meydana gelmiştir.



Şekil 12. X-eksen yönündeki maksimum statik analizi (eğilme gerilmesi).

3.2. Modal Analiz Sonuçları

Modal analiz ile genliğin sonsuza gittiği frekans Şekil 13'de gösterilmiştir.



Şekil 13.Kompozit Y-eksen köprüsünün modal analizi.

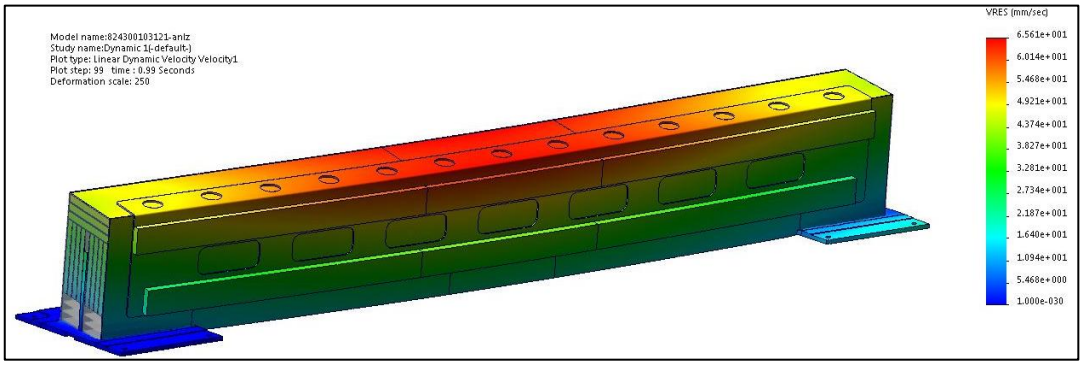
Kompozit Y-eksen köprüsünün doğal frekansını belirlemek amacıyla, sönüm değerleri ve yapısal deformasyonuna bağlı bir değer olan MODAL biçimini içeren dinamik karakteri analiz yapılarak tespit edilmiştir. Kompozit Y-eksen köprüsünün mod fazlarındaki kritik frekans değerleri Çizelge 1'de verilmiştir. Komozit Y-eksen köprüsünün doğal frekansı, sönüm değerleri ve yapısal deformasyonuna bağlı bir değer olan mod değerleri hesaplanmıştır. Kompozit Y-eksen köprüsünün yapısal karakteri incelenmiştir. Diğer modların frekans değerleri yaklaşık olarak birbirlerine yakın olduğundan sonuçları verilmemiştir.

Çizelge 2. Kompozit Y-eksen mod-frekans tablosu.

	Mod	Frekans (Hz)
1	I	35
2	II	75,7
3	III	81,7

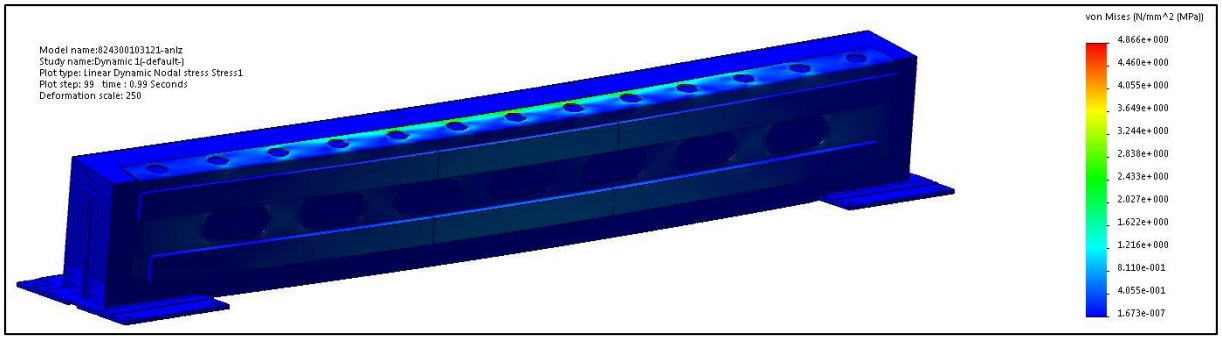
3.3. Dinamik Analiz Sonuçları

Kompozit Y-esken köprüsünün dinamik analiz sonucu Şekil 14'de verilmiştir. Kompozit Y-eksen köprüsü dinamik analiz sonuçlarına göre ivmeli harekette anlık olarak 65,61 mm/s titreşim hız değerine ulaştığı görülmüştür.



Şekil 14. Kompozit Y-eksen köprüsünün dinamik titreşim hız değeri.

Anlık ivmeli hareketteki titreşim miktarının oluşturduğu gerilme değerinin ise 4,86 MPa olduğu Şekil 14'de görülmektedir.



Şekil 15. Kompozit Y-eksen köprüsünün dinamik analizi.

Dinamik hareket sonucunda anlık ivmeli harekette titreşimden dolayı meydana gelen eğilmenin maksimum sehim değeri 0,36 mm olarak hesaplanmıştır.

4. GENEL SONUÇLAR

Kompozit Y-eksen köprüsünün statik analiz sonuçlarına göre Z-eksen laser kafası, kablo kanallarının ve kablo taşıma saclarının oluşturduğu sehim miktarı 0,31 mm olarak hesaplanmıştır. Söz konusu sehim değeri Z-eksen lazer kafası üzerindeki kapesitif sensor yardımıyla elimine edilerek, kesim esnasında lazer odak mesafesinin sabit kalması sağlanmıştır. Benzer şekilde kompozit Y-eksen köprüsü üzerinde Z-eksen laser kafası, kablo kanallarının ve kablo taşıma saclarının oluşturduğu eğilme gerilmesinin analiz sonuçlarından gerilme değeri 7,10 MPa olarak hesaplanmıştır. Hesaplanmış olan eğilme gerilme değeri kompozit Y-eksen köprüsünde herhangi bir deformasyon meydan getirecek

kadar büyük değildir. Lazer kesim makinesinin Y-eksenine 2000 N luk bir yük uygulayarak meydana gelen sehim ve gerilme değerleri belirlenmiştir. Söz konusu yükün X-ekseni yönünde 0,97 mm lik bir sehim miktarı ve 3,38 MPa lık bir gerilme değerine neden olduğu görülmüştür. Kompozit Y-eksen köprüsü modal analiz sonuçları ilk üç mod için yapılmıştır. İlk üç modun frekans değerleri elde edilmiştir. Bu frekans aralığından sonra sistemin zarar göreceği aşikârdır. Modal analizde hesaplanmış kritik frekans aralığı olan 35 Hz in üzerine çıkıldığında, kompozit Y-eksen köprüsünde küçük titreşmelerde resonans riski olduğu söylenebilir.

KAYNAKÇA

1. **Baltacı A., Sarıkanat M., Turan M., (2011),** “Vibration Behavior of Aramid and Carbon Fiber reinforced Thermoplastic Composite Beams Under Impulse Input”, UCTEA The Chamber of Textile Engineers, The Journal of Textiles and Engineers, Vol 84, pp 1-7.

2. **Karahan M. (2017),** “An Investigation of Damage Initiation and Progression Properties in Multi-Layer Woven Carbon-Epoxy Composite Materials in Uniaxial Tension”, UCTEA The Chamber of Textile Engineers, The Journal of Textiles and Engineers, Vol 78, pp 6-14.

3. **Durgun İ., Vatansever O., Ertan R., Yavuz N., (2013),** “Otomotiv Sektöründe Kullanılan Kompozit Parça İmalat Yöntemlerinin Deneysel Olarak Karşılaştırılması", II. Ulusal Ege Kompozit Malzemeler Sempozyumu, 07-09 Kasım 2013.

4. **Bickerton S., Simacek P., Guglielmi S.E., Advani S.G.,** (1997), "Investigation of Draping and its Effects on The Mold Filling Process During Manufacturing of a Compound Curved Composite Part”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 28 (9-10), pp 801-816.

5. **Gowayed Y., Wu J., Barowski L.,Westphall W.,(1996),** “Mapping of Preform Architecture for Textile Reinforced Composite Products”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 27 (11), pp 1023-1032.

6. **Ferret B., Anduze M., Nardari C., (1998),** “Metal Inserts in Structural Composite Materials Manufactured by RTM”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 29 (5-6), pp 693-700.

7.**Ghiasi H., Lessard L., Pasini D., Thouin M., (2010),** "Optimum Structural and Manufacturing Design of a Braided Hollow Composite Part”, Applied Composite Materials, 17 (2), pp 159–173.

8. **Trochu F., Hammami A., Benoit Y., (1996),** “Prediction of Fiber Orientation and Net Shape Definition of Complex Composite Parts”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 27 (4), pp 319-328.

9. **Luycker E.D., Morestin F., Boisse P., Marsal D., (2009),** “Simulation of 3D Interlock Composite Preforming”, Composite Structures, 88 (4), pp 615–623.

18th INTERNATIONAL CONFERENCE ON MACHINE DESIGN AND PRODUCTION

MINI SYMPOSIUM ON SURFACE INTEGRITY IN CONVENTIONAL AND NONCONVENTIONAL MANUFACTURING PROCESSES

Editorial Board
Prof. Dr. Oğuzhan YILMAZ
Assoc. Prof. Dr. Yusuf KAYNAK

umtik 2018
3-6 July 2018
ESKİŞEHİR- TURKEY

MATIMAREN
DEPARTMENT OF MECHANICAL ENGINEERING
MIDDLE EAST TECHNICAL UNIVERSITY
ANKARA-TURKEY

All rights of this book are reserved by the Middle East Technical University. None of the papers printed in this book may be reproduced without the prior permission, in writing, from the Author(s) of the paper(s) and the editors of the book. The papers can however be cited by giving the source.

This book can be obtained from the following addresses:

UMTIK
Mechanical Engineering Department
Middle East Technical University
06800 Ankara- Turkey

Manufacturing Engineering Department
ATILIM University
06830 Ankara- Turkey

Cover Print:

METU- Ankara

Printing and Binding:

METU- Ankara

Printed by:

Dereağzı Fotokopi

ISBN

PREFACE TO SURFACE INTEGRITY SYMPOSIUM

In manufacturing processes, one of the important criteria manufacturers are trying to meet is to generate surface and subsurface aspects that help to improve the functionality and performance of manufactured components. These surface and subsurface aspects-induced from manufacturing operations can be defined as “Surface Integrity”. This term is the interest of many industries in manufacturing world including aerospace, automobile, biomedical, etc.; thus, contributing to advance the knowledge in this field is also expectation of all these industries. One of the ways of advancing knowledge is to organize collaborative platform that provides opportunities to engineers, scientists, and researchers to present their recent research and findings, establish collaborations and exchange ideas and experience in the field of surface integrity. This Mini Symposium on Surface Integrity in Conventional and Nonconventional Manufacturing Processes is intended to create such environment in Turkey. We are proud of being organizer of initiating an international event solely focusing on Surface Integrity in Turkey. We would like to sincerely thank all contributors to this organization by participating, presenting, and sharing their recent research work with their colleagues in this symposium.

We also thank to UMTIK 2018 conference and organizers of UMTIK 2018 conference for giving us an opportunity to organize this Mini Symposium as a part of UMTIK 2018 that is one of the largest and well-known international event focusing on machine design and production.

We also would like to thank all referees and international scientific committee members of UMTIK 2018 for reviewing the papers submitted to Mini Symposium.

We also sincerely appreciate both Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University and Marmara Journal of Pure and Applied Sciences for accepting to publish selected research works submitted and presented in this Mini Symposium.

We wish all participants will enjoy and fulfill their technical and scientific expectations from this Mini Symposium.

Organizers of Mini Symposium

Assoc. Prof. Dr. Yusuf KAYNAK

Prof. Dr. Oğuzhan YILMAZ

Eskisehir, Turkey

ABSTRACTS
OF
MINI SYMPOSIUM ON
SURFACE INTEGRITY IN
CONVENTIONAL AND
NONCONVENTIONAL
MANUFACTURING PROCESSES

EFFECT OF MACHINING PARAMETERS ON WORKPIECE SURFACE CHARACTERISTICS IN ELECTRIC DISCHARGE DRILLING (EDD)

Oğuz ERDEM, *oguz.erdem@ahievran.edu.tr* Ahi Evran University, 40100, Kırşehir, Turkey

Can ÇOĞUN, *cogun@cankaya.edu.tr* Çankaya University, 06790, Ankara, Turkey

İbrahim USLAN, *iuslan@gazi.edu.tr* Gazi University, 06560, Ankara, Turkey

ABSTRACT

In electric discharge drilling (EDD), rapid local heating and cooling of the workpiece surface by means of electric discharges results in surface layers (recast, heat affected and base material). In this study, the main workpiece surface texture measures, namely the recast layer thickness (RLT) and average surface roughness (R_a) characteristics were investigated for varying machining parameters (discharge current and pulse on time). The conducted experiments revealed the strong dependence of surface characteristics on machining parameters.

Keywords: Electric discharge drilling, Recast layer thickness, Average surface roughness, Ti6Al4V, Inconel 718, AISI4140

1. INTRODUCTION

In today's technology, electric discharge machining (EDM) is one of the non-traditional manufacturing method used in production of hard to machine materials and difficult geometries [Gülcan et al., 2015; Erdem et al., 2016]. EDM is based on the principle of very small volume material erosion from the workpiece surface by means of electrical discharges between the conductive electrode and the workpiece immersed into dielectric liquid. The electrode (tool) is prepared according to the cavity to be formed in the workpiece [Li et al., 2013]. The electric discharge drilling (EDD) is generally used for drilling starting holes for wire-EDM applications and turbine blade cooling holes. A continuously rotating hollow metal electrode flushed by a dielectric fluid removes material by electric discharges [Yılmaz et al., 2014; Bozdana and Al-Karkhi, 2017; D'urso et al., 2016].

Recently, it has become highly difficult to machine new engineering materials with traditional manufacturing methods that have been greatly improved in thermal, chemical and mechanical properties like Ti6Al4V (Ti64) and Inconel 718 (In718) alloys widely used in automotive, aviation and aerospace applications owing to their low density and high strength properties [Yılmaz et al., 2014; Unses and Cogun, 2015; Newton et al., 2009; Chen et al., 2014].

In EDM, material removal from the workpiece is accomplished by melting and evaporation phenomena. A solidified region (recast layer) is formed on the workpiece and electrode surfaces due to rapid cooling of molten materials. As a result, changes in terms of chemical composition and hardness are observed at these regions. Besides, there is a thermally affected multi-layered zone beneath these surfaces. Recast layer of workpiece has very high hardness and brittle nature. Furthermore, the recast layer, where residual stresses are observed, contains micro-fractures and micro-craters [Shabgard et al., 2011; Arooj et al., 2014]. Another mechanism effective on characteristics of the recast layer is the carbon accumulation which increases the hardness of the workpiece surface [Cogun et al., 2016; Amineh et al., 2013].

In EDM, the recast layer properties vary depend on various parameters like discharge current, pulse on time, type and characteristics of the dielectric liquid, addition of powder into dielectric liquid, application mode of the dielectric to the machining medium, electrode material and its' manufacturing method, physical properties of the workpiece [Amineh et al., 2013]. In Cogun et al. study [Cogun et al., 2016], B_4C powder added copper and pure copper electrodes, produced by powder metallurgy, were used as the electrodes whereas SAE1040 steel were used as workpiece. They reported increasing workpiece recast layer thickness (RLT) with increasing discharge current (I_d) and pulse time (t_{on}). The RLT was measured as 3.4 ± 1.5 µm for pure copper powder electrode at I_d=3 A and t_{on}=25 µs whereas 9.0 ± 2.1 µm at I_d=6 A and t_{on}=50 µs settings. It has been reported that the recast layer, defined as 'Zone A', contains perlite lamellae (ferrite and cementite).

In Hasçalık et al. study [Hasçalık et al., 2007], Ti64 workpieces were EDMed with electrolytic copper electrodes in kerosene dielectric. Experiments were carried out for depth of 5 mm with the machining parameters of level 1 (I_d=3 A, t_{on}=25 µs) and level 2 (I_d=12 A, t_{on}=50 µs). The RLT of Ti64 machined at Level 1 was found as 7 µm whereas it is about 12 µm for Level 2 settings. In Zhang et al. study [Zhang et al., 2011], the recast layer formed in water-in-oil

(W/O) dielectric were examined by comparing them with those of formed in kerosene and de-ionized water. The recast layer formed in W/O yielded larger RLT and SR values than that of the other dielectrics.

Some attempts have been made to establish mathematical relationships between the EDM machining parameters and the recast layer characteristics. Ramasawmy et al. study [Ramasawmy et al., 2005] presented the effect of the EDM machining parameters (I_d and t_{on}) on average white layer thickness (AWLT) by empirical equations in terms of 3D surface texture amplitude and spatial surface texture parameters (S_{ds}). They have reported the better prediction of AWLT in use of S_{ds}. They revealed that the I_d had a dominant effect on dimension of the craters than the t_{on} and dimensions of the molten workpiece pool, and eventually the AWLT, can be described by the magnitude of the surface tension. In Li et al. study [Li et al., 2013], white layer thickness (WLT) was modeled and analyzed in terms of machining parameters (I_d, t_{on} and t_{off}) by using the response surface methodology (RSM) and analysis of variance (ANOVA) in die-sinking EDM. They stated that the predicted values agreed well with the experimental findings. They reported that the lower I_d (the most important factor affecting WLT) and t_{on} and longer t_{off} minimized the WLT. In Banu et al. study [Banu et al., 2014], empirical models were developed for the estimation of material removal rate (MRR) and recast layer hardness in micro-EDM. Polarity, flushing, gap voltage, and tool electrode rotational speed were identified in the model. A 370-rpm rotational speed and at 80-V gap voltage were found as the optimum parameters for maximum MRR and minimum recast layer hardness.

This experimental research work focuses on the effects of machining parameters (namely, discharge current and pulse on time) on recast layer thickness (RLT) and surface roughness (SR) of EDD process of AISI4140 die steel, Ti64 and In718 workpieces using single-hole rotating copper electrodes.

2. EXPERIMENTAL METHOD

A FURKAN EDM M25A die sinking machine was transformed to a EDD machine by making series of modifications. The pulse generator was an isopulse type with 3 kVA capacity and 80 V open circuit voltage. The experimental setup consists of; i) dielectric tank, ii) dielectric heating and temperature control and iii) electrode rotation systems (Fig. 1). Self-made dielectric tank system was designed to provide homogenous distribution of added powders into the dielectric. Flush mixing of dielectric was provided by means of 20 mm diameter

copper pipe placed at the bottom of the tank with evenly spaced holes (Fig. 2). The powder added dielectric (PAD) was sucked from the bottom level of the tank by means of a gear pump. One of the two branches of the pump exit was directed to the copper pipe for PAD flush mixing whereas the other was directed to the ceramic piston pump (Fig. 1) for pressurization of the dielectric to be sent to tube electrode center hole to flush the debris away from the machining gap. The dielectric heating was provided by electrical resistances and on-line temperature control was done by means of a thermocouple with +/- 1 ºC accuracy. The rotation of the tube electrode (max. speed=1000 rpm) was provided by an electric motor.

In the experiments, AISI4140 steel, Ti64 and In718 were used as workpiece materials (Table 1) [Erdem et al., 2016; Yılmaz et al., 2014]. Workpieces were ED drilled by single-hole rotating copper electrodes with 2 mm outer diameter. The drilling process was carried out for 20 mm depth at the ground interfaces of two overlapping workpiece surfaces by using a simple clamp (Fig. 2). A ceramic guide was used to correctly align the rotating electrode at 1000 rpm speed. The halves of the drilled workpieces are shown in Fig. 3. The separated halves facilitated easy surface roughness measurements and microstructure inspections. Tap water dielectric (without any powder addition) was flushed at 140 bar through the center hole of the electrode. The machining settings used in the experiments are given in Table 2.

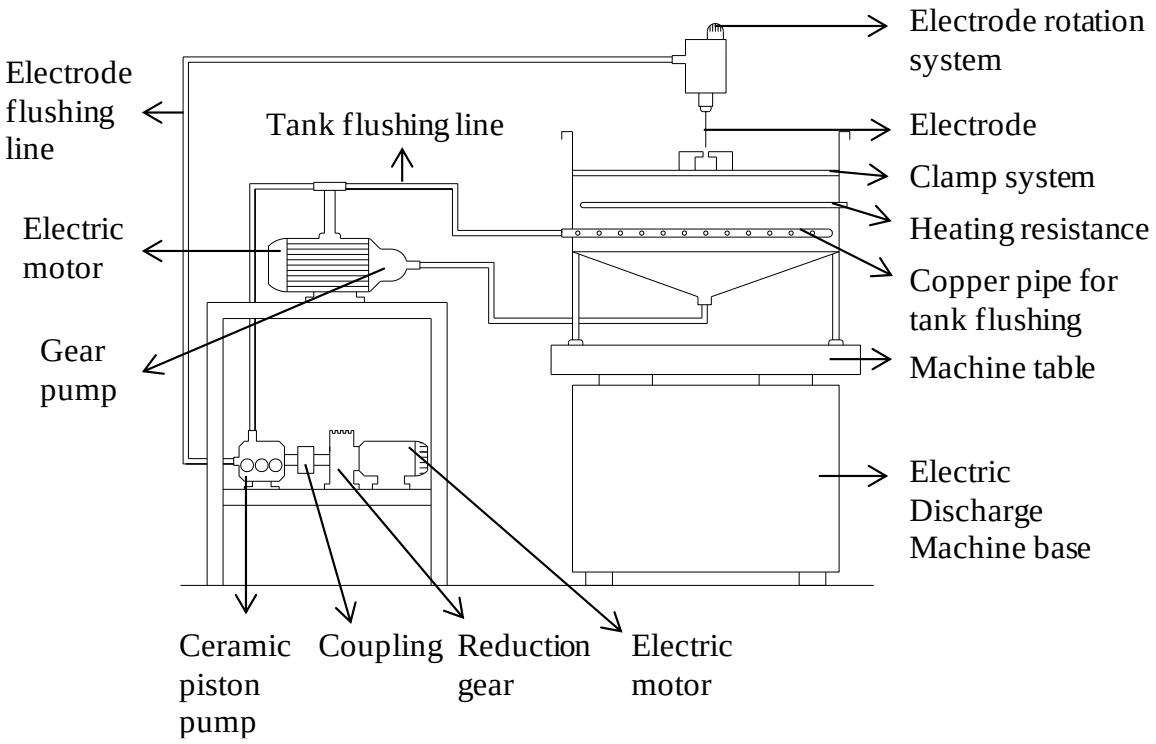


Figure 1. Schematic representation of the experimental setup.

Table 1. The thermal and electrical properties of workpieces.

Property - Unit	AISI4140	Ti64	In718
Density - (kg/m^3)	7700	4430	8190
Melting temperature - (K)	1684	1933	1617
Specific heat capacity - (J/kg.K)	473	526.3	435
Thermal conductivity - (W/m.K)	42.7	6.7	11.2
Electric conductivity - (ohm-cm)	222 x 10^{-9}	1.78 x 10^{-4}	1.21 x 10^{-4}

The average surface roughness (R_a) values of the machined holes were found by taking the arithmetic average of three measurements (at hole inlet, the middle and the exit sections) by using Surcorder SE1200 type portable surface roughness measurement device.

Optical microscope (Olympus BX43F) and Jeol JSM-6360LV scanning electron microscope (SEM) were used to determine the RLT of the ED drilled samples after applying surface cleaning treatments (rough cleaning of the surface, sanding, etching and polishing).

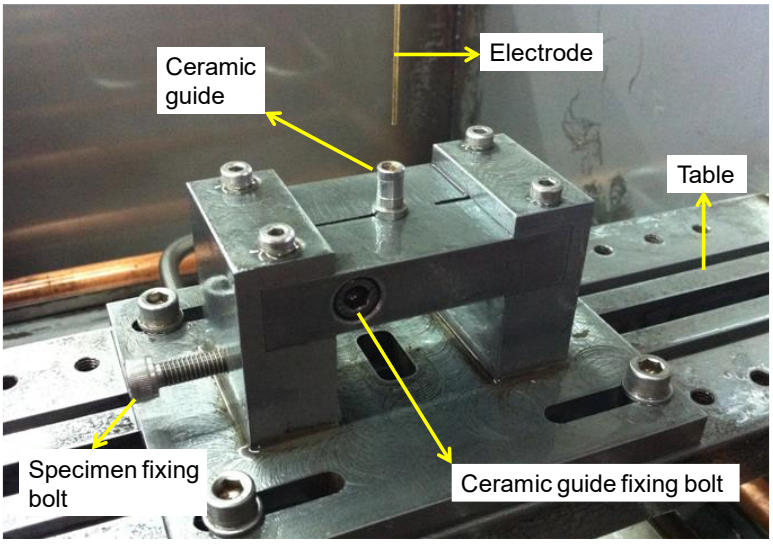


Figure 2. The clamp system (specimen mounting).

Before the surface inspections, acid etching operations were performed to samples for better observation. AISI4140 specimens were acid etched by 2% nitric acid + 98% ethanol solution for 1 minute [Ruellan et al., 2001], Ti64 samples by 0.5 mol HCl + 0.5 mol H_2SO_4 solution for 60 minutes [Nagaoka et al., 2010] and the In718 samples, by using 50% HCl + 50%

methanol solution for 60 minutes [Ay et al., 2012]. After etching operations, all samples were washed with plenty of ethyl alcohol.

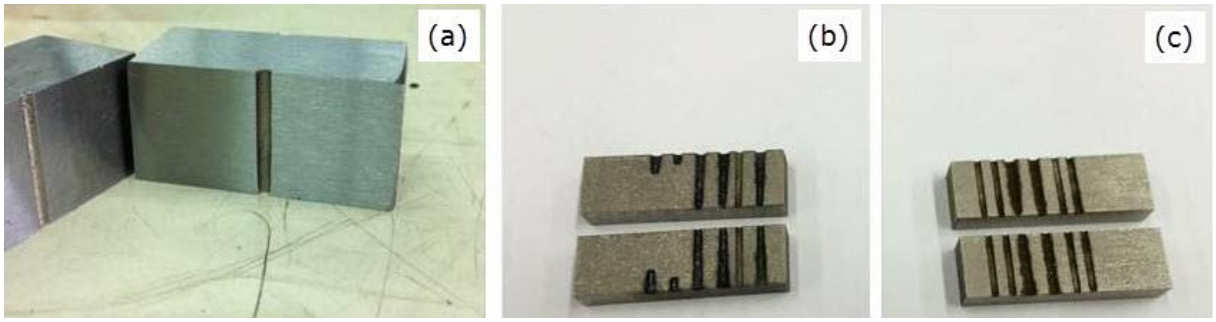


Figure 3. Drilled workpiece halves: a) AISI4140, b) Ti64, c) In718.

Table 2. The machining settings used in the experiments.

Machining code	Machining parameters		
	Discharge current - I (A)	Pulse on time - t_{on} (µs)	Pulse off time(1) - t_{off} (µs)
MC1	3	25	50
MC2	8.2	35	16
MC3	12	35	26

(1) Duration between two successive pulses (pause time).

3. RESULTS AND DISCUSSIONS

As seen from Figure 4b, the molten AISI4140 workpiece material has flowed around the hole wall. So, the determination of RLT accurately was in doubt since it was hard to differentiate recast layer. The same occurrences were also observed in the Ti64 (Figure 5b) and In718 workpieces. So, the flowed layer was removed from the hole walls by surface cleaning and etching processes and the RLT of the specimens were determined through the optical microscope images. The optical examinations clearly revealed the surface layers formed on the AISI4140 surface, namely, recast layer (zone A), heat affected zone (zone B) and base metal (zone C) (Fig. 6).

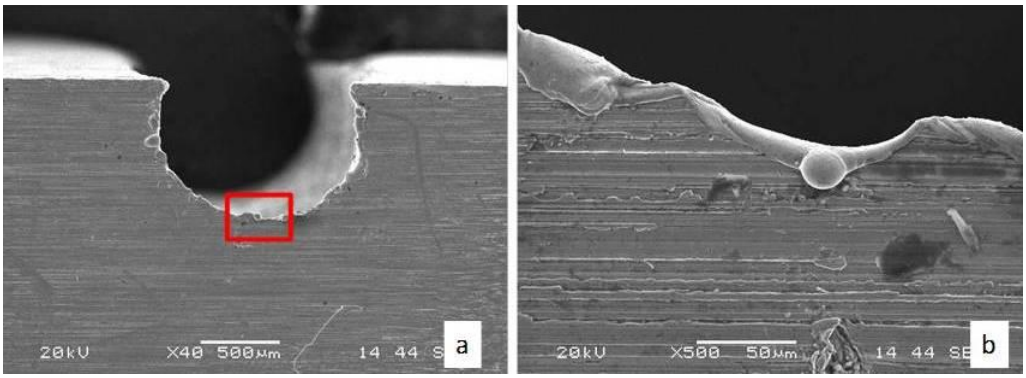


Figure 4. AISI4140: a) a drilled workpiece halve, b) magnified view of selected region

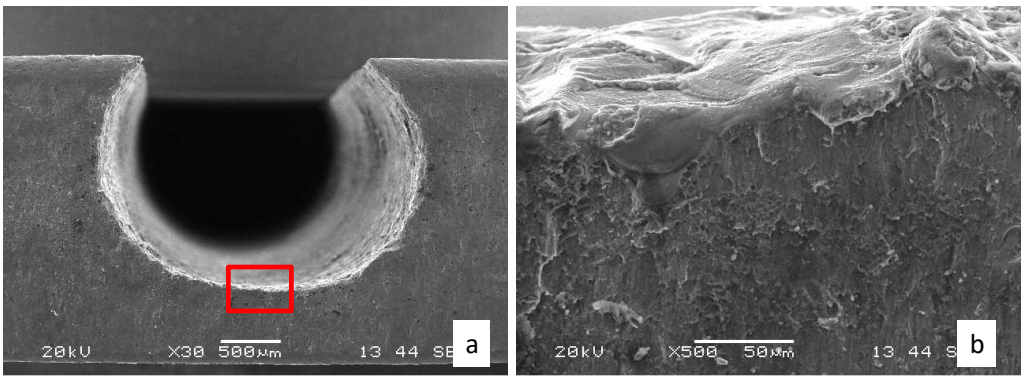


Figure 5. Ti64: a) a drilled workpiece halve, b) magnified view of selected region

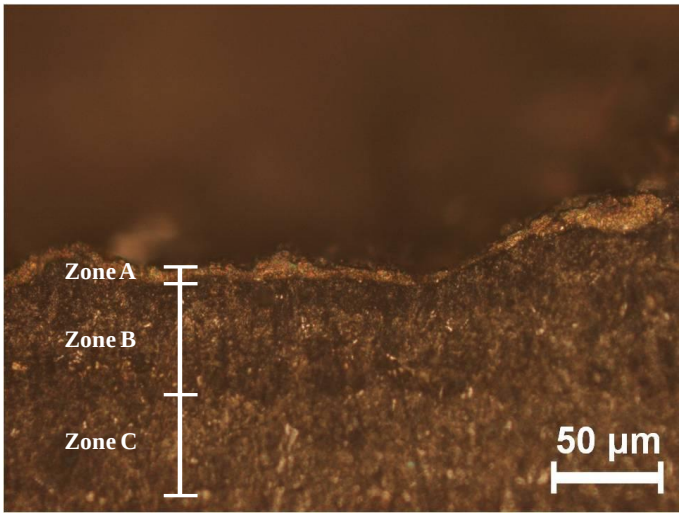


Figure 6. The layers of AISI4140: recast layer (zone A), heat affected zone (zone B), base metal (zone C)

In Figure 7-9, the heat affected zone under the recast layer of AISI4140, Ti64 and In718 workpieces for different machining settings are shown clearly.

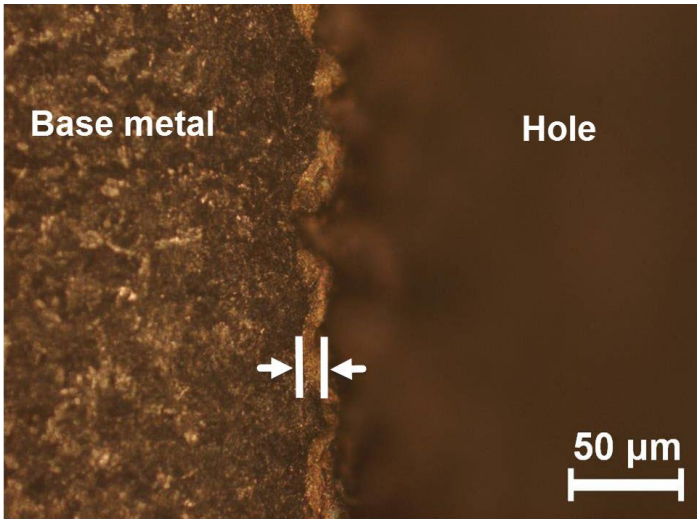


Figure 7. The recast layer seen on the drilled surface of AISI4140 with MC1 machining setting

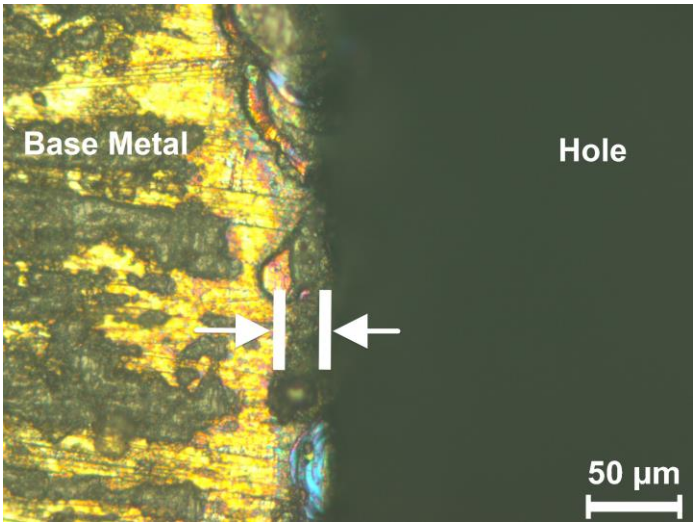


Figure 8. The recast layer on the surface of Ti64 at MC2 machining setting

For the tested settings, RLT values increased with increasing I_d and t_{on} (Table 2). The experimental RLT results obtained in this study are in agreement with the findings in [Hasçalık and Çaydaş, 2007], Cogun et al. [Cogun et al., 2016] and Li et al. [Li et al., 2013] studies. Figure 10 reveals the increasing R_a values with increasing I_d and t_{on} for the tested workpieces. The lowest R_a values were obtained at MC1 setting (low energy discharges)

whereas the highest values were obtained at the MC3 setting (high energy discharges). The high I_d and t_{on} values (MC3 settings) generate higher energy discharges to the work surfaces causing higher amount of local melting and deeper surface craters. Excessive amount of melting on work surface also create deep metallurgically affected layer (RLT) as validated by the layer photographs. Deeper craters also deteriorates the surface roughness (texture) of the machined workpieces. The good thermal conductivity of AISI4140 steel enables better transfer and dissipation of heat of discharge (plasma) channel to the work surface providing shallow molten (so does the resolidified) layer and heat affected zone. On the contrary, much lower thermal conductivity of Ti64 and In718 yield deeper heat affected zones than that of AISI4140 (Table 3). These physical reasonings and experimental findings are in agreement with the other published works in the field (Cogun et al., 2016, D'Urso et al. 2016, Hasçalık et al. 2007, Unses et al. 2015, Shabgard 2011).

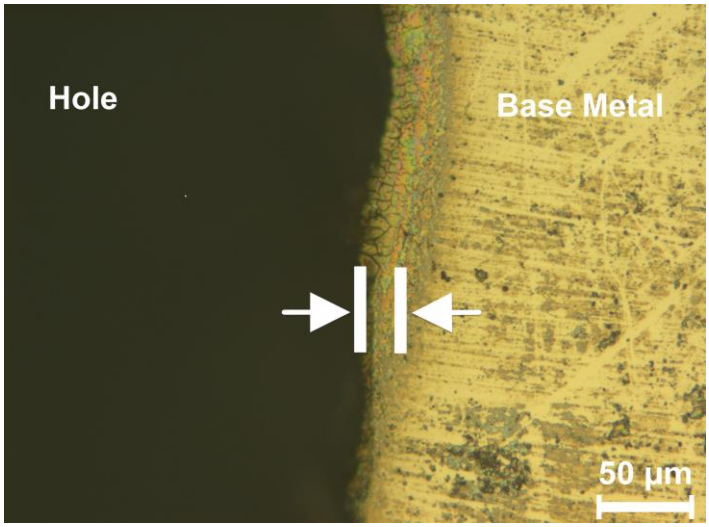


Figure 9. The recast layer on the surface of In718 at MC3 machining setting

Table 3. The RLT values at different machining settings

Workpiece - electrode	Machining settings	RLT (μm)
AISI4140 - Cu	I_d=3A, t_{on}=25μs, t_{off}=50μs	3.7 ± 1.3
	I_d=8.2A, t_{on}=35μs, t_{off}=16μs	4.6 ± 1.4
	I_d=12A, t_{on}=35μs, t_{off}=26μs	6.2 ± 1.3
Ti64 - Cu	I_d=3A, t_{on}=25μs, t_{off}=50μs	5.8 ± 1.5
	I_d=8.2A, t_{on}=35μs, t_{off}=16μs	7.3 ± 1.6
	I_d=12A, t_{on}=35μs, t_{off}=26μs	9.1 ± 2.0
In718 - Cu	I_d=3A, t_{on}=25μs, t_{off}=50μs	4.1 ± 1.6
	I_d=8.2A, t_{on}=35μs, t_{off}=16μs	5.4 ± 1.7
	I_d=12A, t_{on}=35μs, t_{off}=26μs	7.5 ± 1.2

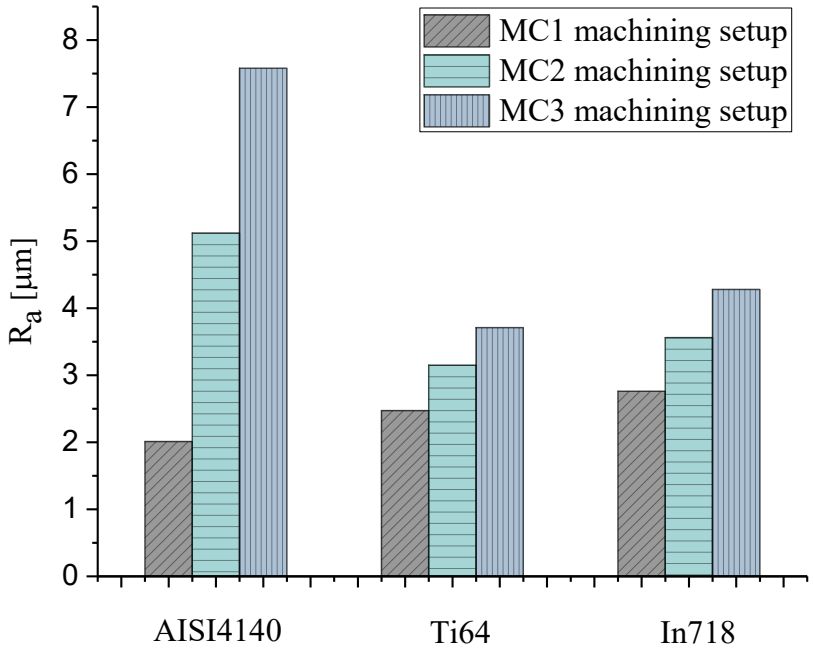


Figure 10. The average surface roughness (R_a) of the drilled workpieces

4. CONCLUSIONS

In this study, the relationships between the recast layer properties and the machining parameters in electrical discharge drilling (EDD) were investigated and the following conclusions were drawn:

For all tested workpiece materials, increasing discharge current and pulse on time increased the RLT values. The highest RLT values were observed in Ti64 workpieces whereas the lowest values were in AISI4140 for all experienced machining settings. The high RLT value is attributed to low thermal conductivity of the material causing rapid local heating and excessive melting of the material since discharge energy of pulses can not be dissipated to the body of the workpiece.

As shown clearly in Table 1, the thermal conductivity of In718 is not close to that of Ti64. Ti64 has almost the half thermal conductivity of the In718. The poor heat transfer characteristics of Ti64 results in deep metallurgically affected zone (i.e. higher RLT). This fact is also verified experimentally in Table 3.

The lowest average surface roughness (R_a) value was obtained in AISI4140 workpiece at MC1 machining settings (low energy discharges). The highest R_a values were observed for the highest energy pulses (i.e. MC3 settings). Increasing discharge current and pulse on time resulted in deterioration of the surface texture and higher R_a values. Ti64 and In718 alloys yielded resembling surface roughness characteristics for the same machining settings.

ACKNOWLEDGEMENT

This work was supported by the Ahi Evran University Scientific Research Projects Coordination Unit. Project Number: MMF.A4.18.001.

The authors also would like to thank The Scientific and Technological Research Council of Turkey (TUBITAK-BIDEB) for Ph.D scholarship-2211C (the encouragement scholarship for priority areas).

REFERENCES

1. **Gülcan, O., Uslan, İ., Usta, Y., Çoğun, C., (2015),** "Elektro Erozyon ile İşlemede Cu-Cr T/M Elektrot Kullanımının İşleme Performansına Etkisi", Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, Vol.30, No.3, pp 381-394.

2. **Erdem, O., Çoğun, C., Urtekin, L., Özerkan, H. B., Uslan, İ., (2016),** "Toz katkılı ve ısıtılmış dielektriğin elektro erozyon ile işlemede (EEİ) delik delme performansı üzerine etkisi", Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, Vol.31, No.3, pp 531-544.

3. **Li, J., Shi, S., Zhao, S., (2013),** "Modeling and Analysis of Micro-hole in Die-sinking EDM Process through Response Surface Method based on the Central Composite Design", International Journal of Signal Processing, Image Processing and Pattern Recognition, Vol.6, No.6, pp 351-364.

4. **Yılmaz, O., Bozdana, A. T., Okka, M. A., (2014),** "An intelligent and automated system for electrical discharge drilling of aerospace alloys: Inconel 718 and Ti-6Al-4V", Int. J. Adv. Manuf. Technol, Vol.74, No.9-12, pp 1323-1336.

5. **Bozdana, A. T. and Al-Karkhi, N. K., (2017),** "Comparative experimental investigation and gap flow simulation in electrical discharge drilling using new electrode geometry", Mechanical Sciences, Vol.8, No.2, pp 289–298.

6. **D'Urso, G., Maccarini, G., Quarto, M., Ravasio, C., Caldara, M, (2016),** "Micro-electro discharge machining drilling of stainless steel with copper electrode: The influence of process parameters and electrode size", Advances in Mechanical Engineering, Vol. 8, No.12, pp 1-16.

7. **Unses, E., Cogun, C., (2015),** "Improvement of Electric Discharge Machining (EDM) Performance of Ti-6Al-4V Alloy with Added Graphite Powder to Dielectric", Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering, Vol.61, No.6, pp 409-418.

8. **Newton, T. R., Melkote, S. N., Watkins, T. R., Trejo, R. M., Reister, L., (2009),** "Investigation of the effect of process parameters on the formation and characteristics of recast layer in wire-EDM of Inconel 718", Materials Science and Engineering A - Structrual Materials Properties, Vol.513–514, pp 208-215.

9. **Chen, S. L., Lin, M. H., Huang, G. X., Wang, C. C., (2014),** " Research of the recast layer on implant surface modified by micro-current electrical discharge machining using deionized water mixed with titanium powder as dielectric solvent", Applied Surface Science, Vol.311, pp 47-53.

10. **Shabgard, M. R., Seyedzavvar, M., Oliaei, S., (2011),** "Influence of input parameters on characteristics of EDM process", Strojnič ski vestnik - J. Mech. Eng., Vol.57, No.9, pp 689-696.

11. **Arooj, S., Shah, M., Sadiq, S., Jaffery, S. H. I., Khushnood, S., (2014),** "Effect of Current in the EDM Machining of Aluminum 6061 T6 and its Effect on the Surface Morphology", Arab. J. Sci. Eng., Vol.39, pp 4187-4199.

12. **Cogun, C., Esen, Z., Genc, A., Cogun F., Akturk, N., (2016),** "Effect of powder metallurgy Cu-B_4C electrodes on workpiece surface characteristics and machining performance of electric discharge machining", Proc. IMechE Part B: J. Engineering Manufacture, Vol.230, No.12, pp 2190-2203.

13. **Amineh, S. K., Tehrani, A. F., Mohammadi, A., (2013),** "Improving the surface quality in wire electrical discharge machined specimens by removing the recast layer using magnetic abrasive finishing method", Int. J. Adv. Manuf. Technol, Vol.66, pp 1793-1803.

14. **Hasçalık, A., Çaydaş, U., (2007),** "Electrical discharge machining of titanium alloy (Ti–6Al–4V)", Applied Surface Science, Vol.253, pp 9007-9016.

15. **Zhang, Y., Liu, Y., Ji, R., Cai, B., (2011),** "Study of the recast layer of a surface machined by sinking electrical discharge machining using water-in-oil emulsion as dielectric", Applied Surface Science, Vol.257, pp 5989-5997.

16. **Ramasawmy, H., Blunt, L., Rajurkar, K. P., (2005),** "Investigation of the relationship between the white layer thickness and 3D surface texture parameters in the die sinking EDM process", Precision Engineering, Vol. 29, pp 479-490.

17. **Banu, A., Ali, M. Y., Rahman, M. A., (2014),** "Micro-electro discharge machining of non-conductive zirconia ceramic: investigation of MRR and recast layer hardness", Int. J. Adv. Manuf. Technol., Vol.75, pp 257-267.

18. **Ruellan, A., Kleber, X., Ville, F., Cavoret, J., Liatard, B., (2001),** "Understanding white etching cracks in rolling element bearings: Formation mechanisms and influent tribochemical drivers", The Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B, Journal of Engineering Manufacture, Vol.229, No.8, pp 886-901.

19. **Nagaoka, A., Yokoyama, K., Sakai, J., (2010),** "Evaluation of hydrogen absorption behaviour during acid etching for surface modification of commercial pure Ti, Ti–6Al–4V and Ni–Ti superelastic alloys", Corrosion Science, Vol.52, pp 1130-1138.

20. **Ay, M., Hasçalık, A., Çaydaş, U., (2012),** "Yüksek Toleranslı Plazma Arkı İle Kesme Parametrelerinin Araştırılması", 3. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu, Ankara, pp 503-514.

DESIGN, MANUFACTURING AND EVALUATION OF A DMLS TEST ARTIFACT FOR SURFACE TEXTURE AND FORM CHARACTERIZATION

Özgür POYRAZ, *ozgur.poyraz@tei.com.tr*, TUSAŞ Engine Industries, Inc., 26003, Eskişehir, Turkey

Ezgi UĞUR SOLAKOĞLU, *ezgi.ugur@tei.com.tr*, TUSAŞ Engine Industries, Inc., 26003, Eskişehir, Turkey

Güray AKBULUT, *guray.akbulut@tei.com.tr*, TUSAŞ Engine Industries, Inc., 26003, Eskişehir, Turkey

Soner ÖREN, *soner.oren@tei.com.tr*, TUSAŞ Engine Industries, Inc., 26003, Eskişehir, Turkey

Cansinem TÜZEMEN, *cansinem.tuzemen@tei.com.tr*, TUSAŞ Engine Industries, Inc., 26003, Eskişehir, Turkey

ABSTRACT

The surface quality obtained after DMLS is one of the limitations for dimensional accuracy and the use of the process without any surface treatment. This is mainly due to the layered process nature like other AM technologies resulting in a stair effect. Besides, the process variables such a build direction and layer thickness may significantly alter the surface quality. This talk aims to contribute to the current state-of-the-art by the experimental study of a unique design to form a database for influencing factors on the surface quality. A benchmark part was designed to reflect different radii of curvature both in convex and concave forms. A further design feature of circumferential arrangement is added to the benchmark part to investigate the variations along different axes. The resulting geometry is produced and the surface quality was evaluated. The benchmark geometry can be conveniently used for surface texture and form characterization to compare different machines, materials or even process parameters.

Keywords: DMLS, additive manufacturing, surface quality, stair effect

1. INTRODUCTION

According to ASTM F2792.429494-1 standard, additive manufacturing (AM) is the process of joining materials to make objects from 3D model data usually layer upon layer, as opposed to subtractive manufacturing methodologies, such as traditional machining [ASTM F2792 – 12a, 2015]. Similarly, VDI 3404 standard defines AM as a manufacturing process in which the workpiece is built up in successive units or layers [VDI 3404, 2014]. On the other hand, laser beam melting (LBM), also referred to as direct metal laser sintering/melting (DMLS/DMLM), Laser Cusing® or Selective Laser Melting® (SLM) by different machine vendors or users, is a powder-based fusion process whereby a 3D part is produced, layer by layer, utilizing a high-energy focused laser beam to selectively melt powdered material and fuse the powder particles during solidification as defined in VDI 3404 [Yasa et al., 2014].

DMLS has many advantages like other additive manufacturing techniques over conventional subtractive or formative methods such as geometrical complexity at no cost, internal features, shorter lead time from design to manufacturing, production of small or single batches, reduction of tool requirements and high buy-to-fly ratios [Hague, 2006]. Despite the appealing opportunities offered by DMLS, there are still some challenges to be overcome for a wider acceptance of the process in sectors with high requirements.

The surface quality obtained after DMLS is one of the inherent limitations of the layer-based process [Yasa et al., 2016]. Although DMLS provides twice as good surface quality as its additive competitors such as electron beam melting (EBM) and direct metal deposition (DMD), it still lags behind conventional processes in terms of surface quality [Herderick, 2011]. One of the main reasons of a low surface quality is actually the layered nature of the DMLS process like other additive manufacturing technologies resulting in a stair-stepping effect [Hague et al., 2003]. Furthermore, the processing variables such as build direction, layer thickness, process parameters and the use of support structures may significantly alter the obtained surface quality. One of the studies reported that, the difference between resulting surface roughness values can be more than twice if diverse build direction is chosen even for the same process and material [Yasa et al., 2014]. One other study shows that, support structures detaching from the part can lead to irregularities on the surface quality as well [Poyraz et al., 2015].

Improving surface quality in DMLS is possible by utilizing two commonly used methods. In the first one, different layer thicknesses, build directions, process parameters, or scan

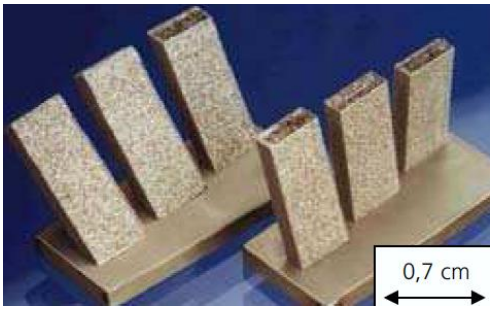
strategies can be evaluated by performing experiments [Król et al., 2014 and Taufik et al., 2013and in the second one, secondary or post processes may be employed [Gibson et al., 2010 and Fischer et al., 2014]. Nevertheless, both actions will increase the cost due to machine time, labor and material consumption.

Within the current state-of-the-art two different approaches have found a widespread application area. These include the use of surface quality prediction models [Herderick, 2011, İbrahim et al., 2013 and Strano et al., 2013] and the determination of process limits with systematical experiments, benchmark parts or test artifacts [Hague et al, 2004 and Thomas et al., 2008]. The use of benchmark parts and test artifacts is often preferred, where predominantly geometrical based modeling activities are insufficient due to variability coming from process parameters or machines. In this regard, researchers mostly apply test artifact designs for their experiments to include inclined surfaces with constant sections and various angles. These design features have been applied either in single part body or in multiple bodies (see Figure 1).

Previously employed test artifacts with constant sections have been useful in terms of providing a general idea on the surface quality and they were also practical for facilitating easy reach and measurement capability with contact measurement methods. On the other side, test artifacts with constant sections were not sufficient to reflect the effect of angular changes along build direction in one single body and/or surface. For this reason it was not possible to form a surface quality knowledge base for free-form surface geometries. Moreover, a new test artifact design was needed in order to see several effects caused by part layout and direction, such as the effect of inert gas blown to the chamber and the re-coater movement.



a)



b)

Figure 1. Recreation of single body test artifact used by Strano [Strano et al., 2013] a), multiple body test artifact used by Over [Over, 2003]

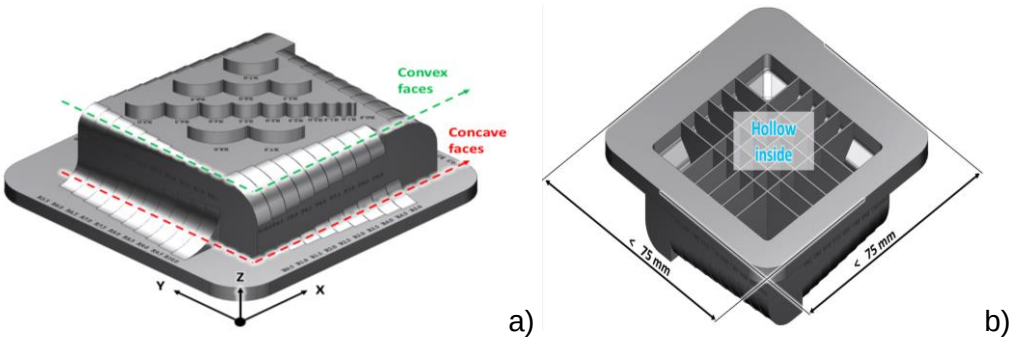
This paper presents the design, manufacturing and evaluation of a new DMLS test artifact for surface texture and form characterization. It contributes to literature with this new artifact design and also the methods used in evaluation. In this regard, the paper starts with the design activity and explains the goals for the new design. Later on, general manufacturing information was provided based on the selected material. Finally the evaluation was conducted with contact measurement methods. Shortcomings of this method were also determined and introductory information and preliminary experiments with non-contact measurement methods were supplied as a part of pre-investment study. Apart from the surface roughness, other values such as waviness were also provided since the stair stepping effect triggers surface irregularities in the form of waviness, and the waviness has proven influences on aero engine performance. Furthermore, designed geometry presents availability for profile measurements using radius values. Evaluation was followed by conclusion to include results, final remarks and further study steps of the presented research.

2. DESIGN

New design criteria and several design goals were identified for the presented study after reviewing previous designs for surface quality test artifacts.

First of all, constant sections were eliminated by utilization of multiple surface patches with different radius values. In this regard, the radius values selected to start at 0.5 mm and reaching to 10 mm by 0.5 mm increments between each surface patch. These values were utilized both in X and Y directions, in order to establish a benchmark for diverse machine directions and also to see possible differences caused by inert gas blown to the chamber and the re-coater movement. This arrangement is done circumferentially around prismatic boss geometry to save area for the bottom of the artifact. Further design was also made using the

surface patches both in concave and convex form (see Figure 2a). The height of the test artifact was kept low by complementary arrangement of concave and convex radius values in the same alignment. The top face of the test artifact was also designed with pockets having radius cross-sections to start at 0.5 mm and reaching to 8 mm by 0.5 mm increments between each. The reason for employing this feature was to measure profile of radii rather than surface. After completing all arrangements, radius values were marked in neighboring positions to facilitate easy tracking during measurement. The final modification for the design was to make the hollow for less powder consumption. With the utilized criteria, a test artifact design to employ less than 75 mm along one side were prepared (see Figure 2b).



a) b)

Figure 2. Test artifact from top a), from bottom b)

3. MANUFACTURING

All experiments have been carried out on an EOS M290 DMLS system employing a Fiber YAG laser with a wavelength of 1064 nm. For the part material, EOS Nickel Alloy IN625 was selected having wide application area in aero engine industry for different components. Table 1 shows the chemical composition for the employed material.

The volumetric energy density, which is the laser power divided by the multiplication of scan speed, hatch distance and layer distance is, optimized for maximum density and set to 67 J/mm^3. The powder layer thickness is kept constant at 40 µm for the whole process cycle. After DMLS cycle, test artifact was separated from the base plate by wire electro discharge machining process. Figure 3 shows the artifact after separation.

Table 1. Composition of IN625 powder material [EOS Material Datasheet for Nickel Alloy IN625]

Element	Composition	Element	Composition
Ni	Balance	Al	≤ 0.4%
Cr	20-23 %	Co	≤ 0.1%
Mo	8-10 %	C	≤ 0.1%
Nb	3.1-4.1 %	Ta	≤ 0.05%
Fe	≤ 5%	Si, Mn	≤ 0.5%
Ti	≤ 0.4%	P, S	≤ 0.01%

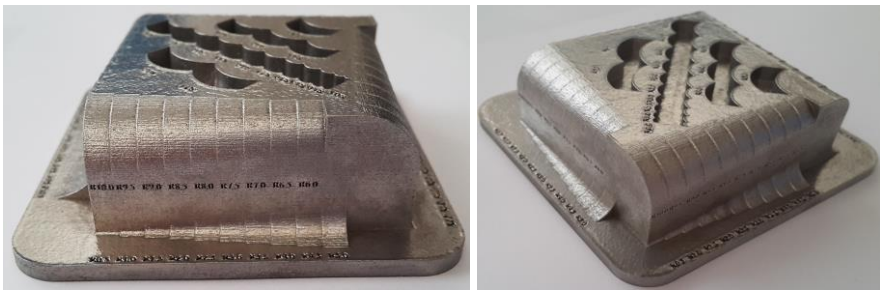


Figure 3. Manufactured artifact from different viewpoints

4. EVALUATION

In the first place, Mitutoyo SJ-400 device per ISO 4287:1997 was employed for surface measurements. As for the set-up conditions of measurement, Gauss filter was applied for roughness and waviness. Since there were extremely small radius values, proper smallest sampling length and evaluation length were selected. Table 2 shows the set-up conditions for contact type surface quality measurement.

Although the measurement conditions for contact type measurement device were selected the smallest possible, the surface with the radius value less than 4 mm could not be measured due to reach and set-up issues. Table 3 shows selected values of surface quality measurements on radii. In addition to surface quality measurements on radius faces, flat faces were also measured on the part top and side walls. Longer sampling length and profile filters (λs, λc and λf) were used for surface quality measurements of flat faces. The goal for the flat face measurement was to establish a reference value and the average surface roughness measured on the flat faces was 4.14 μm.

Table 2. Set-up conditions for surface quality measurement on radii

	Primary Profile (P)	Waviness (W)	Roughness (R)
Sampling length	0.25 mm	0.25 mm	0.25 mm
Evaluation length	1.25 mm	1.25 mm	1.25 mm
λs	2.5 µm	-	0.25 µm
λc	-	0.08 mm	0.25 mm
λf	-	0.25 mm	-
Filtering	NONE	GAUSS	GAUSS

Table 3. Average results of surface quality measurements

	Convex				Concave									
Radius (mm)	5.5	5.0	4.5	4.0	5.5	6.0	6.5	7.0	7.5	8.0	8.5	9.0	9.5	10.0
Ra (µm)	3.73	3.23	3.81	2.89	3.09	3.63	3.52	2.74	3.57	2.57	3.14	3.07	3.17	3.10
Wa (µm)	3.27	2.72	3.22	2.42	2.60	2.90	3.04	2.11	3.11	2.10	2.49	2.24	2.42	2.48
Pa (µm)	4.50	3.75	4.20	3.90	6.23	5.76	5.62	4.08	5.81	3.63	3.83	3.38	4.12	3.69

Further measurements for radius values were carried out with Mitutoyo CV-3200H4 tracer, in order to investigate and benchmark profile deviations between convex and concave surfaces. The measurements were carried out on the faces at 0° and 90° in order to see the effect for diverse machine directions (see Figure 4 and Figure 5).

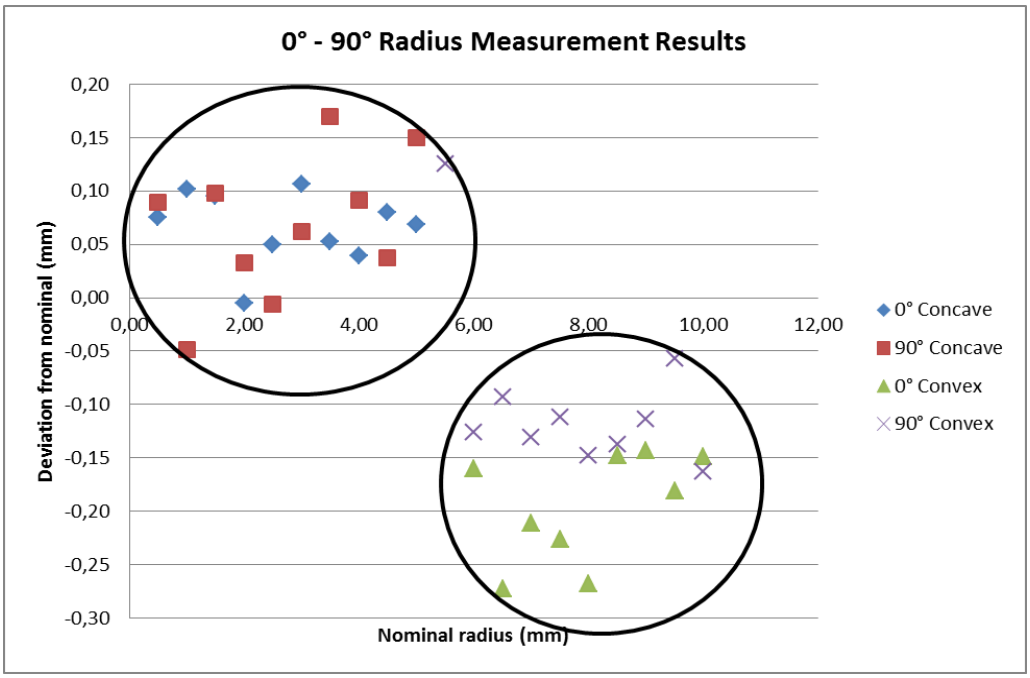
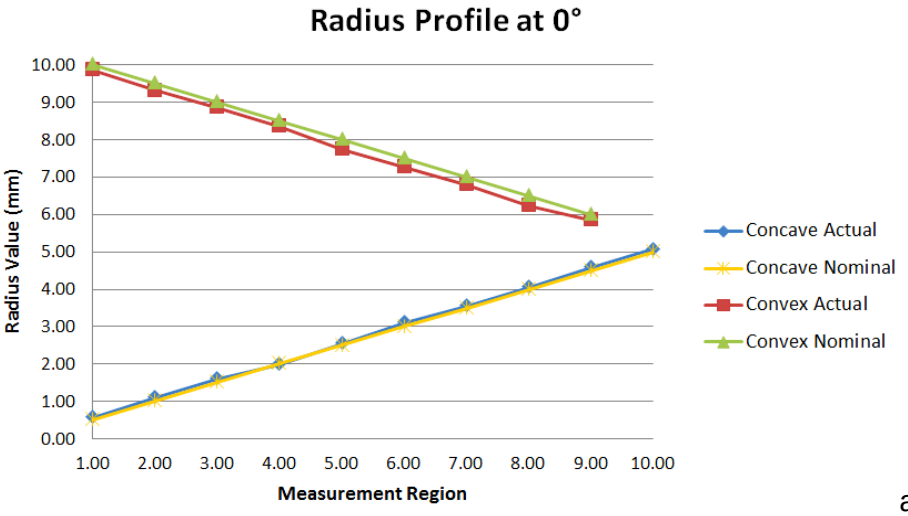
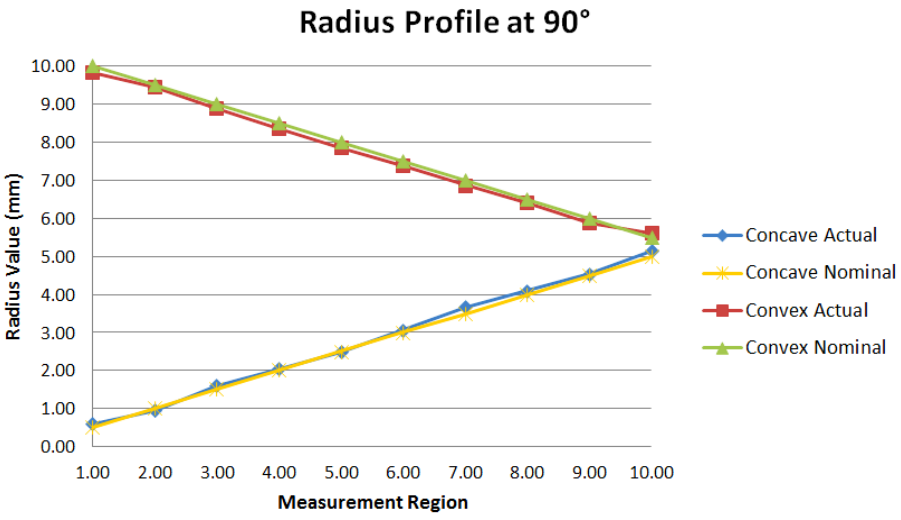


Figure 4. Deviation from nominal value for convex and concave radiuses at the faces at 0° and 90°



a)



b)

Figure 5. Results of radius measurements at 0° a), at 90° b)

5. RESULTS AND DISCUSSIONS

The manufactured part gave clear visual access to changing stair stepping effect on different radius faces. On the other hand, surface quality measurement with contact type device showed no trend of changing roughness, waviness or primary profile. This unexpected result can be explained with reaching problems of contact method and the use of contact probe just in the middle of radius faces with a short evaluation length of 1.25 mm.

For this reason, the authors of the presented study started to investigate non-contact surface measurement methods in order to evaluate surface quality of DMLS processed parts to reflect all aspects of surfaces in different geometrical features. The investigation was carried out as a pre-investment research and the considered technologies are chromatic confocal technique, white-light interferometry and focus variation. The brand names used in the benchmark study was not presented here due to commercial sensitive information and the details of the benchmark will take place within a further study. Still, an image of the test artifact measured by one of the non-contact methods was provided on Figure 6 to give a glimpse of the results. From Figure 6, it is obvious that the surface quality of different radius and also different regions in one radius has drastic changes.

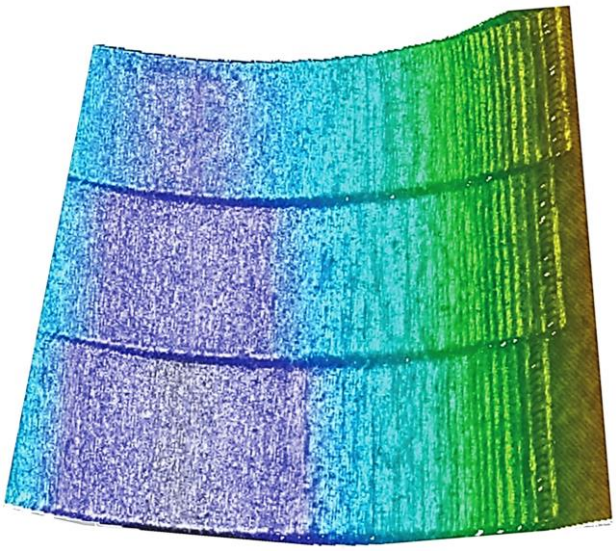


Figure 6. Surface measurement results with non-contact method

As for the radius profile results, a clear trend was observed between the actual measurement results and nominal CAD (Computer Aided Design) values. The trend is clearer on the faces with convex radius starting from 1 mm to 10 mm. All points measured at 0° and most of the points measured at 90° have smaller actual radius values than the nominal ones. The average deviation value is 0.21 mm in the minus direction. Considering this fact for high precision required parts, the form faces can be designed larger by offsetting them with the tested value of the artifact. Even more, with the level of precision requirements, faces can be designed much larger to compensate the difference and also to include an envelope for secondary processes such as machining, polishing or vibratory finishing.

6. CONCLUSIONS

Design, manufacturing and evaluation of a new DMLS test artifact for surface texture and form characterization was presented in this paper.

Design criteria and several design goals were identified after reviewing previous designs for surface quality and form test artifacts for additive manufacturing. In accordance with the design goals, different concave and convex radius faces were included for various directions.

The proposed test artifact showed good performance in terms of manufacturing aspects. The manufacturing time and material consumption was low, and no problem was observed during manufacturing such as distortion or separation.

Although the manufactured part gave clear visual access to changing stair stepping effect on different radius faces, surface quality measurement with contact type device showed no trend of changing roughness, waviness or primary profile. This unexpected result can be explained with reaching problems of contact method and the use of contact probe just in the middle of radius faces with a short evaluation length.

As a result of the presented study, future works were also identified. In this regard, investigations of surface characteristics with non-contact measurement methods are planned. Besides, authors are going to keep working on surface characterization by examining microstructure and micro hardness.

REFERENCES

1. ASTM F2792 – 12a, (2015), “Standard Terminology for Additive Manufacturing Technologies”, DOI: 10.1520/F2792-12A.
2. VDI 3404, (2014), “Additive Manufacturing: Basics, Definitions, Processes”.
3. **Yasa, E., Demir, F., Akbulut, G., Cızıoğlu, N., & Pilatin, S., (2014),** “Benchmarking Of Different Powder-Bed Metal Fusion Processes For Machine Selection in Additive Manufacturing”, In: Proceedings of Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, Texas, pp 390-403.
4. **Hague, R., (2006),** “Unlocking the design potential of rapid manufacturing”, Rapid manufacturing: an industrial revolution for the digital age, John Wiley & Sons, Ltd.
5. **Yasa, E., Poyraz, Ö., Uğur Solakoğlu, E., Akbulut, G., & Ören, S., (2016),** “A Study on the Stair Stepping Effect in Direct Metal Laser Sintering of a Nickel-based Superalloy”, Procedia CIRP, Vol.45, pp 175-178.
6. **Herderick, E., (2011),** “Additive manufacturing of metals: A review”, Materials Science & Technology, pp 1413-1425.

7. **Hague, R., Campbell, I., & Dickens, P., (2003),** “Implications on design of rapid manufacturing”, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, Vol.217, No. 1, pp 25-30.

8. **Poyraz, Ö., Yasa, E., Akbulut, G., Orhangül, A., & Pilatin, S., (2015),** “Investigation of Support Structures for Direct Metal Laser Sintering (DMLS) of In625 Parts”, In Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium.

9. **Król, M., Kujawa, M., Dobrzański, L. A., & Tański, T., (2014),** “Influence of technological parameters on additive manufacturing steel parts in Selective Laser Sintering”, Archives of Materials Science and Engineering, Vol. 67, No. 2, pp 84-92.

10. **Taufik, M., & Jain, P. K., (2013),** “Role of build orientation in layered manufacturing: a review”, International Journal of Manufacturing Technology and Management, Vol. 27, No. 1-3, pp 47-73.

11. **Gibson, I., Rosen, D. W., & Stucker, B., (2010),** “Post-Processing in Additive Manufacturing Technologies”, Springer, New York, US, pp 415-435.

12. **Fischer, M., & Schöppner, V., (2014),** “Finishing of ABS-M30 parts manufactured with fused deposition modeling with focus on dimensional accuracy”, In: Proceedings of 25th Solid Freeform Fabrication Symposium, pp 923-934.

13. **Ibrahim, D., Ding, S., & Sun, S., (2014),** “Roughness Prediction for FDM Produced Surfaces”, In International Conference Recent treads in Engineering and Technology, pp. 70-75.

14. **Strano, G., Hao, L., Everson, R. M., & Evans, K. E., (2013),** “Surface roughness analysis, modelling and prediction in selective laser melting”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 213, No. 4, pp 589-597.

15. **Hague, R., Mansour, S., & Saleh, N. (2004),** “Material and design considerations for rapid manufacturing”, International Journal of Production Research, Vol. 42, No. 22, pp 4691-4708.

16. **Thomas, D., & Bibb, R., (2008),** “Identifying the geometric constraints and process specific challenges of selective laser melting”, In Proceedings of Time Compression Technologies Rapid Manufacturing Conference, Coventry, United Kingdom.

17. **Over, C., (2003), “**Generative Fertigung von Bauteilen aus Werkzeugstahl X38CrMoV5-1 und Titan TiAl6V4 mitSelective Laser Melting”, PhD Thesis, RWTH Aachen.

18. EOS material datasheet for Nickel Alloy IN625.

TI6AL4V SURFACE MODIFICATION BY HYDROXYAPATITE POWDER MIXED ELECTRIC DISCHARGE MACHINING FOR MEDICAL APPLICATION

Tahsin T. ÖPÖZ, *t.t.opoz@ljmu.ac.uk*, General Engineering Research Institute, Liverpool John Moores University, L3 3AF, Liverpool, UK

Hamidullah YAŞAR, *hyasar6@gmail.com*, Bulent Ecevit University, 67100, Zonguldak, Turkey

Mark F. Murphy, *m.f.murphy@ljmu.ac.uk*, School of Pharmacy and Biomolecular Sciences, Liverpool John Moores University, L3 3AF, Liverpool, UK

Nihal EKMEKCİ, *nekmekci@beun.edu.tr,* Bulent Ecevit University, 67100, Zonguldak, Turkey

Bülent EKMEKCİ, *bekmekci@hotmail.com,* Bulent Ecevit University, 67100, Zonguldak, Turkey

ABSTRACT

Titanium surface modification by the Hydroxyapatite (HA) mixed Electric Discharge Machining (EDM) is an alternative and promising technique to enhance the biocompatibility and to promote the biological performance in bone, which is dependent on surface properties, such as surface roughness, chemistry, and wettability. HA powder is used for the first time with electrical discharge machining to improve osteoblastic cell activity on the developed surfaces for TI6AL4V. Different HA concentrations in deionized water were tested as an experimental variable during EDM. Abrasive polishing and electrical discharge machined control surfaces without powder addition also analyzed to compare the results. The surface characteristics of analyzed samples were evaluated by Scanning Electron Microscopy (SEM), Energy Dispersive Spectroscopy (EDS), X-Ray Diffractometry (XRD), white light interferometry, and contact angle measurements. The wettability tests suggest that the hydroxyapatite powder mixed EDM'ed surfaces shows highly hydrophilic characteristics compared the other surfaces, abrasive polished and EDM'ed without powder addition in the dielectric. The results from the MTT assay revealed that those surfaces modified using HA powder addition in distilled water dielectric liquid promoted the most significant cell attachment/growth. The results indicate that HA powder mixed EDM offers a promising method for the surface modification of biomaterials such as titanium alloys.

Keywords: Ti6Al4V, surface modification, Hydroxyapatite, Powder Mixed Electrical Discharge Machining, Osteoblast, Cell Attachment and Growth

1. INTRODUCTION

Recently, the importance of biomaterials has been increasing in parallel with the developments of medicine and engineering. These materials used for the repair of injuries, inflammations, tumors, gangrene, implants and could be metals, ceramics, polymers, and composites. The most commonly used metals for such applications are Ti and Ti alloys, as well as stainless steel. Metals for biomedical applications are usually coated to prevent corrosion and metallic ion release that have possible toxic effects to biological being. Working on various coating methods, facilitate surface coating or obtain functional surfaces to inhibit such side effects of metals have become the focus of researchers. Nowadays Electric Discharge Machining (EDM) is considered as a challenging alternative for obtaining functional surfaces for medical applications. Especially the properties of the surface and subsurface layers obtained in the EDM method are worth investigating in this regard.

In general, the topmost layer on the EDM'ed surface is the resolidified structure generated due to the thermal actions of the sequentially applied sparks. The heat affected structures in solid state lay underneath the resolidified layer that is followed by the unaffected base material. The creation of nanostructural resolidified layer is vital for the development of biocompatibility. Formation of γ phase and κ carbide in recast layer observed when Fe-Al-Mn work material EDM'ed in kerosene dielectric liquid. So, the formation of the nanostructure oxide layer in EDM could improve the work material biocompatibility [Chen et al., 2008]. Besides, nano (δ +γ) hydrides are also essential for the formation of nanostructural oxide layers. α→ (α+δ) → (δ +γ) → γ conversion occurs in resolidified layer throughout the EDM. Moreover, short duration pulses provide nanoporous TiO_2 on EDM'ed titanium surface [Peng et al., 2010]. Yang et al., [2013] and Lee et al., [2013] have observed nanoscale pores in anatase TiO_2 surface when EDM of Ti-6Al-4V work material when using water as dielectric liquid. Also, better biocompatible surfaces were obtained when using high pulse current and duration during EDM [Lee et al., 2016]. Fabrication of biocompatible microdevices is also possible by micro EDM with the desired surface roughness values recommended for biological applications [Murali and Yeo, 2004]. Corrosion resistance is also a key factor for dental implant applications. Comparision of EDM'ed and conventionally finished (grounded and polished) surfaces revealed a reduction in corrosion resistance of Co-Cr and grade II cpTi alloys [Ntasi et al., 2010].

Obtaining functional surfaces with the aid of powder additives in dielectric liquid also compelled researchers interest. In this way, TiC and nickel enriched resolidified layers formed on the surface with the proper selection of powder additives [Uno et al., 2001]. 150 µm thick TiC layer with a hardness of 1600 HV on carbon steel is possible when using Ti powder additives in EDM [Furutani et al., 2001]. Using reduced discharge energy improve the hardness of the resolidified layer up to 2000 HV [Furutani et al., 2009]. A titanium layer formed onto tungsten carbide work material when using Ti powder mixed EDM. The hardness of the layer reached up to 1750 HV with fewer occasions of cracking on the surface [Janmanee and Muttamara, 2012]. Similarly, tungsten powder mixed EDM produced a tungsten-rich and hard resolidified layer on steel [Kumar and Batra, 2012]. SiC powder mixed EDM'ed Ti-6Al-4V surfaces also indicate material migration from the suspended dielectric liquid. [Yasar and Ekmekci, 2013]. Al powder provides the least surfaces roughness, the best surface topography, and material removal rate, followed by SiC, Gr, Cr and Fe in sequence in powder mixed EDM [Jabbaripour et al., 2013]. The obtained recast layer can be considered as a kind of coating with excellent mechanical properties when tool steel is machined molybdenum powder mixed EDM [Amorim et al., 2017]. Similarly, a continuous strengthened TiC and $TiSi_2$ is formed on Ti-6Al-4V when using SiC abrasive-mixed EDM with magnetic stirring [Li et al., 2017].

The literature survey above reveals the possibility of powder mixed EDM as an alternative technique for obtaining functional implant surfaces. Surface treatment of Ti–6Al–4V alloy by EDM for orthopedics applications provided better substrates for the adhesion, growth, and viability of MG-63 cells than the alloy plasma-sprayed with TiO_2 [Harcuba et al., 2012]. High current, pulse duration, and powder concentration in Powder Mixed EDM increase the recast layer thickness and provide a Ti modified hydrophilic surface without surface cracks [Chen et al., 2014]. Bioceramic oxides and carbide phases (TiC, SiC, and NbC) on the Powder Mixed EDM'ed β-Ti surface provide excellent adhesion to the substrate with improved hardness. Besides this, an acceptable corrosion resistance is obtained for dental implants [Prakash et al., 2015]. The fatigue endurance limit of 280 MPa is possible which is very suitable for orthopedic applications [Prakash et al., 2016a]. Similarly, according to the multi-objective optimization results, parameter sequence consisting of 13A peak current, 5 µs pulse duration, 8% duty factor and 8 g/l powder concentration is the most suitable choice to enhance the biocompatibility of β-Ti alloy [Prakash et al., 2016b]. Surface crack density on the machined surface decrease considerably on EDM'ed Ti–35Nb–7Ta–5Zrβ-titanium alloy when using 4 g/l Si powder concentration in the dielectric liquid. The pore size of 200–500 nm in the interconnected surface is obtainable in the parameter sequence consisting of 15A pulse current, longer pulse interval and 8 g / l Si powder concentration [Prakash et al,. 2017a].

Therefore, powder mixed EDM provides higher bone/implant interface strengths, nanoporous surface, suitable adhesion and growth of osteoblast-like cell (MG-63) [Prakash et al., 2017b].

Hydroxyapatite (HA) is one of the hardest molecules, and its crystal structure is similar to that of the human skeletal system so that it can be used instead of bone. Similar to the structure of the bone, the ratio of calcium to phosphorus (Ca / P) is around 1.67. The studies on the use of HA for medical applications in powder mixed EDM were first carried out in 2013 [Ekmekci and Ekmekci, 2013]. In their study, they performed HA precipitation on Ti alloy when using HA additives in the dielectric liquid. They showed that, the most suitable parameters are high pulse current and low pulse on duration. In their continuing work, they have indicated that secondary sparks have made deposition more effectively [Ekmekci and Ekmekci, 2016]. Recent work on this subject has showed an improved corrosion resistance for β-phase Ti implant by HA mixed EDM. Higher corrosion resistance and improved hardness, as well as 18–20 μm, recast layer containing biocompatible phases with excellent adhesion to the base surface could be achieved [Prakash and Uddin, 2017]. Similarly, orthopedic-implant materials based on titanium and titanium–tantalum alloys are EDM'ed using HA powder additives [Shih-Fu Ou et al., 2017]. In another study, a biocompatible and nanoporous hard layer is formed on metallic glass surface when using HA as powder additive in hydrocarbon-based dielectric liquid [Aliyu et al., 2017].

The main attractive point of the process is the ability to provide extreme heat and pressure cycles in microscale that could not be achieved by other known techniques. Therefore, the idea of adding the powder in a dielectric liquid and modifying the machined surfaces for specific needs promising an innovative and practical alternative technique. Nowadays, among the specific needs, the possibility of generation of biocompatible surfaces with the use of the process became an attractive alternative to the known surface modification techniques such as plasma spray, shot peening, abrasive blasting, aqueous spray, and pulsed laser deposition. The studies are in the initial state, and preceding studies are needed to understand the bioactivity of HA powder mixed EDM. Therefore, the surface characteristics, and biocompatibility of Ti6Al4V surfaces modified HA powder mixed EDM are analyzed in the study.

2. EXPERIMENTAL SETUP AND PROCEDURE

Test Samples Preparation: Ti-6Al-4V ELI (Grade 5 ELI) materials were used in this study. The samples with 8 mm length were cut from 10 mm diameter titanium rod. Samples were machined by using AJANEDM CNC983 brand die sink type EDM (Figure 1). Pure titanium was used as the tool electrode during EDM. Deionised water was used as a dielectric fluid.

Hydroxyapatite (HA) powder was added to dielectric fluid with different concentration (0, 5, 10, and 15 g/L). Other EDM process parameters kept constant for all experiments. The machining condition was selected from the previous experimentation as 12 µs pulse on duration and 22 A pulse current [Ekmekci and Ekmekci, 2016]. As a control, two Ti samples were wet-abraded with # 600 to #1200 SiC abrasive paper followed by polishing with 1µm polishing cloth. One of the control surface was polished by keeping the orientation of the sample constant during polishing (direct polish) as shown in Figure 2-(a), the other one was polished with random orientation (random polish) as shown in Figure 2-(b). After machining, the samples were cleaned in acetone for 5 min., ethanol for 5 min., and pure water for 15 min. using ultrasonic cleaner and the samples were dried in the air after each cleaning processes.

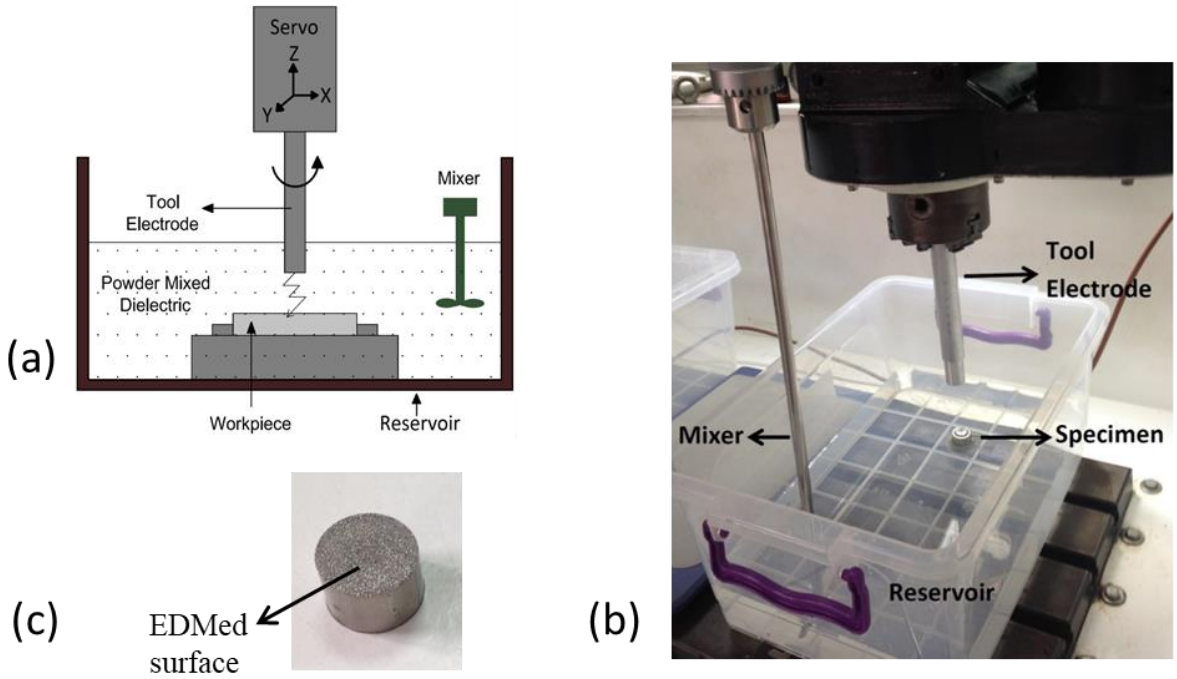
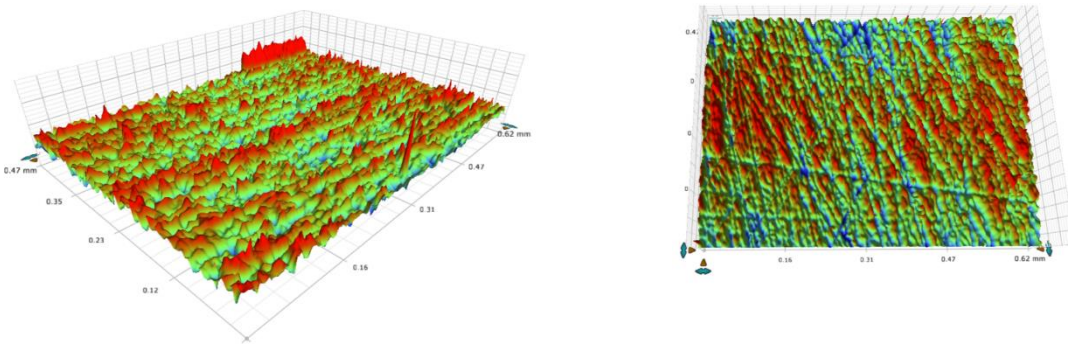


Figure 1. Experimental setup (a) schematic drawing, (b) reservoir view and (c) an EDMed sample.



(a) (b)

Figure 2. Control surfaces (a) directly polished (Sa=61.5 nm) and (b) randomly polished (Sa=34.8 nm). Sa is an areal surface roughness parameter measured using Bruker white light interferometer.

Surface Analysis: The surface morphologies and surface elemental composition of the EDMed samples were examined by using scanning electron microscopy (SEM, FEI Inspect S.) coupled with energy-dispersive x-ray spectroscopy (EDS). Phase composition of the EDMed surfaces were examined by using X-ray diffractometer (XRD, Rigaku MiniFlex) with settings (Cu, 30kV, 15mA). The samples were scanned at incident angle over a 2θ range of 30º to 90º. Bruker Contour GT-K 3D optical microscope (white light interferometer) with Vision 64 software was used for surface topography and surface roughness analysis.

Sessile-Drop Contact Angle Measurement: The water contact angle of the samples was measured using a KSV CAM101 contact angle goniometer. Contact angle measurement conducted for 30 s time duration (20 f/s) for a single drop. Each drops volume during contact angle measurement was 1.5 µL. Mean value of the contact angle was obtained at 10 s when the water droplet got mostly stable form.

Cell Culture: The cells described in this work are human bone Fibroblast cells, MG-63 (ECACC 86051601), which were purchased from Public Health of England. All cell culture work was carried out under aseptic conditions in a grade II laminar flow cabinet (EBSCO). Cells were maintained at 37 ºC in a humidified 5 % CO2/95 % air atmosphere in Dulbecco's modified Eagle's medium (DMEM) (Sigma Aldrich, D6429) supplemented with 10 % foetal bovine serum (Sigma-Aldrich, 0804) and 1 % penicillin-streptomycin.

Cell Attachment and Growth: In order to determine if the cells (MG-63) preferred a particular machined surface they were seeded onto the surfaces at a density of 10,000 cells per well and left to incubate for 24hrs (37°C, 5% CO2/95% humidity). After 24hrs, an MTT assay was carried out to determine relative cell growth on all surfaces through absorbance.

3. RESULTS

Analysis of Surface Topography and Roughness: Figure 3 shows the SEM and 3D white light interferometer images of EDM'ed and PMEDM'ed surfaces of the Ti6Al4V work material. As observed, HA PMEDM'ed surfaces characterized by distinct features and morphologies compared to the EDMed surface in deionized water without powder addition. The EDM'ed surfaces (Fig. 3(a) and Fig. 4(a)) display formation of smooth molten materials with very shallow craters, which resulted in lower average surface roughness (Sa) on the corresponding surface (Fig. 5). With the HA powder addition to the dielectric liquid, complex porous microstructures composed of overlapped micro pits and decomposed HA powders embedded into the molten surfaces, which could provide reliable anchorage for the particles and elements attached to the PMEDM'ed surfaces. More and deeper micro-craters were formed when HA concentration increased from 5 to 15 g/L, which led to high surface roughness, Sa (mean areal surface roughness) and Sz (maximum height from valley to peak) as shown in Fig.5 and Fig. 6, respectively, compared to polished and EDM'ed surfaces. The EDM'ed surfaces consisted of some microcracks (Fig. 4(a)) when treated with only deionized water. However, negligible or crack-free surfaces with porous structure were formed with HA PMEDM process (Fig.4(b-d)). Bruker 3D micrographs (Fig. (3)) also display micro roughness differentiation between different machining conditions. High concentration of HA led to increased micro roughness in micro-craters.

Analysis of Surface Composition by EDS/XRD: Element and phase composition of EDM'ed and PMEDM'ed surfaces were investigated using EDS and XRD analysis. Fig. 7 shows an SEM image of the PMEDM'ed surface with 10 g/L HA concentration. Associated EDS plot confirmed the presence of Ti, V, Al, and Ca elements. The Ca elements are existing due to the chemical decomposition of the HA powder under a high thermal source of energy during sparking. Fig. 8 shows the XRD patterns of the polished, EDM'ed and PMEDM'ed surfaces of Ti6Al4V samples. The phases are shown on the same graph to make a proper comparison. Polished Ti6Al4V sample contains more α-Ti phases where the β-Ti peak is observed before the maximum α-Ti at 40º. Samples which are machined in water dielectric and HA mixed dielectric contain TiO phase where O diffused from water dielectric liquid during machining that improves surface biocompatibility and bone cells osseointegration characteristics. It is known that, these bioceramics oxide layers have high corrosion resistance characteristics and commonly used as coating materials for biological application [Prakash et al., 20015]. HA penetrating the surface during PMEDM are observed approximately at 36º [Chen at. al., 2014]. So, the presence of HA-rich layer is confirmed that is crucial for medical applications.

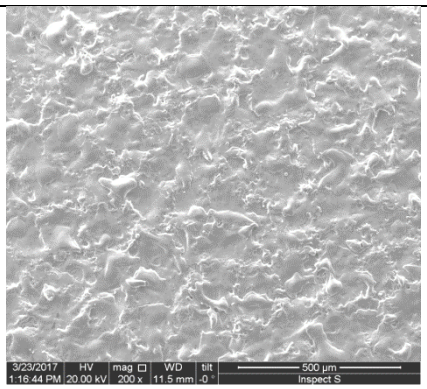
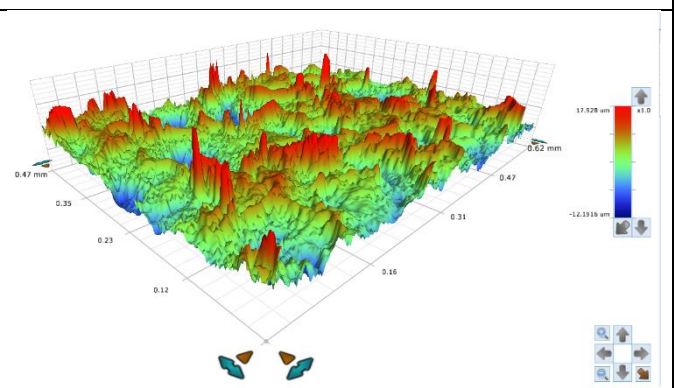
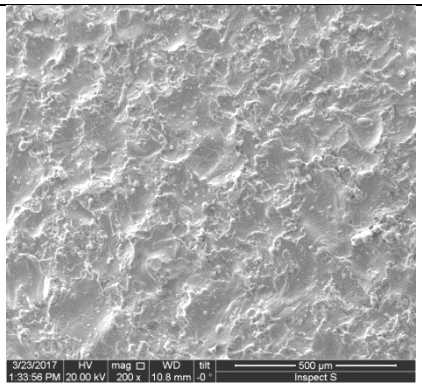
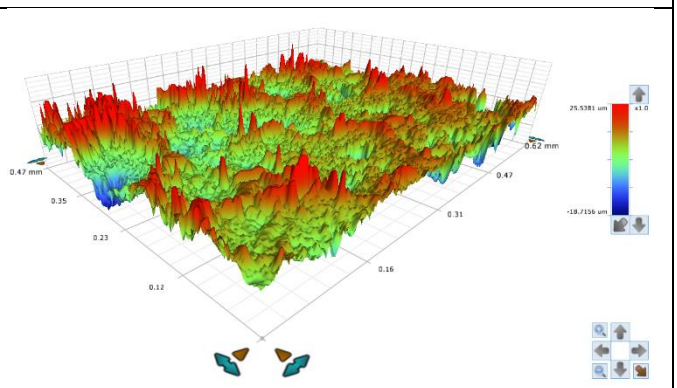
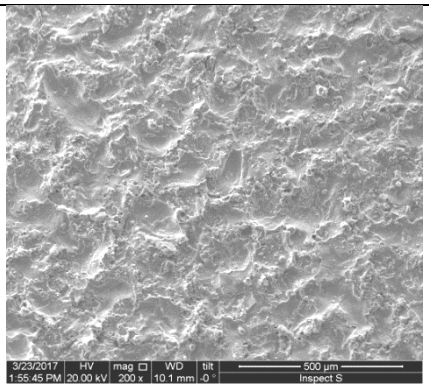
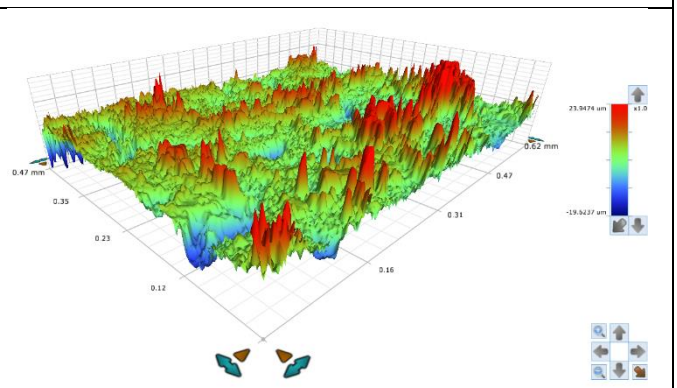
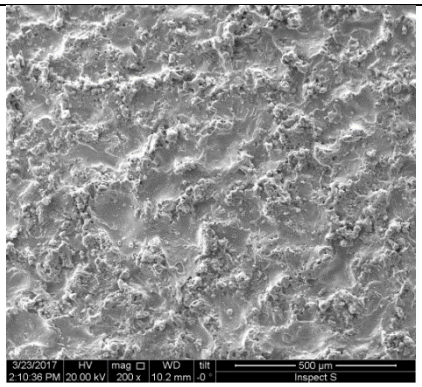
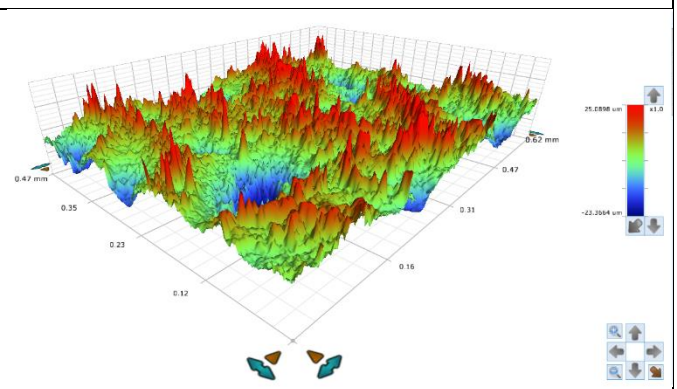
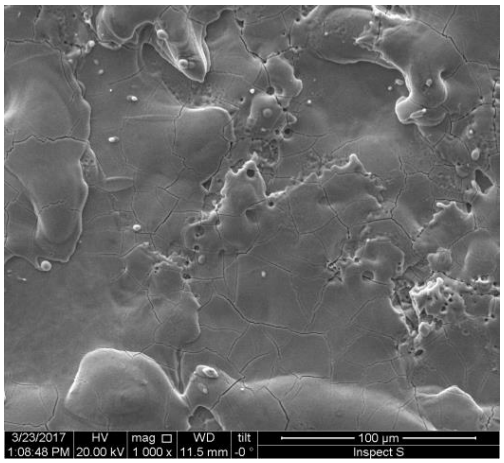
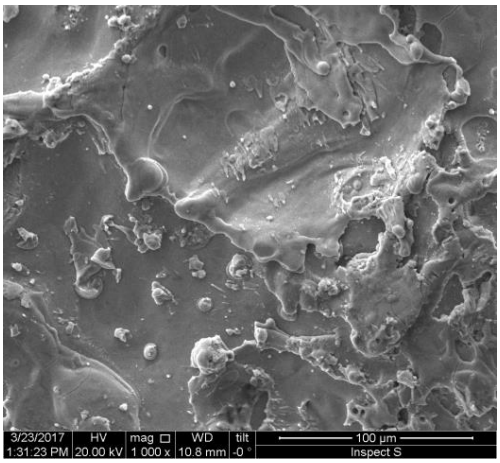
	SEM micrograph	3D Bruker interferometer micrograph
(a) EDMed with water		
(b) EDMed with 5 g/l HA		
(c) EDMed with 10 g/l HA		
(d) EDMed with 15 g/l HA		

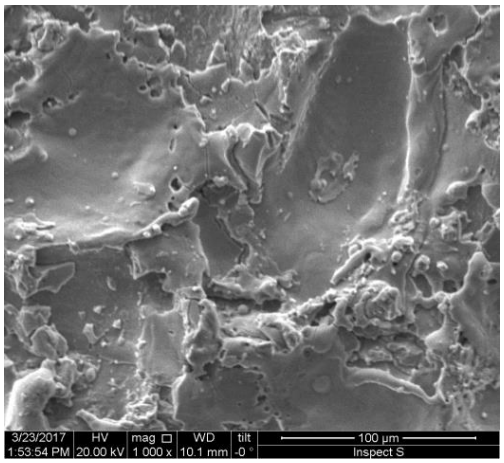
Figure 3. SEM and Bruker interferometer micrographs



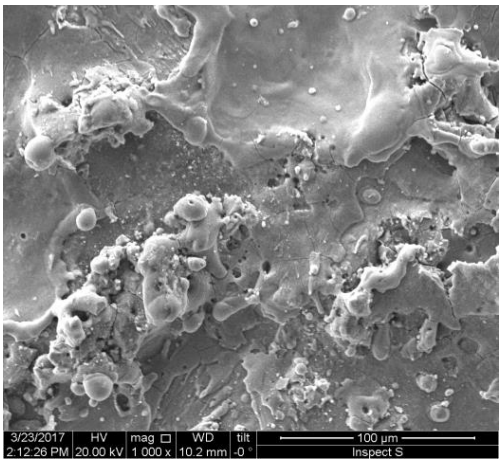
(a) EDMed with water



(b) EDMed with 5 g/l HA



(c) EDMed with 10 g/l HA



(d) EDMed with 15 g/l HA

Figure 4. SEM micrograph with 1000x magnification.

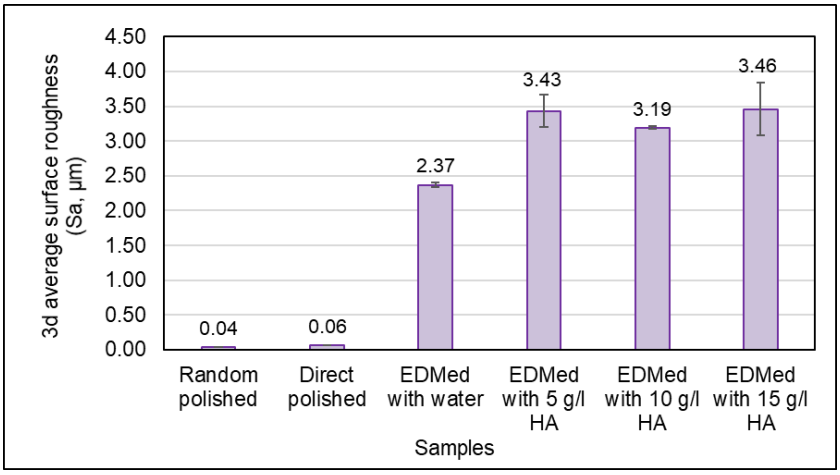


Figure 5. Average surface roughness (Sa) against samples treated by polishing and EDM and PMEDM.

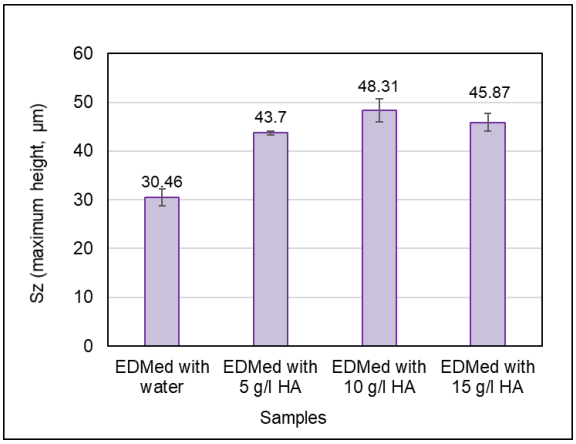
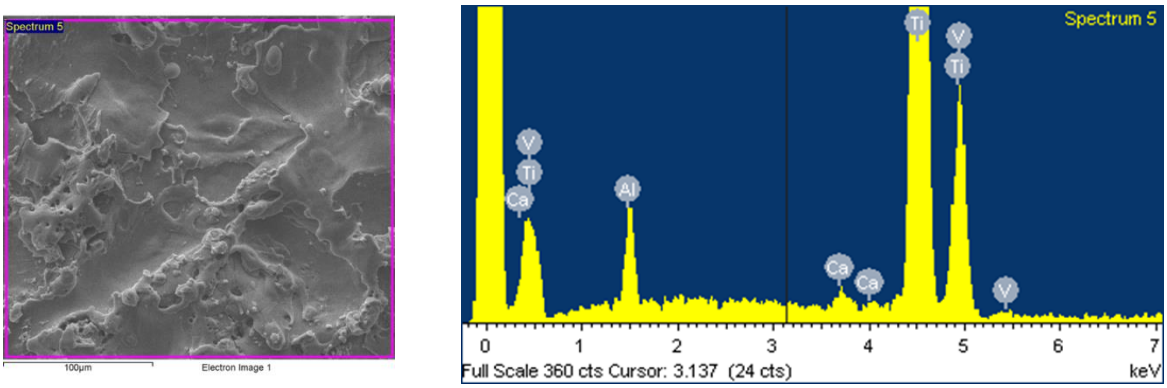


Figure 6. S_z measurement on EDM'ed and PMEDM'ed surfaces



(a) (b)

Figure 7. (a) SEM micrograph, (b) EDS analysis for samples EDM'ed with 10 g/l HA

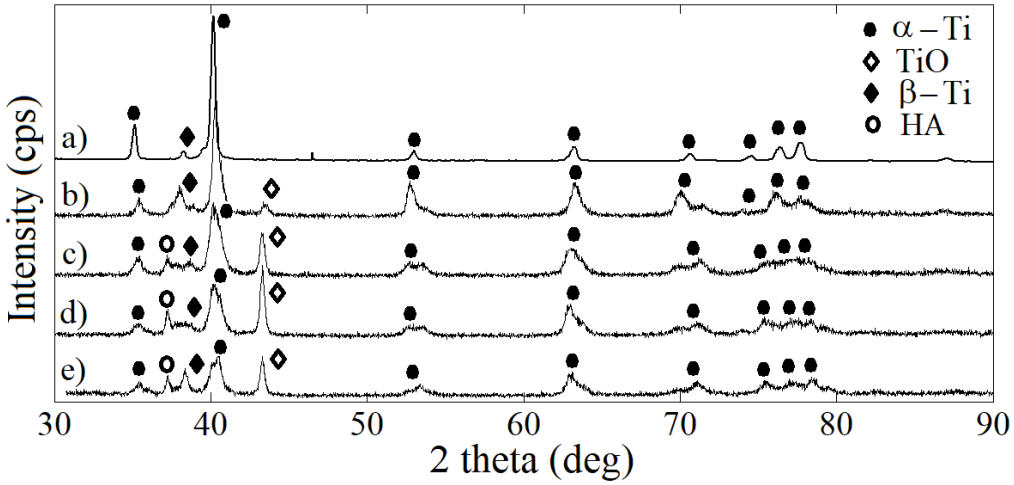
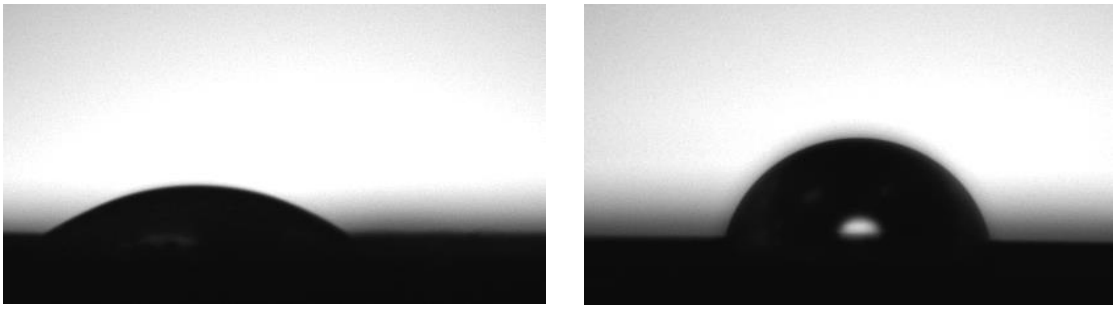


Figure 8. XRD analysis of the sample surfaces. **a)** Polished Ti6Al4V sample. **b)** EDM'ed sample in water dielectric. **c)** PMEDMed sample in 5 g/l HA mixed dielectric **d)** PMEDMed sample in 10 g/l HA mixed dielectric **e)** PMEDMed sample in 5 g/l HA mixed dielectric

Surface Wettability: The PMEDM was found to promote surface hydrophilicity due to high surface energy. Surface wettability was measured by contact angle measurement. Fig. 9 shows water drops on (a) the PMEDM'ed with 5 g/L HA and (b) polished surface, in which the contact angles measured from the drop shapes. The PMEDM'ed surfaces resulted in lower contact angles compared to EDM'ed and polished surfaces as shown in Fig. 10. However, optimal HA concentration must be sought to give the most beneficial surfaces with super hydrophilicity characteristic, which requires further research on it. Thus, the lower the contact angle, the higher surface hydrophilicity. Surface hydrophilicity increases the adsorption of cell adhesion, which in turn contribute to promote enhanced cell response, such as osteoblastic cell attachment and proliferation compared with hydrophobic Ti surfaces [Otsuka et al., 2012].



(a) EDMed with 5 g/l HA (Contact angle=33.7°) (b) Random polished (Contact angle=77.3°)

Figure 9. Contact angle measurement for wettability test.

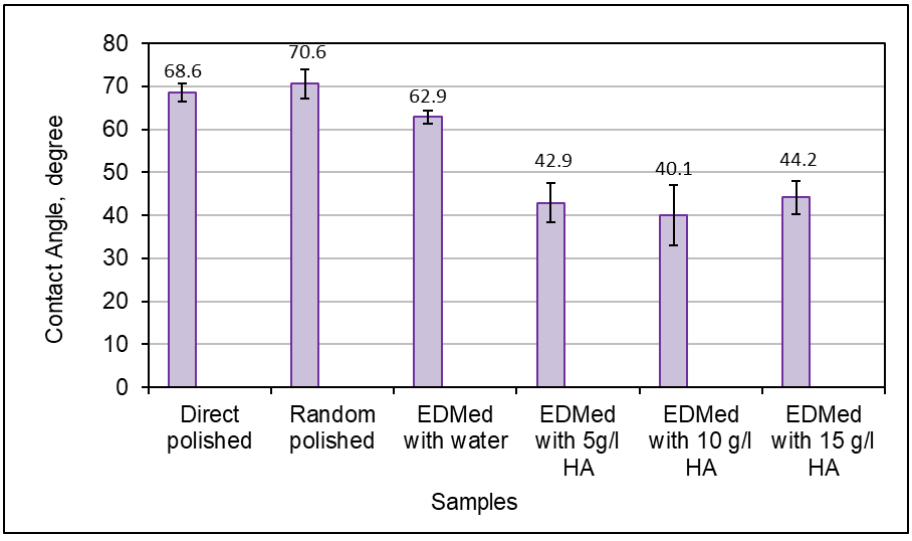


Figure 10. Contact angle measurement for different surfaces.

Cell Attachment and Growth: In order to determine how the EDM'ed and HA PMEDM'ed surfaces affected cell adhesion and growth, a MTT assay was performed 24hrs after the cells were seeded on to the surfaces. Fig. 11 shows adhesion/growth of the cells to PMEDM'ed with 10 and 15 g/L HA concentration give the best cell absorbance compared to that of the EDM'ed and polished surfaces. Higher the value of absorbance reflects that the given surfaces promoted cells attachment and growth. However, the polished surfaces give better cells absorbance compared to the EDM'ed and PMEDM'ed with 5 g/L HA surfaces. These findings suggest that the HA PMEDM will be promising alternative technique to modify the Ti alloys to promote the cells bioactivity and surface biocompatibility. Higher absorbance values with higher HA concentration could be attributed to surface porosity, rough micro structure, Ca elements and oxide phases (TiO) constituents created during the PMEDM.

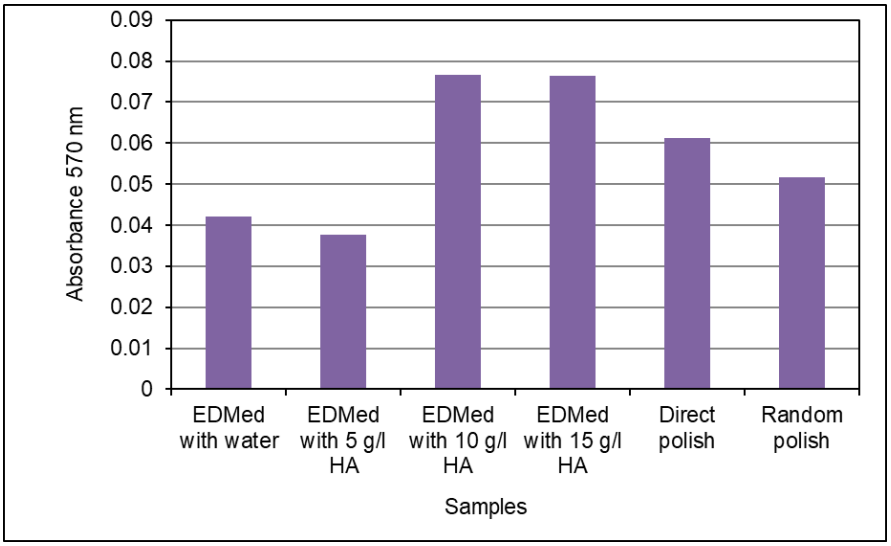


Figure 11. Surfaces were seeded with cells and left for 24hrs. An MTT assay was carried out to determine relative attachment/growth across all surfaces

4. DISCUSSION AND CONCLUSION

The Ti6Al4V work material, often employed as an implant material in dental and orthopedic applications, was treated by the HA mixed EDM to investigate its surface formation characteristics and *in vitro* osteoblast-like MG-63 cells response to the generated surfaces. The HA mixed EDM'ed surfaces exhibit higher surface roughness compared to the control surfaces treated by abrasive polishing and EDM with deionized water. HA concentration in the dielectric fluid is one of the influential factors to obtain surfaces which can promote cellular activity and biocompatibility. Surface wettability, indicated by the water contact angle measurement, is also affected by addition of HA powder. Highly hydrophilic surfaces with

contact angles around 40º were created by the HA mixed EDM compared to the polished surface with contact angle around 70º and EDM'ed surface with contact angle around 62º. The hydrophilic surfaces promotes cellular activity, which was observed in this work as well. The MTT assays demonstrate that better cell attachment and growth are observed on the surfaces treated by the HA (10g/L and 15 g/L concentration) mixed EDM compared to all other surfaces. It is crucial to mention that the alteration on the surfaces with powder mixed EDM is partially due to alteration of discharge mechanism, which resulted in several secondary discharges leading to particle migration and deposition. This discharge alteration phenomenon was detailed in authors' previous paper [Ekmekci and Ekmekci, 2016]. It can be concluded that the HA mixed EDM with high HA concentration provides very efficient and rich surfaces for enhanced biocompatibility and improved cellular response. Factors affecting these improvements could be attributed to the formation of HA-enriched layer composed of HA crystals and other elements (Ca), oxide phases (such as TiO and TiO_2), higher micro surface roughness, and hydrophilic surface characteristics. Further work could be needed to find optimal conditions including HA concentration to obtain better biocompatible surfaces, and further, *in vitro*, biological tests could be performed to investigate the cell adhesion, proliferation and differentiation on the HA mixed EDM'ed surfaces.

REFERENCES

1. Aliyu, A. A., Abdul-rani, A. M., Ginta, T. L., Prakash, C., Axinte, E., and Fua-nizan, R., (2017), "Investigation of nanoporosities fabricated on metallic glass surface by hydroxyapatite mixed EDM for orthopedic application", Malaysian Journal of Fundamental and Applied Science Special Issue on Medical Device and Technology, pp 523–528.

2. Amorim, F. L., Dalcin, V. A., Soares, P., and Mendes, L. A., (2017), "Surface modification of tool steel by electrical discharge machining with molybdenum powder mixed in dielectric fluid", International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 91, No. 1–4, pp 341–350.

3. Chen, S. L., Lin, M. H., Chen, C. C., and Ou, K. L., (2008), "Effect of electro-discharging on formation of biocompatible layer on implant surface", Journal of Alloys and Compounds, Vol. 456, No. 1–2, pp 413–418.

4. Chen, S. L., Lin, M. H., Huang, G. X., and Wang, C. C., (2014), "Research of the recast layer on implant surface modified by micro-current electrical discharge machining using deionized water mixed with titanium powder as dielectric solvent", Applied Surface Science, Vol. 311, pp 47–53.

5. Ekmekci, N., Ekmekci, B., (2013), "Hydroxyapatite Deposition onto Ti-6Al-4V Surface in Powder Mixed Electrical Discharge Machining", 2nd International Conference on Material Science and Engineering Technology, London, The United Kingdom.

6. Ekmekci, N. and Ekmekci, B., (2016), "Electrical discharge machining of Ti6Al4V in hydroxyapatite powder mixed dielectric liquid", Materials and Manufacturing Processes, Vol. 31, No.13, pp 1663-1670.

7. Furutani, K., Saneto, A., Takezawa, H., Mohri, N., and Miyake, H., (2001), "Accretion of titanium carbide by electrical discharge machining with powder suspended in working fluid", Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, Vol. 25, pp 138–144.

8. Furutani, K., Sato, H., and Suzuki, M., (2009), "Influence of electrical conditions on performance of electrical discharge machining with powder suspended in working oil for titanium carbide deposition process", International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 40, No. 11–12, pp 1093–1101.

9. Jabbaripour, B., Sadeghi, M. H., Shabgard, M. R., and Faraji, H., (2013), "Investigating surface roughness, material removal rate and corrosion resistance in PMEDM of γ-TiAl intermetallic", Journal of Manufacturing Processes, Vol. 15, No. 1, pp 56–68.

10. Janmanee, P., and Muttamara, A., (2012), "Surface modification of tungsten carbide by electrical discharge coating (EDC) using a titanium powder suspension", Applied Surface Science, Vol. 258, No. 19, pp 7255–7265.

11. Harcuba, P., Bačáková, L., Stráský, J., Bačáková, M., Novotná, K., and Janeček, M., (2012), "Surface treatment by electric discharge machining of Ti-6Al-4V alloy for potential application in orthopaedics.", Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials, Vol. 7, pp 96–105.

12. Kumar, S., and Batra, U., (2012), "Surface modification of die steel materials by EDM method using tungsten powder-mixed dielectric", Journal of Manufacturing Processes, Vol. 14, No. 1, pp 35–40.

13. Lee, W. F., Yang, T. Sen, Wu, Y. C., and Peng, P. W., (2013), "Nanoporous biocompatible layer on Ti-6Al-4V alloys enhanced osteoblast-like cell response", Journal of Experimental and Clinical Medicine, Vol. 5, No. 3, pp 92–96.

14. Lee, B. E. J., Ho, S., Mestres, G., Karlsson Ott, M., Koshy, P., and Grandfield, K., (2016), "Dual-topography electrical discharge machining of titanium to improve biocompatibility", Surface and Coatings Technology, Vol. 296, pp 149–156.

15. Li, L., Zhao, L., Li, Z. Y., Feng, L., and Bai, X., (2017), "Surface characteristics of Ti-6Al-4V by SiC abrasive-mixed EDM with magnetic stirring", Materials and Manufacturing Processes, Vol. 32, No. 1, pp 83–86.

16. Murali, M., and Yeo, S. H., (2004), "Rapid biocompatible micro device fabrication by micro electro-discharge machining", Biomedical Microdevices, Vol. 6, No. 1, pp 41–45.

17. Ntasi, A., Mueller, W. D., Eliades, G., and Zinelis, S., (2010), "The effect of Electro Discharge Machining (EDM) on the corrosion resistance of dental alloys", Dental Materials, Vol. 26, No. 12, pp e237–e245.

18. Otsuka, F., Kataoka, Y. and Miyazaki, T., (2012), "Enhanced osteoblast response to electrical discharge machining surface", Dental Materials Journal, Vol. 31, No. 2, pp. 309-315.

19. Ou, S. F., and Wang, C. Y., (2017), "Effects of bioceramic particles in dielectric of powder-mixed electrical discharge machining on machining and surface characteristics of titanium alloys", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 245, pp 70–79.

20. Peng, P.-W., Ou, K.-L., Lin, H.-C., Pan, Y.-N., and Wang, C.-H., (2010), "Effect of electrical-discharging on formation of nanoporous biocompatible layer on titanium", Journal of Alloys and Compounds, Vol. 492, No. 1–2, pp 625–630.

21. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2015), "Processing and Characterization of Novel Biomimetic Nanoporous Bioceramic Surface on b -Ti Implant by Powder Mixed Electric Discharge Machining", Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 24, No. 9, pp 3622–3633.

22. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2016a), "Powder Mixed Electric Discharge Machining: An Innovative Surface Modification Technique to Enhance Fatigue Performance and Bioactivity of β -Ti Implant for Orthopedics Application", Journal of Computing and Information Science in Engineering, Vol. 16, No. 4, pp 41006.

23. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2016b), "Multi-objective optimization of powder mixed electric discharge machining parameters for fabrication of biocompatible layer on β-Ti alloy using NSGA-II coupled with Taguchi based response surface methodology", Journal of Mechanical Science and Technology, Vol. 30, No. 9, pp 4195–4204.

24. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2017a), "Experimental investigations in powder mixed electric discharge machining of Ti–35Nb–7Ta–5Zrβ-titanium alloy", Materials and Manufacturing Processes, Vol. 32, No. 3, pp 274–285.

25. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2017b), "On the Influence of Nanoporous Layer Fabricated by PMEDM on β-Ti Implant: Biological and Computational

Evaluation of Bone-Implant Interface", Materials Today: Proceedings, Vol. 4, No. 2, pp 2298–2307.

26. Prakash, C., and Uddin, M. S., (2017), "Surface modification of β-phase Ti implant by hydroaxyapatite mixed electric discharge machining to enhance the corrosion resistance and in-vitro bioactivity", Surface and Coatings Technology, Vol. 326, Part A, pp 134–145.

27. Uno, Y., Okada, A., and Cetin, S., (2001), "Surface Modification of EDMed Surface with Powder Mixed Fluid", 2nd Interatinal Conference on Desing and Production of Dies and Molds.

28. Yang, T. Sen, Huang, M. S., Wang, M. S., Lin, M. H., Tsai, M. Y., and Wang Wang, P. Y., (2013), "Effect of electrical discharging on formation of nanoporous biocompatible layer on Ti-6Al-4V alloys", Implant Dentistry, Vol. 22, No. 4, pp 374–379.

29. Yaşar, H., and Ekmekci, B., (2013), "Ti-6Al-4V Surfaces in SiC Powder Mixed Electrical Discharge Machining", Advanced Materials Research, Vol. 856, pp 226–230.

POWDER MIXED ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING AND BIOCOMPATIBILITY: A STATE OF THE ART REVIEW

Sudi KALAMAN, *s.kalaman@beun.edu.tr* Bulent Ecevit University, 67100, Zonguldak, Turkey

Hamidullah YAŞAR, *hyasar6@gmail.com* Bulent Ecevit University, 67100, Zonguldak, Turkey

Nihal EKMEKCİ, *nekmekci@beun.edu.tr* Bulent Ecevit University, 67100, Zonguldak, Turkey

Tahsin T. OPOZ, *t.t.opoz@ljmu.ac.uk*, General Engineering Research Institute, Liverpool John Moores University, L3 3AF, Liverpool, UK

Bülent EKMEKCİ, *bekmekci@hotmail.com* Bulent Ecevit University, 67100, Zonguldak, Turkey

ABSTRACT

Electrical Discharge Machining (EDM) is a well-known process for machining of difficult to cut materials. Along with adding the powder in dielectric liquid, change in properties of machining gap results in a variety of sparks forms and lead different mechanisms under specific operational conditions during machining. The discharge models significantly differ from conventional EDM and leave its characteristics surface features. Primary studies of Powder Mixed Electrical Discharge Machining (PMEDM) focused on the understanding of material removal rate, surface quality, and tool wear rate concerning the widespread of the operational conditions evolved in the process. Then, the interactions with the powder material during discharging and the resultant surface properties impel the researcher's interest to achieve functional surfaces. In this respect, PMEDM is a significant concern in recent years as an alternative and simple production technique to obtain functional surfaces for specific needs. Nowadays, among the specific needs, production of biocompatible surfaces with the use of the technique provides a challenging opportunity to the researchers to address osseointegration issues. The study presents an introduction and review of the research work in PMEDM. The studies concerning machining efficiency, surface integrity, and generation of functional surfaces are presented and discussed in the light of current research trends. Attempts made to improve biocompatible surfaces with the use of the process also included to clarify the future trends in PMEDM.

Keywords: Powder Mixed Electrical Discharge Machining, Machining Efficiency, Surface Integrity, Biocompatibility, PMEDM

1. INTRODUCTION

Electrical Discharge Machining (EDM) is a natural adaptation phenomenon recognized as lightning to production industry. Fundamentally, sparks are sudden electrostatic discharges between electrically charged regions. Thus, charged electrodes separated with a gap distance immersed in a dielectric liquid and one of the electrode forwarded across to the other with the aid of a servo system. The decreased inter-electrode gap increase in electric field intensity and finally exceeds the dielectric strength at a specific distance where the dielectric breaks and current start to flow in a formed discharge channel. In the period of discharging, the electrons and polarized ions strike to both electrode surfaces and transfer the particle kinetic energies in the form of heat and pressure that are sufficient to raise the local temperatures beyond the boiling points and under extreme pressures blocking evaporation of the superheated material. Elimination of the channel pressure at the end of the pulse period triggers a severe superheated cavity blast into the dielectric liquid that covers in the volume involved by the discharge channel. Therefore, both electrode surfaces, as well as the, exploded material cools down rapidly in the circulating dielectric liquid that renews the inter-electrode conditions for the next cycle and produces a tiny crater on both of the electrode surfaces (Figure 1).

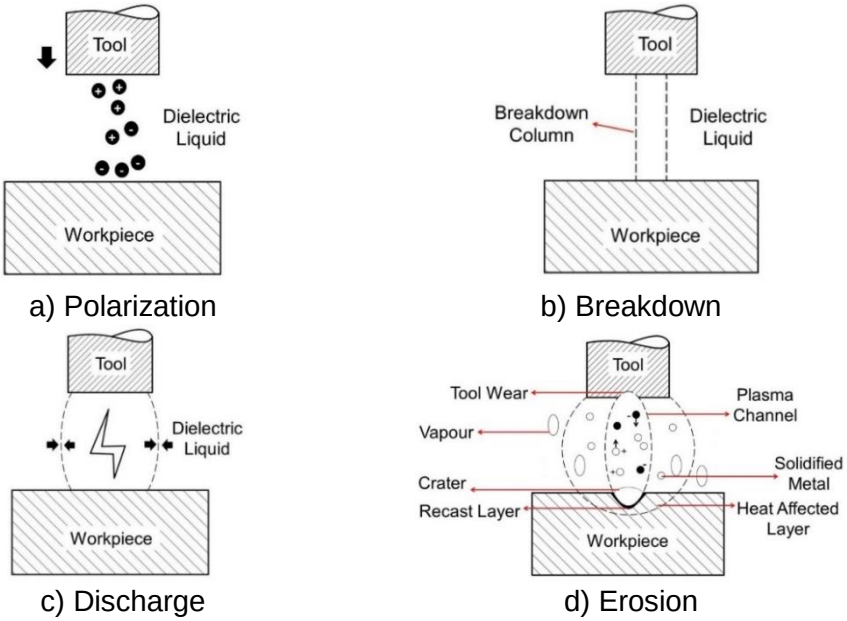


Figure 1 Schematic illustration of EDM Mechanism.

Successive application of electrical pulses (Figure 2) and forward movement of the driving electrode result in the formation of complementary shapes of the electrodes. Therefore, one of the electrodes (tool) is shaped to the form the cavity of the other electrode (work material)

in EDM applications. Easiness of adjusting the electrical parameters such as pulse current and duration in a wide range gives the opportunity of controlling the machining performance and surface topography. Moreover, the interactions among the materials evolved during discharging put a challenging opportunity to estimate the resultant surface integrity in EDM.

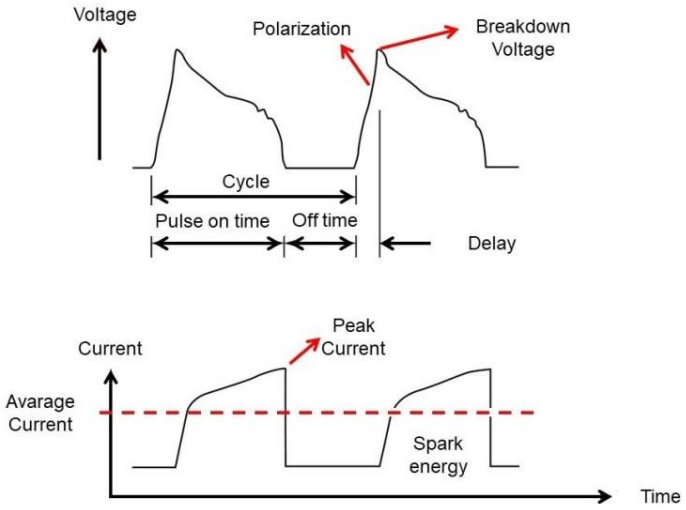


Figure 2 Pulse waveforms during EDM.

The contactless thermal nature of the material removal process enables machining of complex geometries on electrical conductive high strength, high hardness materials that are difficult to cut with known traditional machining processes. Parallel to technological developments, there is an increasing interest in EDM as a non-traditional production method, especially in the molding industry. Powders addition in the dielectric liquid is known as a new advancement and innovative technique in the direction of process capabilities and called as Powder Mixed EDM (PMEDM). Suspended powders altered the inter-electrode gap conditions and result in various surface properties and performance outputs that are different from conventional EDM. Therefore, the machining mechanism of PMEDM is distinctive and changes with the type, size, geometry, and concentrations of the added powders.

An adequate amount of powder added to the dielectric liquid leads improved machining performance and promises exceptional surface accuracy and quality [Kumar, 2015]. The altered inter-electrode gap conditions result in numerous breakdown zones and inhomogeneous forms throughout the pathways of discharges. The replacement of single-channel discharges with the modified ones in various forms points its distinctive consequences on the machined surfaces. Thus, categorization of surface structures, subsurface demolition and varieties of secondary discharge become a vital subject in PMEDM. Moreover, suspended particle migration onto the work material surface is probable when using specific machining conditions [Ekmekci et al., 2016a]. Specific operating conditions is critical in this respect and

reflects the complicated non-linear nature of the process and revealing the different types of material transfer mechanisms encountered.

The actual sequence of processes involving sparking, heating, melting, vaporization is complex and not yet fully understood at the microscopic level due to difficulty in its scientific observation. The main attractive point of the process is the ability to provide extreme heat and pressure cycles in microscale that could not be achieved by other known techniques. Therefore, the idea of adding the powder in a dielectric liquid and modifying the machined surfaces for specific needs promising an innovative and practical alternative technique. Discovering the controllable parameters of the process (Figure 3) for the desired surface properties become a crucial concern for the current studies. Nowadays, among the specific needs, the possibility of generation of biocompatible surfaces with the use of the process became an attractive alternative to the known surface modification techniques such as plasma spray, shot peening, abrasive blasting, aqueous spray, and pulsed laser deposition.

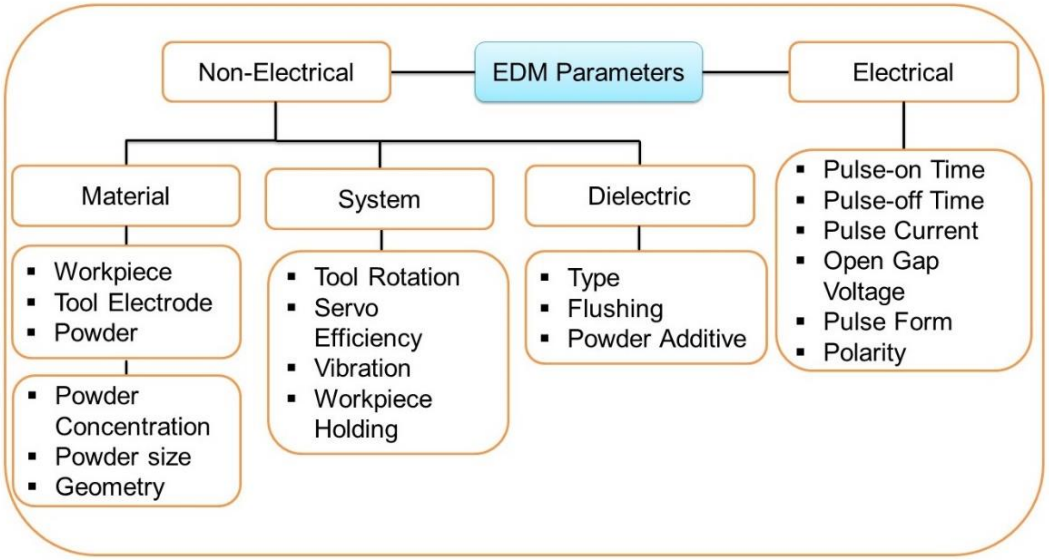


Figure 3 EDM Parameters.

The literature available on the process reveals a need to prepare a review of the research accomplishments in PMEDM. Therefore, the various research activities carried out in the past decade are examined to present a brief discussion on PMEDM and biocompatibility. The studies concerning machining performance, surface integrity, and generation of functional surfaces including studies to improve biocompatible surfaces are summarized and discussed in the light of current research trends.

2. MACHINING PERFORMANCE

The machining performance is usually related to Material Removal Rate (MRR) and Tool Wear Rate (TWR) in the literature of PMEDM. Pulse-on and pulse-off durations, pulse current,

polarity and open gap voltage are the evaluated electrical parameters during PMEDM. Researchers examined the response of the machining process performance with the use of different types of work material, powder additives, and dielectric liquids. Erden and Bilgin, 1980 presented the pioneering study in the field. They examined the influence of powder additives and improvement in MRR using carbon, iron, aluminum, and copper, powder addition in commercial kerosene. Increase in added powder to a critical density resulted in an increase in MRR. Then, short circuits observed beyond the limit that lead a decrease in MRR. Jeswani, 1981 indicated a substantial increase in the MRR by %60 when adding 4 g/l of graphite powder in kerosene dielectric liquid. The observed increase in MRR compelled the researcher's attention to uncovering the physical foundation beyond. The decrease breakdown resistance due to the addition of conductive powders provided suitable conditions during EDM and led a significant increase in MRR. Decreased breakdown resistance resulted in an increased inter-electrode gap and hence improved the dielectric circulation. The prospective studies then focused on the optimization of the EDM parameters for improved MRR, and TWR. Since particle size, density, thermal conductivity and electrical resistivity of the added powders have unique roles as well as the electrical parameters. For example, addition of 70–80 nm powders in dielectric liquid cause the slightest increase in the machining gap, but the maximum MRR and minimum TWR. Additionally, Cr powders generated the highest MRR, followed by Al, then SiC [Tzeng and Lee, 2001]. The improvement in MRR also observed when using rough EDM regimes (25 µs<pulse duration<150 µs and pulse current>15A) [Zhao et al., 2002]. Kansal et al., 2005a also reported a noticeable improvement in MRR, TWR and surface roughness with the addition of graphite powder in kerosene when using rough PMEDM conditions.

Kozak et al., 2003 presented the earliest example of using additives in water. Using water as a dielectric liquid cause decrease in MRR and increase in TWR when compared to the use of kerosene as a dielectric. However, adding powders to water dielectric liquid comprehensively decreased the TWR that eliminated the disadvantages of water concerning machining performance. Kansal et al., 2005b studied the influence of the pulse-on time, pulse current, duty cycle, and added Si powder intensity and identified the most critical parameters to maximize MRR and minimize Surface Roughness (SR). Similarly, a maximum peak current of 10A, Si powder density of 4g/l, minimum pulse off time of 15 µs and pulse on time of 100 µs gives the highest MRR in machining of AISI D2 die steel material [Kansal et al., 2007]. Finally, Kansal et al., 2008 developed a numerical model to predict material removal mechanism in PMEDM and obtained an acceptable agreement between the theoretical and the experimental MRR. The difference between Al and Si powders in the dielectric are tried to explain the diversity of discharge energy distribution using a 3D electric field model [Wang and Zhao, 2008].

Machining performance studies of non-ferrous work materials also pointed out similar results. For example, Chow et al., 2008 related the use of pure water alone with SiC powder additive for titanium alloy in EDM. They emphasized that the dispersing effect (Figure 4) of discharging energy could be the main reason for the improvement in MRR and surface roughness due to SiC powder addition in the dielectric. [Kung et al., 2009] revealed an increase in MRR with the addition of Al powder in mineral oil when machining WC. However, this trend was founded to be valid up to a maximum powder concentration that leads a decrease in MRR beyond the limit. Moreover, both MRR and TWR increase with an increase in suspended particle size. [Jahan et al., 2010] examined the influences of conductive, semi-conductive and nonconductive nanopowders on powder mixed micro EDM. Using conductive or semi-conductive powder can powerfully alter the machining outputs, e.g., higher MRR, lower TWR and better surface finish on WC work material. However, the use of nonconductive nanopowders revealed the negligible effect on discharge breakdown strength and uniformity. [Kumar et al., 2011] have shown the effects of particle concentration and size of added powders in machining efficiency on Inconel 718 superalloy when using negative polarity Cu tool electrode. They have claimed that 325 mesh size Al additive powder reduces TWR by 80%.

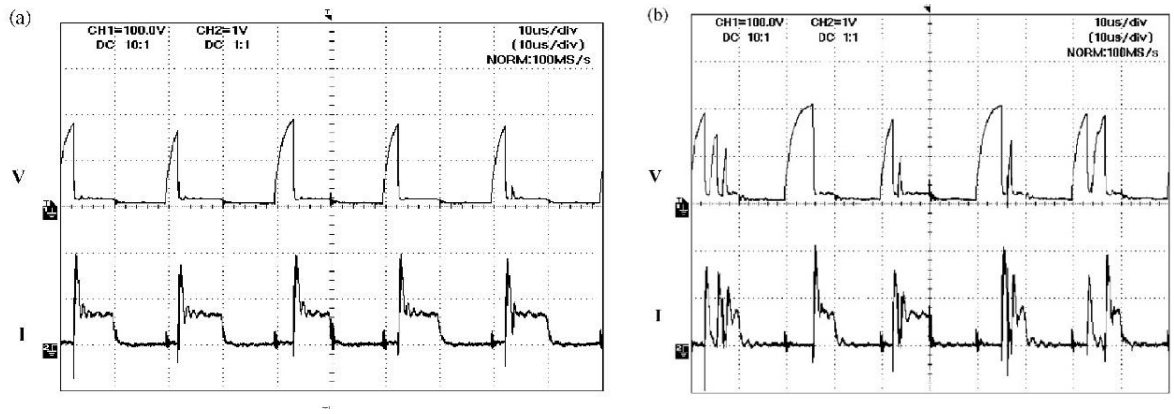


Figure 4 Typical waveform of voltage and current using (a) pure water alone and (b) pure water added SiC powder with Pulse Current: 0.5 A and Pulse on time: 10 µs in EDM, [Chow et al., 2008].

[Kumar et al., 2010] study of Si abrasive mixed EDM on EN-24 tool steel. [Bhattacharya et al., 2011] indicated that current and pulse on time were a most effective factor for MRR and TWR. They have pointed out the meet of different powder additives for the achievement of optimal machining performance, for example, Cu powder was found to be the best additive for high carbon high chromium and hot die steels. However, Tungsten powder gives better results during machining of high carbon steel.

[Syed and Palaniyandi, 2012] have pointed out the importance of polarity when using Al powder addition in water dielectric liquid. They have claimed that higher productivity is possible when using positive electrode polarity whereas higher surface quality is obtainable with the use of negative polarity. [Bhattacharya et al., 2012] revealed the independence of the tool electrode material on MRR. However, the addition of suspended powders significantly improves the MRR on machining of three different grades of steels in kerosene dielectric liquid. Effects of nanopowders in dielectric liquid also studied by some researchers. For example, [Mai et al., 2012] revealed an improvement in machining efficiency by 66% and increase in surface roughness by 70% when using carbon nanotubes in kerosene dielectric liquid. Moreover, the addition of carbon nanotubes was found to be more efficient than the addition of Si, Al, and graphite powders. Similarly, the addition of 4 g/l carbon nanotubes into the dielectric provides a mirror-like surface finish on AISI-D2 die steel. The given concentration improved the MRR by 80 % and decreased the SR by 67 % [Kumar, 2015]. [Shabgard and Khosrozadeh, 2017] investigated the effect of carbon nanotubes as additives in dielectric liquid on Ti-6Al-4V work material. Their result also indicates a remarkable improvement of machining stabilities that yields higher MRR, lower tool TWR, and SR.

Boron carbide powder addition into dielectric during EDM of Ti6Al4V provide upgraded discharge density and spark gap. As the powder concentration increases, the TWR also increases, and the optimum concentration for TWR is 1 g/l. Improved MRR and SR are possible at a higher powder concentration that is 15 g/l [Kolli and Kumar, 2014]. Powder addition to dielectric provides enlarged spark gap thereby larger overcut. The ragged surface is formed at cut edges when using elevated pulse-on duration and increased powder intensity. Besides this, the electrodes having different profile shapes with different angles can be used to produce a complex geometric profile. The profile accuracy of the machined surface is better for a tool with a higher included angle [Batish et al., 2015]. [Singh et al., 2014] and [Singh et al., 2015a] studied the graphite conductive powder mixed EDM on Super Co 605 work material and achieved better surface quality and improvement in MRR.

[Kolli and Kumar, 2015a] pointed out MRR increase by the rise in surfactant dilution from 4 to 6 g/l in EDM oil dielectric liquid. However, beyond 6 g/l dilution of surfactants start to decrease MRR. [Reddy et al., 2015] have concluded that the addition of surfactant into dielectric fluid advances the electrical conductivity of the dielectric and thus reduces the delay time of discharges. Surfactant molecules act as a steric barrier and disperse the graphite powders uniformly in the dielectric liquid, therefore, preventing the possible unstable machining conditions and resulting in an increase in MRR.

[Unses and Cogun, 2015] have also revealed an increase in MRR on Ti-6Al-4V material with the use of graphite powder addition in kerosene dielectric. [Marashi et al., 2015] observed that added Ti nanopowder to dielectric improves the MRR and surface topography in all machining conditions except the highest pulse duration of 340 µs. They achieved the highest enhancement at 210 µs pulse-on time, 6 and 12 A pulse current regarding MRR (69%) and surface roughness (35%). [Talla et al., 2016] have examined the effects of different types of powders in kerosene dielectric when using Inconel 625 work material. They obtained significant improvement in MRR, SR, and surface hardening while decreasing the cracks on the surface compared with conventional EDM. They showed that highest MRR was obtained with Al powder whereas Si powder has the potential to enhance surface integrity characteristics. Studies on Aluminum alloy 6061/10%SiC composite material by adding Tungsten powder to kerosene oil dielectric have revealed enhanced the MRR by 48.43% with decreased resolidified layer thickness by 42.85% when compared to conventional EDM [Singh et al., 2015b]. Likewise, tungsten powder in dielectric liquid reduced TWR by 51.12% [Singh et al., 2016].

The literature review on PMEDM machining performance reveals a substantial increase in MRR due to added powders in dielectric liquid up to the critical limit. The improvement is also valid for a variety of work and additive powder materials that points out the change in machining mechanism. Addition of conductive powders in dielectric liquid decrease dielectric breakdown strength and result in the enlarged interelectrode gap. Therefore, increase in MRR could be attributed to the improvement dielectric circulation conditions. However, the explanation does not confirm the performance increase when using non-conductive powders in the dielectric liquid. Thus, the dispersion of discharges into a variety of forms could be considered as a plausible description for material removal mechanism. Using conductive powders reveals relatively increased performance when compared to the use of nonconductive powders. Hence, the contribution due to interelectrode gap enlargement and improvement in dielectric circulation is not ignorable but not solely describes the performance increase. The analysis of PMEDM surface and subsurface properties become an essential point to understand the machining mechanism since dispersed discharges give its characteristics impact.

3. SURFACE INTEGRITY

The PMEDM surface describes the interactions between the machined component and its environment. Therefore, it is vital to determine the resultant surface functional performance. Surface integrity in PMEDM includes surface roughness, microhardness, surface and subsurface layers, microstructure, surface cracks. Generally, in conventional EDM, improving surface quality is an important criterion. It is a known fact that the additive of the powder

improves the surface roughness. For example, [Mohri et al., 1991] achieved mirror-like surface when adding silicon powder in oil dielectric and using finish EDM conditions. Similarly, the addition of electrically conductive powders decreased the surface roughness and microcrack formation in finishing machining conditions [Ming and He, 1995]. Moreover, they emphasized that additives to kerosene decrease the loss of alloy elements, increase the microhardness and make the resolidified layer thinner. Particular combinations of powder-mixed dielectric produce mirror-finish or glossy machined surfaces [Wong et al., 1998] and point out the alterations in machining mechanism during discharging. The discharges in the spark gap distributed because of the occurrence of the powder in dielectric liquid. Moreover, the breakdown voltage is decreased that allow sparks at a wider inter-electrode gap, improved the flushing conditions and reduced servo movements that result in stable machining conditions. [Chow et al., 2000] claimed that the bridging effect owing to added powders in kerosene that facilities the dispersion of the discharges into several increments. Thus, a single input impulse resulted in several discharging spots (Figure 5). Discrete discharging minimizes the machining debris size, increased the materials removal rates and surface roughness. Similarly, [Yan et al., 2001] have demonstrated that addition of Al and Cr powders into kerosene dielectric liquid leads increased interelectrode gap distance and divide the discharge current which resulted in better EDM performance. Moreover, added powder migrated and penetrated to the machined surface. Addition of Al powder formed a softened resolidified layer while Cr addition hardened the structure due to the migration. [Uno et al., 2001] suggested a new technique to achieve improved surface wear resistance. In their study, they examined nickel and carbon additives for Aluminum bronze, AIBC3, and SKD61 steel work materials using copper and titanium electrodes, respectively. For the first case, they have observed a nickel-enriched resolidified layer. For the second case, a hard TiC layer was formed over the surface. Similarly, [Furutani et al., 2001] observed deposit of titanium carbide under the various electrical conditions when using titanium powder as an additive in kerosene dielectric liquid. The thickness of the TiC layer reached up to 150 µm with a hardness of 1600 HV on carbon steel. The use of silicon powders suspended on dielectric enhances the polishing process performance by producing smooth and high reflective craters on the H13 steel machined surfaces [Peças and Henriques, 2003]. The lowest average surface roughness obtained was 0.09 µm. However, the surface roughness of the work material was found significantly higher due to anodic dissolutions at a low current density on all machining areas when using negative tool electrode polarity in water dielectric liquid [Kozak et al., 2003]. The results obtained revealed the nonlinear and stochastic nature of the process. Therefore, it becomes critical to point out the right combination of materials and electrical combinations of the process for the required surface properties.

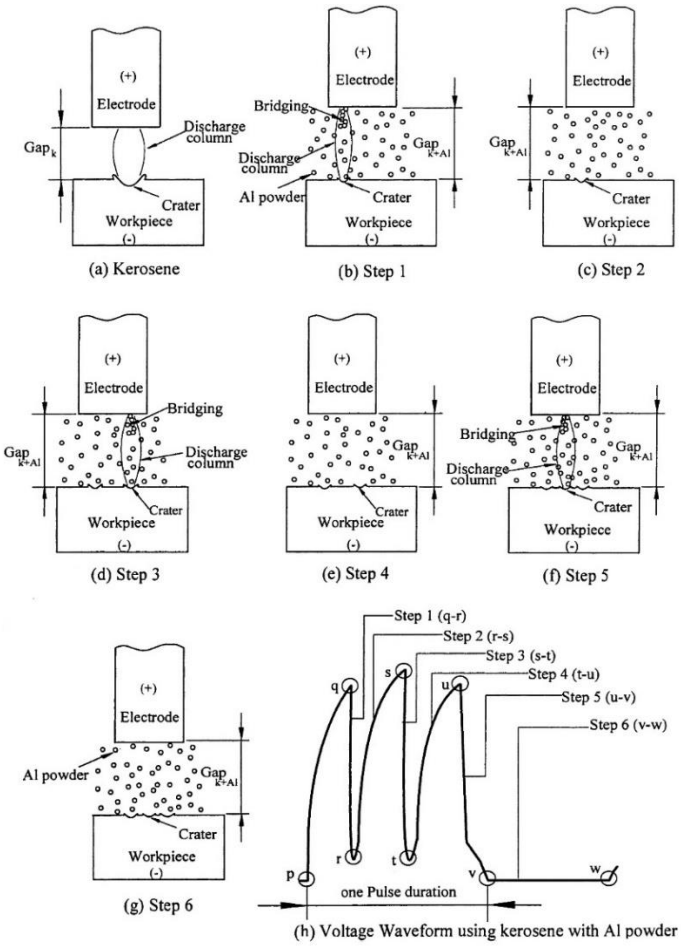


Figure 5 Effect of suspended Al powder on the sparking mechanism: (a) typical sparking model for EDM powder, (b)-(g) sequence of discharging dispersion occurring during one pulse using kerosene with Al powder, and (h) voltage waveform of one pulse using kerosene with Al powder (Chow et al., 2000).

The physical properties of the powder additives play a noteworthy role in changing the resolidified material structure and morphology [Klocke et al., 2004]. For example, the use of Al powder in dielectric liquid leads to thinnest rim zone at small discharge energies. Also, a grey zone beneath the resolidified layer is formed when using Si powder additive in the dielectric liquid. [Yih-Fong and Fu-Chen, 2005] have studied Al, Cr, Cu and SiC powder addition in oil dielectric liquid. In their study, they have observed that smaller particle sizes produce a better surface finish. However, the thickness of the resolidified layer changed inversely with the size of the added powders. So the higher the particle size lead thinner recast layer while producing a rough surface. Among the analyzed powders they have claimed that Al powder produces the best surface finish. Similarly, [Wu et al., 2005] have tried to improve the surface finish by using Al particles and surfactant addition to prevent the agglomeration of the Al powders in oil dielectric liquid. In this way, they have achieved 60% reduction in SR.

Using graphite and boric acid powders (H_3BO_3) in kerosene leads higher hardness values on the steel surfaces than machining in pure kerosene [Cogun et al., 2006]. Similarly [Hu et al., 2008] have demonstrated improvement in wear resistance of PMEDM'ed Ta-W surfaces when using Al powder in kerosene dielectric liquid. Adding silicon powder to the dielectric resulted in the decrease of generated crater sizes in respect to its diameter and depth as well as the resolidified layer thickness. Best results regarding surface morphology are in the range of 2 to 3 g/l powder concentration [Peças and Henriques, 2008a]. They have also presented a linear relationship between the surface quality measures and the tool electrode area [Peças and Henriques, 2008b]. The researchers also noted that the less susceptibility of the surface quality measures to the electrode area when using power additives.

[Furutani et al., 2009] reported that TiC could be accumulated when using smaller discharge energies and power density in Ti powder mixed dielectric oil. They achieved 2000 HV on the deposition besides hardening of the matrix surface. They also found that when discharge current exceeds the critical point for removal of carbon steel, this exceeding leads to melting and evaporating even at low discharge energy. [Kumar and Singh, 2010] studied the manganese powder and found a substantial quantity of material migration from the powder mixed dielectric to the machined die steel surface. The migration leads to an improvement of microhardness up to %73. They noted that long pulse interval (85 µs), the decreased pulse current (4A), pulse-on duration (5 µs) and negative tool polarity are suitable machining conditions for surface alloying. [Tan and Yeo, 2011] have revealed significant alterations in resolidified layer thickness because of the addition of nanosize SiC powder. The decreases in the resolidified layer thickness are between %15 and %30 depending on the use pulse on durations. [Ojha et al., 2011] have studied the addition of chromium powder into kerosene dielectric and indicated improvement in surface roughness when using small sized copper tool electrodes with low peak current.

[Janmanee and Muttamara, 2012] claimed formation of a titanium layer onto Tungsten carbide work material by adding titanium powder suspension into the dielectric. They evaluated the completeness of the surface and found less number of microcracks that filled with titanium powder and carbon decomposed from the hydrocarbon-based dielectric liquid. The covered layer hardness was found to be reached up to 1750 HV. They attributed micro crack reduction and hardness increase to the diffusion of atoms during discharging. Similarly, [Kumar and Batra, 2012] have revealed a substantial quantity of material migration from the powder added dielectric liquid under appropriate machining conditions when using tungsten powders. In this way, 3.25% tungsten enrichment on the surface could be achievable. Moreover, powder particles carburize the surface due to released products of the cracked dielectric. Carbon

migration results in a more than 100% hardness increase within the resolidified layer for steel work material. Small discharge currents below 5A, smaller pulse-on time below 10 µs, the extended pulse-off time above 50 µs when using negative tool electrode polarity suggested favorable machining conditions. [Ekmekci and Ersöz, 2012] tried to explain the role of SiC particles on the surface morphologies of Interstitial Free (IF) steels. They have pointed out the penetration of suspended particles on the machined surfaces due to the dynamic behavior of the particles during discharging. Under specific operational conditions particles located about an electrical discharge channel hurried up and achieved adequate velocity to infiltrate the molten pool previous to solidification due to the negative pressure generated at the end of discharge. Also, they have claimed that such penetration mechanism prevents the formation of penetration cracks. [Bhattacharya and Batish, 2012] indicated accumulation of materials and formation of complexes. The cooling rate plays a primary function in the development of grain size of machined work materials. For example, using low melting point powders in the dielectric liquid causing a finer structure of the grains due to decreased cooling rates. [Syed and Kuppan, 2013] have revealed low thickness of white layer around 17 µm when using a high concentration of Al powder and low peak current in water dielectric.

[Hu et al., 2013] examined the surface properties of SiCp/Al composite machined by PMEDM using Al powder in kerosene with Cu electrode. The SR decreased about 31.5%, the surface cracks are less, the corrosion and wear resistance is better, when compared to conventional EDM. Therefore, they proposed the PMEDM as a promising method for metal matrix composites. [Bhattacharya et al., 2013] studied the influence of the different type of powder, a dielectric liquid, electrode material and electrical parameters in powder mixed EDM to understand their relations during the process. They noted that adding powders into the dielectric meaningfully enhance the SR and microhardness of the machined surface. Powder concentration, current, pulse on time and electrode material, in that order, were the primary contributing factors affecting microhardness. Using tungsten powder in dielectric and brass electrode lead decreased SR whereas using W-Cu tool electrode provided greater microhardness. They also noted a considerable amount of material migration from the tool electrode and powder mixed dielectric liquid. [Yaşar and Ekmekci, 2013] examined SiC powder addition in water dielectric and emphasized that material transfer mechanism to the machined surface not be a random process. The mechanism is related to the secondary discharges and depending on operational parameters. [Jabbaripour et al., 2013] evaluated the influence of different powder types (Al, Cr, Gr, SiC and Fe) on SR and topography, MRR and corrosion resistance. Best results regarding SR and MRR was achieved with Al powders. The researchers found that the samples machined with graphite and chrome powders in dielectric liquid were about three and two times higher than the samples machined without powder

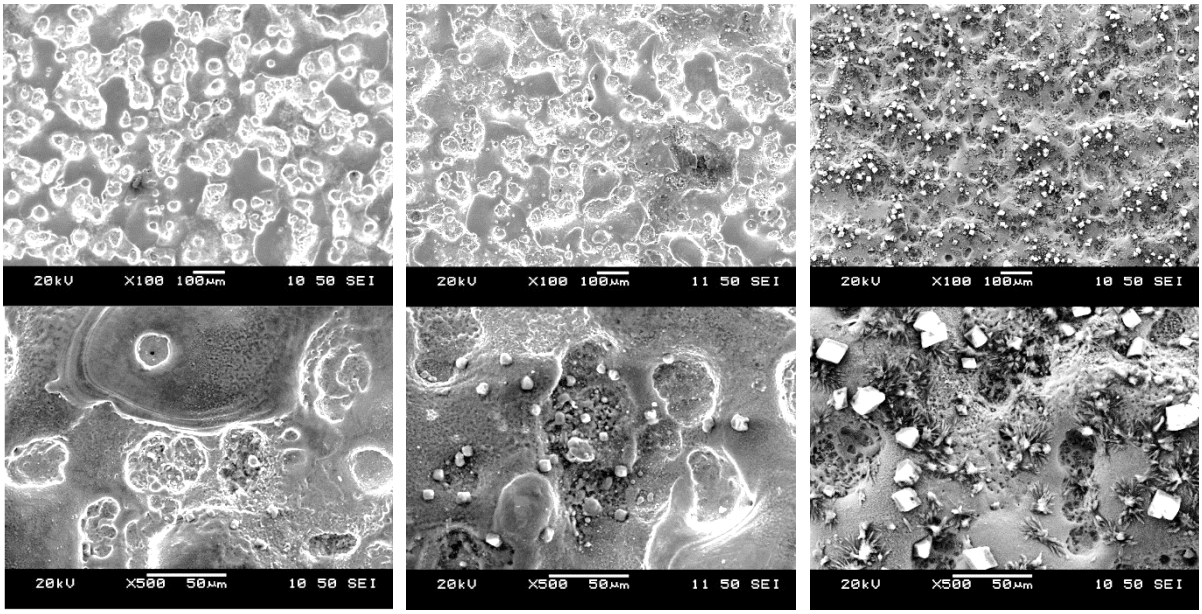
addition regarding electrochemical corrosion resistance. [Sidhu et al., 2014] examined the surface modification of three different types of particulate reinforced metal matrix composites using PMEDM. They noted that using copper electrode instead of graphite resulted in the higher amount of oxides because of advanced conductivity and reactivity of copper that influencing the microhardness on the machined surface. Additionally, carbon migration increases when using high pulse energies. Finally, they have also noted that PMEDM is an appropriate machining technique for metal matrix composites to improve surface quality. Conductive powder addition to dielectric liquid influences the sparking efficiency and energy distribution due to decreased dielectric strength. The resolidified layer microhardness increases on EDM'ed superalloy Super Co 605 work material with the use of graphite powder in the dielectric. Additionally, high current pulses cause deteriorated surface quality because of solidified droplets on the machined surface [Singh et al., 2015a].

The surfactants can be added into dielectric to increase the conductivity, regulate discharge conditions for suspended debris particles and enhance overall machining efficiency by preventing agglomeration of powder and sediment particles. Therefore, surfactant-mixed dielectric (EDM oil, 14 g/L graphite powder and Span 20 surfactant, $C_{18}H_{34}O_6$) provide reduced resolidified layer thickness and surface crack density [Reddy et al., 2015] as well as the improved SR and MRR [Kolli and Kumar, 2015b].

By adding Ti nanopowder to the dielectric, surface micro defects, including voids, droplets, and cracks were reduced and resulted in slighter craters with low-height ridges were observed [Marashi et al., 2015]. They also indicated that Ti atoms accumulated on the PMEDM'ed surface in higher amounts around the surface microcracks.

PMEDM is expected to improve MRR, TWR, microhardness and to reduce SR. Besides this, material migration takes place between the workpiece and the tool electrode. The powder additives penetrate the workpiece surface during processing. Added powders break the electrical pulse and support the formation of sub-discharges that promote the material deposition on the machined surface (Figure 6). This situation does not occur randomly, but depends entirely on powder concentration, pulse on duration and pulse current [Ekmekci et al., 2015]. The powder penetration to the surface is only happening under specific machining conditions. In this respect, several forms of secondary discharges and the impact on the machined surface indicated five different forms of discharges in SiC powder mixed water dielectric liquid when machining Ti6Al4V work material [Ekmekci et al., 2016]. [Talla et al., 2016] have investigated the effects of different types of powder added to the kerosene dielectric in PMEDM on Inconel 625 work material. They obtained significant improvement in MRR, SR, and surface hardening while decreasing the cracks on the surface compared with

conventional EDM. They showed that highest MRR was obtained with Al powder whereas Si powder has the potential to enhance surface integrity characteristics. [Li et al., 2017] have observed an increase in thickness of the hardened layer by the rise of pulse current. Moreover, they claimed a quality increase in a resolidified layer by the rise in pulse-on time. TiC and $TiSi_2$ phases increased the microhardness from 310 to 630 HV that indicates a two-fold increase in hardness concerning the base material. [Amorim et al., 2017] used suspended Mo powders in hydrocarbon-based dielectric liquid and detected Fe-Mo, MoxC, and Mo in solid solution in the resolidified layer. This phases and ingredients increased the microhardness four times fold concerning based tool steel materials.



a) b) c)

Figure 6 Effect of the powder concentration on the surface topography (Pulse on time: 100 µs and Pulse Current: 14 A) a) 5 g/l b) 10 g/l c) 15 g/l SiC in water dielectric liquid (Ekmekci et al., 2015).

Electrostatic forces direct the motions of the fine powders in the dielectric liquid owing to the stable electrical filed generated during discharging. The presence powders result in deviation of the electric field in the discharge gap. Positive and negative ions collected on the powders due to the effect of open gap voltage. Therefore, the primary discharge channel is divided into different shapes because of changed inter-electrode gap situations and produce distributed heat sources on the machined surface. The conclusion also designates the dependence on the electrical parameters and the forms of discharge division that produce the particular surface, and consequent heat affected layers (Figure 7). Hence, surface topography and damage become a crucial matter to understand the machining mechanism.



a) SEM view b) Section view

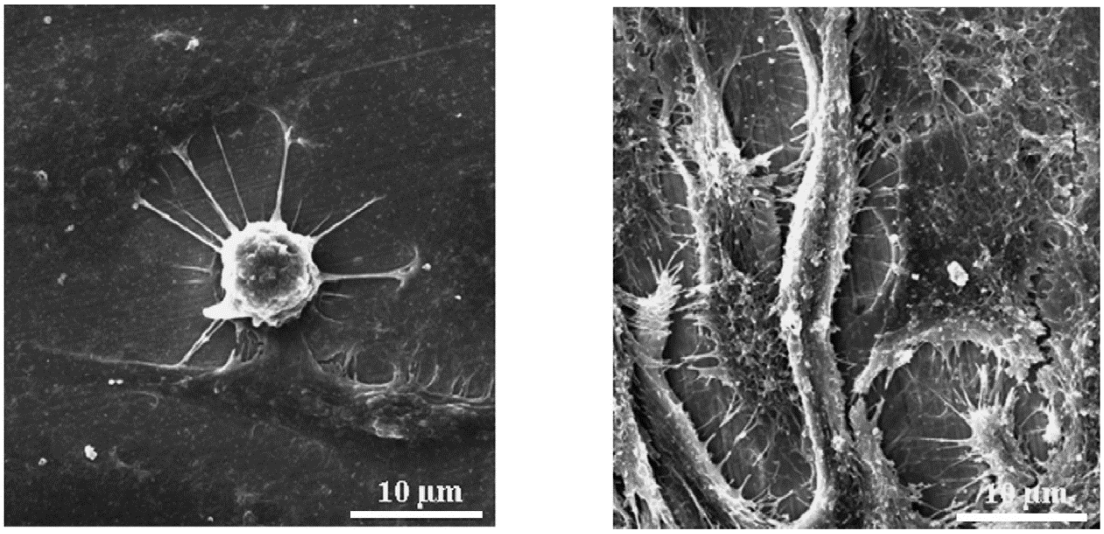
Figure 7 SEM and Section views of PMEDM'ed Ti-6AL-4V (Powder: SiC, Concentration 20 g/l, Mesh no: 800, Dielectric: Deionized Water, Pulse Current: 7A, pulse on time: 1600 µs).

The possibility of particle accumulation under particular machining situations reveals the prospect of producing functional surfaces. Migration sometimes observed as penetrated particles or as a modified resolidified layer. The result is exceptional attention from the researchers to develop surfaces for specific needs. Nowadays, among the specific needs, production of biocompatible surfaces offers an exciting prospect to the researchers.

4. FUNCTIONAL SURFACE AND BIOCOMPATIBILITY

Machined surfaces interact with the environment where they inside and need to be developed to work in harmony with the ambient. For this purpose, materials surface coated or deposited with different types of elements or compounds by EDM in many studies concerning to improve corrosion resistance, wear resistance, fatigue performance, and recently biocompatibility has been done. Conventional EDM applications are included in respect to convey the completeness of biocompatibility issues in the process. [Chen et al., 2008] have studied Fe-Al-Mn work material EDM in kerosene dielectric liquid without powder addition. They figured out the formation of γ phase and κ carbide in the resolidified layer that significantly progressed the formation of microstructure oxide layer. Therefore, they concluded that electric discharge machining increased the work material biocompatibility (Figure 8) by forming nanostructure oxide on the surface. Similarly, [Peng et al., 2010] have indicated the formation of γ-hydride microstructure in the resolidified layer and claimed a transition of, α→ (α+δ) → (δ +γ) → γ during conventional EDM. Additionally, they revealed the formation of nanoporous TiO_2 on the surface when using short pulse durations that yields bioactive titanium. [Harcuba et al., 2012] investigated the biocompatibility of the EDM'ed Ti–6Al–4V samples without powder additives in hydrocarbon oil. They have shown that EDM surfaces offered advanced substrates for the bond, development, and practicality of MG 63 cells than the TiO2 layered surface by plasma spraying. They achieved a carbon-enhanced surface layer and suggested the EDM process

for producing biomedical implants. [Yang et al., 2013] and as well as [Lee et al., 2013] have observed nanoscale pores in anatase TiO_2 surface when EDM of Ti-6Al-4V work material in a distilled water dielectric liquid. They have examined cell culture, alkaline phosphatase activity and osteocalcin response of the EDM'ed surface and indicated a significant increase in biocompatibility when compared to untreated surfaces. Moreover, using increased peak pulse currents and pulse durations during discharging yielded multiple osteoblast functions. [Lee et al., 2016] EDM'ed Ti Grade II work material using Ti electrode with water dielectric liquid to form enhanced biocompatible surfaces. Experiments were carried out with 10A, 29A and 29A followed by 2.4A (29 + 2.4A) pulse currents at 21 µs of a pulse on time. The most improved biocompatible surfaces are the ones EDM'ed with the multi-current application. Also, a contaminant-free TiO_2 layer with a few micrometer thicknesses was observed on the surfaces EDM'ed with the use of pure water instead of oil.



a) b)

Figure 8 SEM micrographs demonstrating cellular morphology of EDM'ed Fe–Al–Mn alloy after various culture times: (a) 8 h, (b) 24 h (Chen et al., 2008).

Powder additive cases also indicated promotional biocompatibility issues. [Murali and Yeo, 2004] have studied the potential of micro-EDM of Ti-6Al-4V for producing biocompatible devices and demonstrated that the surface roughness is between the recommended values for biological studies. [Chen et al., 2014] have examined the consequences of the intensity of Ti powder mixed in water dielectric liquid on the EDM'ed surface of Grade 4 pure titanium. They observed the TiO phase within the recast layers in case of all Ti powder concentrations. Decreasing peak current and pulse duration result in lower surface cracks in 3 g/l Ti powder added dielectric liquid. However, increasing the powder concentration to 6 g/l produces the surface without any cracks. They also indicated that using 0.1 A pulse current with 30 µs and 50 µs pulse duration leads to a Ti modified hydrophilic surface with no cracks thus could be

considered to use as biomaterials for dental implants application. [Prakash et al., 2015] generated a biomimetic nanoporous surface containing a combination of bioceramic oxides and carbide phases on β-Ti (Ti-35Nb-7Ta-5Zr) surfaces when using SiC additives in the dielectric liquid. Presence of carbide phase (TiC, SiC, and NbC) had superb metallurgical adhering and resulted in higher hardness on surfaces. On the other hand, oxide phases (TiO_2, Nb_2O_5, ZrO_2, and SiO_2) advanced the biocompatibility of the surface. Moreover, bioceramic oxide layer has excellent corrosion resistance properties. They also emphasized that the PMEDM'ed nanoporous surface show a higher grade of bioactivity (cell attachment, distribution, and proliferation) comparing with the non-treated surface.

Hydroxyapatite (HA) is one of the hardest molecules, and its crystal structure is similar to that of the human skeletal system so that it can be used instead of bone. Similar to the structure of the bone, the ratio of calcium to phosphorus (Ca / P) is around 1.67. The studies on the use of HA for medical applications in powder mixed EDM were first carried out in 2013 [Ekmekci and Ekmekci, 2013]. In their study, they performed HA precipitation on Ti alloy when using HA additives in the dielectric liquid (Figure 9). The most suitable parameters are high pulse current and low pulse duration. In their continuing work, they have indicated that secondary sparks have made deposition more effective [Ekmekci and Ekmekci, 2016b]. A Hydroxyapatite (HA) containing coating also generated by [Ou and Wang, 2016] using HA powder mixed EDM in distilled water on Ti-Ta alloy following hydrothermal treatment. This coating includes Ti and Ta oxides, Ca and P. By hydrothermal treatment; the incorporated Ca and P were precipitated to petal-like HA crystals on the coated surfaces. They emphasized that the HA-containing coating show enhance wettability results. [Aliyu et al., 2017] have observed a hard biocompatible layer on metallic glass surface when using HA as powder additive in hydrocarbon-based dielectric liquid. [Ou and Wang, 2017] performed PMEDM on Pure Ti and Ti-Ta alloys using bioactive HA powder mixed in water dielectric liquid. They observed that lowest values of MRR, TWR, SR, and thickness of recast layer was obtained at 5 g/l concentration of HA powder and these values increase gradually with increasing powder concentration. Moreover, they determined Ti, Ta, O, Ca, and P in the recast layers on the titanium-tantalum alloys which their amounts decreased when the discharge current was increased. Therefore, the PMEDMed surfaces exhibited greater hardness and anti-scratch properties when compared to that on pure titanium. Machining performance and SR are inversely proportional to the thermal conductivity and melting point of the material that changes the amount of Ta in Ti-Ta alloys. [Prakash and Uddin, 2017] achieved a natural bone-like nano-porous surface topography without cracks on the β-Ti implant surface using the HA additives. On the β-Ti implant surface, they produced a layer including of Ti, Nb, Ta, Zr, O, Ca and P elements and formed biocompatible phases, for instance, $Ca_3(PO_4)_2$, $CaZrO_3$, Nb_8P_5, CaO, TiP, Nb_4O_5, TiO_2 and TiH which were useful for

osseointegration and bioactivity. This biocompatible recast layer has excellent metallurgical bonding with the substrate surface and shows improved hardness up to 1275 HV which is 3 times higher than the untreated surfaces. The researchers also noted that HA deposited layer showed superior corrosion resistance as compared to EDM'ed without powder and untreated samples in simulated body fluid. In briefly the in-vitro bioactivity results confirmed that the nano-porous HA-containing layer has excellent biocompatibility, e.g., adhesion, growth, proliferation, and differentiation of human osteoblastic cells.

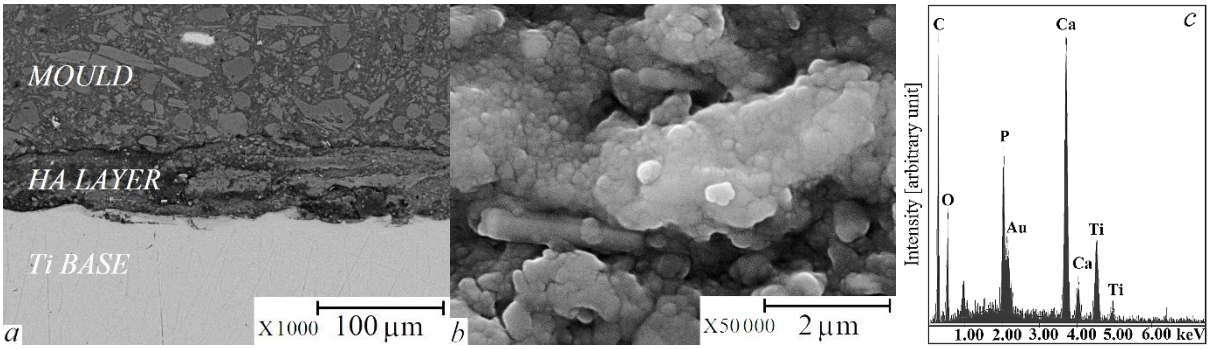


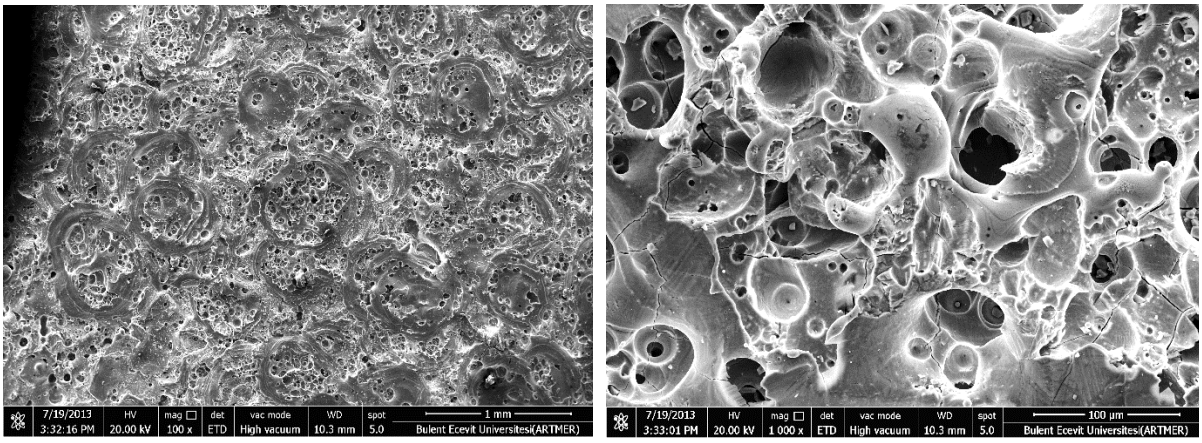
Figure 9. Section SEM images of Ti6Al4V surface HA powder mixed EDM in deionized water. Pulse-on time: 12 µs, pulse current: 22 A a) General appearance b) Grain structure of HA-coated surface c) EDS peaks of the surface [Ekmekci and Ekmekci, 2016b].

[Prakash et al., 2016a] tried to predict optimum conditions to improve surface quality, and hardness of the machined surface with Si powder in EDM oil mixed EDM on β-Ti work material. They found that by this technique surface microhardness increased about 184% and surface roughness near 1.02 µm with optimum conditions of peak current 13 A, pulse duration 5 µs, duty factor 8% and powder concentration 8g/l. They also observed a thin recast layer without micro cracks on the machined surface. Similarly, [Prakash et al., 2016b] examined the fatigue performance, and bioactivity of β-Ti in Si powder mixed EDM. They observed less amount of surface defects like microcracks, pits, and voids which improved the surface quality and fatigue performance. They evaluated the fatigue endurance as 280 MPa which is adequate for orthopedic applications. They promoted the bioactivity and biocompatibility (cell adhesion and proliferation) via micro and submicron porosity on the PMEDM'ed surface. [Prakash et al., 2017a] pointed out the effects of Si powder addition in hydrocarbon-based dielectric liquid on EDM of the β-Ti alloy. Their studies confirmed the formation of carbides and oxides enriched surfaces that indicates favorable surface conditions to enhance the biocompatibility. Moreover, the generation of surface porosities could be controlled by the process parameters to increase the hydrophilicity of the β-Ti alloy surface. For example, when machining with 15 A pulse current, 50 µs pulse-on time, 8% duty cycle and 8 g/l Si powder addition leads approximately a nanoporous surface with pore size ranging between ~200–500 nm. [Prakash et al., 2017b]

suggested PMEDM for the generation of nano-porous biocompatible surfaces in the β-phase Ti alloy that allows enhanced conditions for the tissue to grow within the bone and enable to the robust interface. They have also shown the improvement in bone/implant interface strength by finite element method. Their results imply that the smaller craters produced by PMEDM enhance the bonding strength between the implant surface and surrounding tissues.

5. CONCLUSIONS

The advancement in material science result in the development of high strength and hardness materials, and therefore machining industry confronts with cumulative requirements to achieve high productivity and accuracy. EDM is one of the standard non-traditional production technique to machine electrical conductive high strength and hardness materials. However, several issues regarding the surface integrity such as microstructural alterations, microcracks, and topography limit the surface quality for industrial applications and arise the need for post-surface treatments to remove defected surface layers. Addition of suspended powder in dielectric liquid during EDM was first suggested to increase the machining performance and then figured out that surface quality improvement is possible to overcome the limitations. Researchers have examined several arrangements of work, tool electrode, dielectric and powder materials. Addition of conductive powders into dielectric liquid has resulted in substantial improvement in MRR due to decreased dielectric liquid strength and increased gap distance during EDM. The decrease in the heat affected layer thicknesses with relatively less number of surface defects pointed out the possibility of producing high surface quality by proper selection of the materials and electrical parameters evolved in the process. Therefore, the influence of added powders on discharge characteristics and the impacts on the surface becomes a vital issue for further improvements. The impacts powders on discharging expressed as the dispersion of sparks due to the formation of similar breakdown regions during PMEDM. The term dispersion also arises further questions regarding its intensity, homogeneity and its geometrical forms. Previous studies in this sense indicated several different forms of dispersed discharges that result in exciting surface topographies over the surface (Figure 10). Therefore, it could be concluded that the relation between the powders in dielectric liquid and the machining parameters that lead different forms of discharge dispersions became a crucial issue to understand the process.



a) b)

Figure 10 SEM views of PMEDM'ed Ti-6Al-4V (Powder: SiC, Concentration 20 g/l, Mesh number 800, Dielectric: Deionized Water, Pulse Current: 2A, pulse on time: 100 µs).

The nature of sparking provides high local temperatures and pressures that are difficult to obtain by other known techniques. Suspended powders in the dielectric liquid are under the influence of high temperatures and pressures induced during the process. The adjacent suspended particles to a spark heated rapidly and forwarded to the melted cavity with the closure of the spark due to the induced negative pressure. Therefore, migration of suspended particle material besides the products of cracked dielectric liquid to the machined surface is possible under specific machining conditions. The obtained results promise an easy technique regarding generation functional surfaces for specific needs. However, the non-linear and stochastic nature of the process adds difficulty to figure out the right combinations of the machining parameters to achieve required surface quality. The main shortcoming of the conducted studies is the lack the effects powder size and geometry on the machining performance and surface integrity. Therefore, extensive studies with a variety of combinations of powder size and geometry, work, tool electrode and dielectric material are needed to elaborate the process.

Surface treatment for biomedical applications is an essential issue for biocompatibility. Numerous surface modification techniques are in use for the purpose such as physical and chemical deposition techniques. However, most of these techniques have numerous weaknesses such as un proper bonding strength with the substrate and final production costs. Recently, PMEDM has introduced a potential alternative technology to machine and modify biomedical components such as implants. The mechanism of material transfer in PMEDM allows forming tough, nanostructured, and nanoporous layers that improve the osseointegration and cell adhesion. Recent studies indicate that HA powder mixing during EDM provides surfaces with an improved cellular response. Factors affecting these improvements could be attributed to the HA migration, formation of fine oxide and carbide

phases with proper surface roughness, and hydrophilic characteristics. Further work could be needed to find optimal conditions, in vitro, biological tests to investigate the cell adhesion, proliferation, and differentiation on the PMEDM surfaces.

6. REFERENCES

1. Aliyu, A. A., Abdul-Rani, A. M., Ginta, T. L., Prakash, C., Axinte, E., and Fua-Nizan, R., (2017), "Investigation of Nanoporosities Fabricated on Metallic Glass Surface by Hydroxyapatite Mixed EDM for Orthopedic Application", Mal. J. Fund. Appl. Sci., Special Issue on Medical Device and Technology, pp 523–528.

2. Amorim, F. L., Dalcin, V. A., Soares, P., and Mendes, L. A., (2017), "Surface Modification of Tool Steel by Electrical Discharge Machining with Molybdenum Powder Mixed in Dielectric Fluid", Int J Adv Manuf Technol , Vol. 91, No. 1–4, pp 341–350.

3. Batish, A., Bhattacharya, A., and Kumar, N., (2015), "Powder Mixed Dielectric: An Approach for Improved Process Performance in EDM", Particul Sci Technol , Vol. 33, No. 2, pp 150–158.

4. Bhattacharya, A., and Batish, A., (2012), "Effect of Process Variables on Microhardness, Grain Size and Strain During Machining of Various Die Steels with Powder-Mixed Electric-Discharge Machining Using Dummy Treated Experimental Design", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 226, No. 7, pp 1192–1204.

5. Bhattacharya, A., Batish, A., and Kumar, N., (2013), "Surface Characterization and Material Migration During Surface Modification of Die Steels with Silicon, Graphite and Tungsten Powder in EDM Process", J Mech Sci Technol, Vol. 27, No. 1, pp 133–140.

6. Bhattacharya, A., Batish, A., and Singh, G., (2011), "Optimization of Powder Mixed Electric Discharge Machining Using Dummy Treated Experimental Design with Analytic Hierarchy Process", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 226, No. 1, pp 103–116.

7. Bhattacharya, A., Batish, A., Singh, G., and Singla, V. K., (2012), "Optimal Parameter Settings for Rough and Finish Machining of Die Steels in Powder-Mixed EDM", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 61, No. 5–8, pp 537–548.

8. Chen, S. L., Lin, M. H., Chen, C. C., and Ou, K. L., (2008), "Effect of Electro-Discharging on Formation of Biocompatible Layer on Implant Surface", J Alloys Compd , Vol. 456, No. 1–2, pp 413–418.

9. Chen, S. L., Lin, M. H., Huang, G. X., and Wang, C. C., (2014), "Research of the Recast Layer on Implant Surface Modified by Micro-Current Electrical Discharge Machining Using Deionized Water Mixed with Titanium Powder as Dielectric Solvent", Appl Surf Sci, Vol. 311,

pp 47–53.

10. Chow, H.-M., Yan, B.-H., Huang, F.-Y., and Hung, J.-C., (2000), "Study of Added Powder in Kerosene for the Micro-Slit Machining of Titanium Alloy Using Electro-Discharge Machining", J Mater Process Technol, Vol. 101, No. 1–3, pp 95–103.

11. Chow, H. M., Yang, L. D., Lin, C. T., and Chen, Y. F., (2008), "The Use of SiC Powder in Water as Dielectric for Micro-Slit EDM Machining", J Mater Process Technol, Vol. 195, No. 1–3, pp 160–170.

12. Cogun, C., Ozerkan, B., and Karacay, T., (2006), "An Experimental Investigation on the Effect of Powder Mixed Dielectric on Machining Performance in Electric Discharge Machining", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 220, No. 7, pp 1035–1050.

13. Ekmekci, B., and Ersöz, Y., (2012), "How Suspended Particles Affect Surface Morphology in Powder Mixed Electrical Discharge Machining (PMEDM)", Metall Mater Trans B, Vol. 43, No. 5, pp 1138–1148.

14. Ekmekci, B., Ulusoz, F., Ekmekci, N., and Yasar, H., (2015), "Suspended SiC Particle Deposition on Plastic Mold Steel Surfaces in Powder-Mixed Electrical Discharge Machining", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 229, No. 3, pp 475–486.

15. Ekmekci, B., Yasar, H., and Ekmekci, N., (2016a), "A Discharge Separation Model for Powder Mixed Electrical Discharge Machining", J Manuf Sci Eng, Vol. 138, No. 8, pp 81006.

16. Ekmekci, N., and Ekmekci, B., (2013), "Hydroxyapatite Deposition onto Ti-6Al-4V Surface in Powder Mixed Electrical Discharge Machining", Adv Mat Res, Vol. 856, pp 205-209.

17. Ekmekci, N., and Ekmekci, B., (2016b), "Electrical Discharge Machining of Ti6Al4V in Hydroxyapatite Powder Mixed Dielectric Liquid", Mater Manuf Process, Vol. 31, No. 13, pp 1663-1670.

18. Erden, A., and Bilgin, S., (1980), "Role of Impurities in Electric Discharge Machining", Proceedings of the Twenty-First International Machine Tool Design and Research Conference, London, pp 345-350.

19. Furutani, K., Saneto, A., Takezawa, H., Mohri, N., and Miyake, H., (2001), "Accretion of Titanium Carbide by Electrical Discharge Machining with Powder Suspended in Working Fluid", Precision Engineering, Vol. 25, No. 2, pp 138–144.

20. Furutani, K., Sato, H., and Suzuki, M., (2009), "Influence of Electrical Conditions on Performance of Electrical Discharge Machining with Powder Suspended in Working Oil for Titanium Carbide Deposition Process", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 40, No. 11–12, pp 1093–1101.

21. Harcuba, P., Bačáková, L., Stráský, J., Bačáková, M., Novotná, K., and Janeček, M., (2012), "Surface Treatment by Electric Discharge Machining of Ti-6Al-4V Alloy for Potential Application in Orthopaedics", J Mech Behav Biomed Mater, Vol. 7, pp 96–105.

22. Hu, F. Q., Cao, F. Y., Song, B. Y., Hou, P. J., Zhang, Y., Chen, K., and Wei, J. Q., (2013), "Surface Properties of SiCp/Al Composite by Powder-Mixed EDM", Procedia CIRP, Vol. 6, pp 101–106.

23. Hu, F., Zhang, H., Zhao, W., Wang, Z., Hu, D., and Yu, Y., (2008), "Surface Properties of 3000°c High Melting Point Material by Powder Mixed EDM", Key Eng Mater, Vol. 375–376, pp 143–147.

24. Jabbaripour, B., Sadeghi, M. H., Shabgard, M. R., and Faraji, H., (2013), "Investigating Surface Roughness, Material Removal Rate and Corrosion Resistance in PMEDM of γ-TiAl Intermetallic", J Manuf Process, Vol. 15, No. 1, pp 56–68.

25. Jahan, M. P., Rahman, M., and Wong, Y. S., (2010), "Modelling and Experimental Investigation on the Effect of Nanopowder-Mixed Dielectric in Micro-Electrodischarge Machining of Tungsten Carbide", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 224, No. 11, pp 1725–1739.

26. Janmanee, P., and Muttamara, A., (2012), "Surface Modification of Tungsten Carbide by Electrical Discharge Coating (EDC) Using a Titanium Powder Suspension", Appl Surf Sci, Vol. 258, No. 19, pp 7255–7265.

27. Jeswani, M. L., (1981), "Effect of the Addition of Graphite Powder to Kerosene Used as the Dielectric Fluid in Electrical Discharge Machining", Wear, Vol. 70, No. 2, pp 133–139.

28. Kansal, H. K., Singh, S., and Kumar, P., (2005a), "Application of Taguchi Method for Optimisation of Powder Mixed Electrical Discharge Machining", Int J Manuf Tech Manag, Vol. 7, No. 2/3/4, pp 329–341.

29. Kansal, H. K., Singh, S., and Kumar, P., (2005b), "Parametric Optimization of Powder Mixed Electrical Discharge Machining by Response Surface Methodology", J Mater Process Technol, Vol. 169, No. 3, pp 427–436.

30. Kansal, H. K., Singh, S., and Kumar, P., (2007), "Effect of Silicon Powder Mixed EDM on Machining Rate of AISI D2 Die Steel", J Manuf Process, Vol. 9, No. 1, pp 13–22.

31. Kansal, H. K., Singh, S., and Kumar, P., (2008), "Numerical Simulation of Powder Mixed Electric Discharge Machining (PMEDM) Using Finite Element Method", Math Comput Model, Vol. 47, No. 11–12, pp 1217–1237.

32. Klocke, F., Lung, D., Antonoglou, G., and Thomaidis, D., (2004), "The Effects of Powder Suspended Dielectrics on the Thermal Influenced Zone by Electrodischarge

Machining with Small Discharge Energies", J Mater Process Technol, Vol. 149, No. 1–3, pp 191–197.

33. Kolli, M., and Kumar, A., (2014), "Effect of Boron Carbide Powder Mixed into Dielectric Fluid on Electrical Discharge Machining of Titanium Alloy", Procedia Mater Sci, Vol. 5, No. Special Issue ICAMME, pp 1957–1965.

34. Kolli, M., and Kumar, A., (2015a), "Effect of Dielectric Fluid with Surfactant and Graphite Powder on Electrical Discharge Machining of Titanium Alloy Using Taguchi Method", Eng Sci and Tech, an International Journal, Vol. 18, No. 4, pp 524–535.

35. Kolli, M., and Kumar, A., (2015b), "Surfactant and Graphite Powder-Assisted Electrical Discharge Machining of Titanium Alloy", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 231, No.4, pp 641-657.

36. Kozak, J., Rozenek, M., and Dabrowski, L., (2003), "Study of Electrical Discharge Machining Using Powder-Suspended Working Media", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 217, No. 11, pp 1597–1602.

37. Kumar, A., Maheshwari, S., Sharma, C., and Beri, N., (2010), "A Study of Multiobjective Parametric Optimization of Silicon Abrasive Mixed Electrical Discharge Machining of Tool Steel", Mater Manuf Process, Vol. 25, No. 10, pp 1041–1047.

38. Kumar, A., Maheshwari, S., Sharma, C., and Beri, N., (2011), "Analysis of Machining Characteristics in Additive Mixed Electric Discharge Machining of Nickel-Based Super Alloy Inconel 718", Mater Manuf Process, Vol. 26, No. 8, pp 1011–1018.

39. Kumar, H., (2015), "Development of Mirror Like Surface Characteristics Using Nano Powder Mixed Electric Discharge Machining (NPMEDM)", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 76, No. 1–4, pp 105–113.

40. Kumar, S., and Batra, U., (2012), "Surface Modification of Die Steel Materials by EDM Method Using Tungsten Powder-Mixed Dielectric", J Manuf Process, Vol. 14, No. 1, pp 35–40.

41. Kumar, S., and Singh, R., (2010), "Investigating Surface Properties of OHNS Die Steel After Electrical Discharge Machining with Manganese Powder Mixed in the Dielectric", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 50, No. 5–8, pp 625–633.

42. Kung, K. Y., Horng, J. T., and Chiang, K. T., (2009), "Material Removal Rate and Electrode Wear Ratio Study on the Powder Mixed Electrical Discharge Machining of Cobalt-Bonded Tungsten Carbide", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 40, No. 1–2, pp 95–104.

43. Lee, B. E. J., Ho, S., Mestres, G., Karlsson Ott, M., Koshy, P., and Grandfield, K., (2016), "Dual-Topography Electrical Discharge Machining of Titanium to Improve

Biocompatibility", Surf Coat Tech, Vol. 296, pp 149–156.

44. Lee, W. F., Yang, T. Sen, Wu, Y. C., and Peng, P. W., (2013), "Nanoporous Biocompatible Layer on Ti-6Al-4V Alloys Enhanced Osteoblast-Like Cell Response", J Exp Clin Med, Vol. 5, No. 3, pp 92–96.

45. Li, L., Zhao, L., Li, Z. Y., Feng, L., and Bai, X., (2017), "Surface Characteristics of Ti-6Al-4V by SiC Abrasive-Mixed EDM with Magnetic Stirring", Mater Manuf Process, Vol. 32, No. 1, pp 83–86.

46. Mai, C., Hocheng, H., and Huang, S., (2012), "Advantages of Carbon Nanotubes in Electrical Discharge Machining", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 59, No. 1–4, pp 111–117.

47. Marashi, H., Sarhan, A. A. D., and Hamdi, M., (2015), "Employing Ti Nano-Powder Dielectric to Enhance Surface Characteristics in Electrical Discharge Machining of AISI D2 Steel", Appl Surf Sci, Vol. 357, No. A, pp 892–907.

48. Ming, Q. Y., and He, L. Y., (1995), "Powder-Suspension Dielectric Fluid for EDM", J Mater Process Technol, Vol. 52, No. 1, pp 44–54.

49. Mohri, N., Saito, N., Higashi, M., and Kinoshita, N., (1991), "A New Process of Finish Machining on Free Surface by EDM Methods", CIRP Ann Manuf Technol, Vol. 40, No. 1, pp 207–210.

50. Murali, M., and Yeo, S. H., (2004), "Rapid Biocompatible Micro Device Fabrication by Micro Electro-Discharge Machining", Biomed Microdevices, Vol. 6, No. 1, pp 41–45.

51. Ojha, K., Garg, R. K., and Singh, K. K., (2011), "Effect of Chromium Powder Suspended Dielectric on Surface Roughness in PMEDM Process", Tribology - Materials, Surfaces & Interfaces, Vol. 5, No. 4, pp 165–171.

52. Ou, S. F., and Wang, C. Y., (2016), "Fabrication of a Hydroxyapatite-Containing Coating on Ti-Ta Alloy by Electrical Discharge Coating and Hydrothermal Treatment", Surf Coat Tech, Vol. 302, pp 238–243.

53. Ou, S. F., and Wang, C. Y., (2017), "Effects of Bioceramic Particles in Dielectric of Powder-Mixed Electrical Discharge Machining on Machining and Surface Characteristics of Titanium Alloys", J Mater Process Technol, Vol. 245, pp 70–79.

54. Peças, P., and Henriques, E., (2003), "Influence of Silicon Powder-Mixed Dielectric on Conventional Electrical Discharge Machining", Int J Mach Tool Manu, Vol. 43, No. 14, pp 1465–1471.

55. Peças, P., and Henriques, E., (2008a), "Effect of the Powder Concentration and Dielectric Flow in the Surface Morphology in Electrical Discharge Machining with Powder-

Mixed Dielectric (PMD-EDM)", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 37, No. 11–12, pp 1120–1132.

56. Peças, P., and Henriques, E., (2008b), "Electrical Discharge Machining Using Simple and Powder-Mixed Dielectric: the Effect of the Electrode Area in the Surface Roughness and Topography", J Mater Process Technol, Vol. 200, No. 1–3, pp 250–258.

57. Peng, P.-W., Ou, K.-L., Lin, H.-C., Pan, Y.-N., and Wang, C.-H., (2010), "Effect of Electrical-Discharging on Formation of Nanoporous Biocompatible Layer on Titanium", J Alloys Compd, Vol. 492, No. 1–2, pp 625–630.

58. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2015), "Processing and Characterization of Novel Biomimetic Nanoporous Bioceramic Surface on β-Ti Implant by Powder Mixed Electric Discharge Machining", J Mater Eng Perform, Vol. 24, No. 9, pp 3622–3633.

59. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2016a), "Multi-Objective Optimization of Powder Mixed Electric Discharge Machining Parameters for Fabrication of Biocompatible Layer on β-Ti Alloy Using NSGA-II Coupled with Taguchi Based Response Surface Methodology", J Mech Sci Technol, Vol. 30, No. 9, pp 4195–4204.

60. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2016b), "Powder Mixed Electric Discharge Machining: An Innovative Surface Modification Technique to Enhance Fatigue Performance and Bioactivity of β -Ti Implant for Orthopedics Application", J Comput Inf Sci Eng, Vol. 16, No. 4, pp 41006.

61. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2017a), "Experimental Investigations in Powder Mixed Electric Discharge Machining of Ti–35Nb–7Ta–5Zrβ-Titanium Alloy", Mater Manuf Process, Vol. 32, No. 3, pp 274–285.

62. Prakash, C., Kansal, H. K., Pabla, B. S., and Puri, S., (2017b), "On the Influence of Nanoporous Layer Fabricated by PMEDM on β-Ti Implant: Biological and Computational Evaluation of Bone-Implant Interface", Mater Today: Proceedings, Vol. 4, No. 2, pp 2298–2307.

63. Prakash, C., and Uddin, M. S., (2017), "Surface Modification of β-phase Ti Implant by Hydroaxyapatite Mixed Electric Discharge Machining to Enhance the Corrosion Resistance and In-Vitro Bioactivity", Surf Coat Tech, Vol. 326, No. A, pp 134–145.

64. Reddy, V. V., Kumar, A., Valli, P. M., and Reddy, C. S., (2015), "Influence of Surfactant and Graphite Powder Concentration on Electrical Discharge Machining of PH17-4 Stainless Steel", J Braz Soc Mech Sci, Vol. 37, No. 2, pp 641–655.

65. Shabgard, M., and Khosrozadeh, B., (2017), "Investigation of Carbon Nanotube Added Dielectric on the Surface Characteristics and Machining Performance of Ti–6Al–4V Alloy in

EDM Process", J Manuf Process, Vol. 25, pp 212–219.

66. Sidhu, S. S., Batish, A., and Kumar, S., (2014), "Study of Surface Properties in Particulate-Reinforced Metal Matrix Composites (MMCs) Using Powder-Mixed Electrical Discharge Machining (EDM)", Mater Manuf Process, Vol. 29, No. 1, pp 46–52.

67. Singh, A. K., Kumar, S., and Singh, V. P., (2014), "Optimization of Parameters Using Conductive Powder in Dielectric for EDM of Super Co 605 with Multiple Quality Characteristics", Mater Manuf Process, Vol. 29, No. 3, pp 267–273.

68. Singh, A. K., Kumar, S., and Singh, V. P., (2015a), "Effect of the Addition of Conductive Powder in Dielectric on the Surface Properties of Superalloy Super Co 605 by EDM Process", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 77, No. 1–4, pp 99–106.

69. Singh, B., Kumar, J., and Kumar, S., (2015b), "Influences of Process Parameters on MRR Improvement in Simple and Powder-Mixed EDM of AA6061/10%SiC Composite", Mater Manuf Process, Vol. 30, No. 3, pp 303–312.

70. Singh, B., Kumar, J., and Kumar, S., (2016), "Investigation of the Tool Wear Rate in Tungsten Powder-Mixed Electric Discharge Machining of AA6061/10%SiC p Composite", Mater Manuf Process, Vol. 31, No. 4, pp 456–466.

71. Syed, K. H., and Kuppan, P., (2013), "Studies on Recast-Layer in EDM Using Aluminium Powder Mixed Distilled Water Dielectric Fluid", International Journal of Engineering and Technology, Vol. 5, No. 2, pp 1775–1780.

72. Syed, K. H., and Palaniyandi, K., (2012), "Performance of Electrical Discharge Machining Using Aluminium Powder Suspended Distilled Water", Tr J of Engineering and Environmental Sciences, Vol. 36, No. 3, pp 195–207.

73. Talla, G., Gangopadhyay, S., and Biswas, C. K., (2016), "Effect of Powder-Suspended Dielectric on the EDM Characteristics of Inconel 625", J Mater Eng Perform, Vol. 25, No. 2, pp 704–717.

74. Tan, P. C., and Yeo, S. H., (2011), "Investigation of Recast Layers Generated by a Powder-Mixed Dielectric Micro Electrical Discharge Machining Process", Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf, Vol. 225, No. 7, pp 1051–1062.

75. Tzeng, Y. F., and Lee, C. Y., (2001), "Effects of Powder Characteristics on Electro-discharge Machining Efficiency", Int J Adv Manuf Technol, Vol. 17, No. 8, pp 586–592.

76. Uno, Y., Okada, A., and Cetin, S., (2001), "Surface Modification of EDMed Surface with Powder Mixed Fluid", Second International Conference on Desing and Production of Dies and Molds, Kuşadası, pp 34-42.

77. Unses, E., and Cogun, C., (2015), "Improvement of Electric Discharge Machining (EDM) Performance of Ti-6Al-4V Alloy with Added Graphite Powder to Dielectric", Stroj Vestn J Mech E, Vol. 61, No. 6, pp 409–418.

78. Wang, Y. G., and Zhao, F. L., (2008), "Simulation of Particles' Activity in Discharge Channel of PMEDM", Applied Mechanics and Materials, Vol. 10–12, pp 297–302.

79. Wong, Y. ., Lim, L. ., Rahuman, I., and Tee, W. M., (1998), "Near-Mirror-Finish Phenomenon in EDM Using Powder-Mixed Dielectric", J Mater Process Technol, Vol. 79, No. 1–3, pp 30–40.

80. Wu, K. L., Yan, B. H., Huang, F. Y., and Chen, S. C., (2005), "Improvement of Surface Finish on SKD Steel Using Electro-Discharge Machining with Aluminum and Surfactant Added Dielectric", Int J Mach Tool Manu, Vol. 45, No. 10, pp 1195–1201.

81. Yan, B. H., Lin, Y. C., Huang, F. Y., and Wang, C. ., (2001), "Surface Modification of SKD 61 During Edm with Metal Powder in the Dielectric", Materials Transactions, Vol.42, No. 12, pp 2597-2604.

82. Yang, T. Sen, Huang, M. S., Wang, M. S., Lin, M. H., Tsai, M. Y., and Wang Wang, P. Y., (2013), "Effect of Electrical Discharging on Formation of Nanoporous Biocompatible Layer on Ti-6Al-4V Alloys", Implant Dent, Vol. 22, No. 4, pp 374–379.

83. Yaşar, H., and Ekmekci, B., (2013), "Ti-6Al-4V Surfaces in SiC Powder Mixed Electrical Discharge Machining", Adv Mat Res, Vol. 856, pp 226–230.

84. Yih-Fong, T., and Fu-Chen, C., (2005), "Investigation into Some Surface Characteristics of Electrical Discharge Machined SKD-11 Using Powder-Suspension Dielectric Oil", J Mater Process Technol, Vol. 170, No. 1–2, pp 385–391.

85. Zhao, W. S., Meng, Q. G., and Wang, Z. L., (2002), "The Application of Research on Powder Mixed EDM in Rough Machining", J Mater Process Technol, Vol. 129, No. 1–3, pp 30–33.

ABRASIVE FLOW MACHINING OF AEROSPACE ALLOYS

Kürşad GÖV, *gov@gantep.edu.tr* Gaziantep University, 27310, Gaziantep, Turkey

Ömer EYERCİOĞLU, *eyercioglu@gantep.edu.tr* Gaziantep University, 27310, Gaziantep, Turkey

ABSTRACT

Abrasive flow machining is a non-traditional finishing process by means of which a wide range of applications, from die-mold industry to medical, aircraft and aerospace components in which critical components must be finished to within precise or especially demanding tolerances. Inconel 718 was selected for this study for its high strength, corrosion and heat resistant properties and are commonly used in high temperature applications such as turbine blades and rocket engines. It is considered more difficult to finish using conventional techniques (grinding, lapping, etc.) than other metallic materials. This paper conducted on the finishing of the difficult to machine material of Inconel 718. The influence of the Abrasive flow machining process on Inconel 718 workpiece was investigated. The results show that the white layer formed during wire electrical discharge machining is successfully removed by abrasive flow machining in a few cycles for each workpiece. Although the surface quality is improved by abrasive flow machining for wire electrical discharge machined difficult to machine material as the level of lapping process.

Keywords: Abrasive Flow Machining, Surface Roughness, EDM, Inconel 718

1. INTRODUCTION

The conventional finishing processes, despite the recent technical advancement, are inadequate to finish hard, high strength, heat resistant alloys and complex shapes. Today, more non-conventional finishing processes are being placed on replacing traditional, hand-work finishing and polishing with mechanized, automatic processes. Abrasive flow machining (AFM) is one of these processes. Abrasive flow machining (AFM) is a specialized non-conventional finishing process which uses abrasive media to improve the surface quality of the surfaces. The AFM process can be successfully applied to the aerospace, aircraft, medical, and other precision manufacturing areas.

In AFM process, the pressurized abrasive media passes through or over the workpiece surfaces to reach the desired surface quality. Especially the internal passages which are difficult to polish by other techniques, are finished by AFM process successfully, workpiece holder is used to restrict the media flow over the appropriate surfaces for external passages. By using AFM process excellent surface finish and close geometric tolerances can be reached economically for different kinds of engineering materials from soft to hard, ferrous to nonferrous, and also metallic to non-metallic.

AFM process parameters, abrasive media parameters and workpiece parameters can be classified as main AFM parameters. Some researcher has been studied these parameters to evaluate the success of AFM process. Number of cycles, extrusion media pressure, media flow speed, and machining time are named as AFM process parameters. Media viscosity, abrasive type, abrasive mesh size and its concentration are abrasive media parameters. The type of workpiece material (metallic and non-metallic etc.), the shape of workpiece, hardness of the workpiece, and the pre-machining process of workpiece are named as workpiece parameters for AFM process.

Rhodes *et al*. studied AFM process and evaluated process parameters such as extrusion pressure, speed of the abrasive media, volume of the abrasive media, types of abrasive, which affects the finishing of workpiece [Rhoades 1991]. Jain *et al.* [Jain and Adsul 2000] carried out a detailed experimental study to investigate the main AFM parameters such as number of cycles, abrasive media pressure, media velocity, abrasive mesh sizes, abrasive concentrations and workpiece materials effects on performance parameters. They concluded that effective AFM process parameters (from high to low effects) are abrasive concentration in media, abrasive mesh size, number of cycles and media flow speed. Jain *et al.* developed a theoretical model for AFM process and compared with the experimental studies. The results showed that well agreement between theoretical and experimental results.[Jain and Jain 2003]

AFM media parameters (abrasive mesh size and concentration, temperature and viscosity) were studied by Jain *et al*.[Jain, Ranganatha et al. 2001]. They concluded that the media viscosity increases with increasing abrasive concentration and decreases with the increase in mesh size and media temperature. Higher the viscosity results in high material removal rate (MRR) and better surface roughness. Flether and Fioravanti [Fletcher and Fioravanti 1996] studied the rheology of the abrasive media, they used polyborosiloxane as polymeric carrier for abrasive media. They concluded that the abrasive concentration is more effective parameter than mesh size and polymeric carrier. The thermal effect on machining efficiency of abrasive media were studied by Flether and Fioravanti [Fletcher and Fioravanti 1996] They concluded that when abrasive concentration is increased, the media thermal conductivity is increased. The surface heat transfer coefficient is directly related to the abrasive media

concentration. Gorana *et al*. [Gorana, Jain et al. 2004] studied the AFM media parameters such as media pressure, abrasive concentration and mesh size. Silly-putty and silicon carbide (SiC) abrasive were used as abrasive media for experiments. The acting forces on the surfaces were measured during the finishing process. The influence of the abrasive media parameters on the surface roughness were concluded. Agrawal *et al*. [Agrawal, Jain et al. 2005] studied the media parameters, the polyborosiloxane was used as polymeric carrier for abrasive media. The viscoelastic properties of abrasive media such as viscosity, creep compliance and bulk modulus were predicted. Loveless *et al*. [Loveless, Williams et al. 1994] studied the AFM process on the various machined surfaces obtained from grinding, milling, turning, and WEDM operations. They reported that the best improvement in the surface quality was obtained on the WEDMed surfaces.

Nowadays some new finishing process have been developed from AFM process, centrifugal force assisted abrasive flow machining (CFAAFM) was studied by Walia *et al*. [Walia, Shan et al. 2006] The results show that the productivity is higher in CFAAFM process then traditional AFM. FEM models were studied to simulate the CFAAFM process. Sharma *et al. [Reddy, Sharma et al. 2008]* also studied the CFAAFM process, Material removal and surface finish are both effected by the CFG rod speed, media pressure and the abrasive mesh size. Kenda and Pusavec [Kenda, Pusavec et al. 2011] studied the influence of process parameters on surface integrity. They used EDM pre-machined hardened tool steel AISI D2 as workpiece and reported that AFM is capable to remove EDM damaged surface and significantly improve surface roughness as well as inducing high compressive residual stresses onto the finished surface. Jain *et al*. [Sankar, Ramkumar et al. 2009] studied the influence of AFM process parameters on metal matrix composite (MMC) workpiece surface. They concluded that the finishing mechanism and material removal in case of MMC is different from that in case of steels.

Gov *et al*. [Gov, Eyercioglu et al. 2013] studied the effects of the workpiece hardness on AFM process. They used WEDM pre-machined and three level hardened AISI D2 tool steel as workpiece. They concluded that AFM process has better performance on the hardest workpiece. Y.C. Lin *et al*. [Lin, Chow et al. 2007] studied the effects of the AFM process on micro holes which were fabricated using electrical discharge drilling machine (EDM). The stainless steel (SUS 304) and titanium alloy (Ti-6Al-4V) plates were used as workpiece material. The effects of the AFM process parameters on performance parameters and the experimental results compared to the Taguchi method.

The AFM process is an effective finishing process for difficult to machine materials, aerospace and aircraft components. However there is only one study [Lin, Chow et al. 2007] in the literature, and it was carried out for micro holes. This paper is focused on the effect of AFM

process on difficult to finish material of Inconel 718. Specimens were cut by wire electrical dis charge machine (WEDM). The surface roughness (R_a) values were measured through and perpendicular to the abrasive media flow lines, material removal (MR) was calculated and scanning electron microscopy (SEM) images were taken from the surfaces before and after AFM for various processing cycles. The improvement of the surfaces quality according to the workpiece materials were observed and compared.

2. EXPERIMENTAL WORKS

2.1. EXPERIMENTAL SET-UP

In the study, a two-way abrasive flow machine that has two vertically opposed chambers was used (shown in Figure 1). The machine consists of a main frame, hydraulic unit, electronic control unit and heating-cooling unit. The specifications of the machine are given in Table 1. The hydraulic unit ensures adequate movement and media pressure that can be automatically configured. The control system is designed to control the volume of abrasive media and the number of cycles. One cycle in two-way AFM is composed of reciprocating motion of forward and backward of the piston ram in the media cylinder. Thus, cycle time depends on the piston speed and one cycle in the experimental study takes 2 minutes.

Table 1. Abrasive Flow Machine

Machine specification	
Hydraulic pressure	10–400 bar
Media capacity	6 litres
Stroke	400 mm
Bore diameter	140 mm



Figure 1. Two-Way Abrasive Flow Machine

2.2. WORKPIECE MATERIAL

The experiments were performed on Inconel 718. The specimens were cut from the slabs by using wire electro discharge machine to 5x10x20 mm. The WEDM parameters kept constant for all specimens to ensure the pre-surface characteristics of the specimens. The surface roughness values of the specimens before AFM are given in Table 2 (R_a), Inconel 718 has the physical properties of; 36 HRC hardness, 1375 MPa ultimate, 1100 MPa yield strength, 11.4 W/m thermal conductivity, 0.8 MS/m Electrical conductivity and 1344 ^oC melting temperature.

Table 2. Surface roughness before AFM

Inconel 718	
Specimen No	R_a (µm)
In-01	2.65
In-02	2.62
In-03	2.69
In-04	2.89
In-05	2.54
In-06	2.78

2.3. ABRASIVE MEDIA

The abrasive media that were prepared for the present study is a mixture of polymeric carrier, silicon carbide (SiC) abrasive particles, and 15% of hydraulic oil. The polymeric carrier has specific gravity of 1.0 (at 25 ^oC) and viscosity about 60 Pas. 100, 180, 240 and 320 mesh size silicon carbide (SiC) abrasives of 60% ratio by weight were used. However, the common definition of the percentage abrasive concentration is given by: weight of abrasive particles x 100/ (weight of abrasive media). Before performing the experiments, the abrasive media is run for 3–5 cycles with a trial workpiece, so as to get uniform mixing. The specifications of the abrasive media are summarized in Table 3.

2.4. EXPERIMENTAL PROCEDURE

The experiments were performed on Nickel alloy of Inconel 718. The workpiece holder (see Figure 3) was used to hold the specimens allowing the flow of abrasive media through the WEDMed surfaces with an opening of 10x20 mm. 12 litres of abrasive media was flown through in each cycle. The experiments were carried out for 1,3,5,10,20 and 50 cycles. The AFM pressure was 10 MPa and flow rate was 3 litres/min. Number of cycles, abrasive mesh size and abrasive concentration were taken as AFM parameters. The experiments were repeated for three specimens in each condition and the averages of the 5 surface roughness measurements were taken by using Mitutoyo SJ 401 surface measuring machine, with the cut

off length 0.8 mm. The specimens were cleaned by ethyl-alcohol and weighed before and after the experiment by using SHIMADZU AUX220 balance.

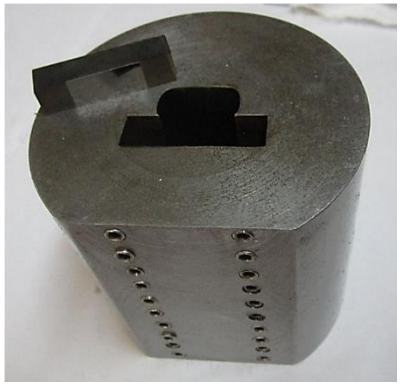


Figure 1. Workpiece holder

Table 3. Experimental parameters

Variable Parameters	
Number of Cycles	1, 3, 5, 10 ,20, 50, 100
Abrasive Mesh Size	100, 180, 240, 320
Constant Parameters	
Abrasive Type	SiC
Abrasive Concentration	60 % wt.
Abrasive Media Speed	400 mm/min

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1. MEASUREMENTS OF SURFACE ROUGHNESS

Number of Cycles:

As seen from the Figure 4,Figure 2 the surface roughness value decreased with increasing in number of cycles. The surface improvement is better in the first AFM cycles and gradually saturated to a certain level. The surface improvement in Inconel 718 alloy in the first cycle reach to 0.2 µm (R_a) value.

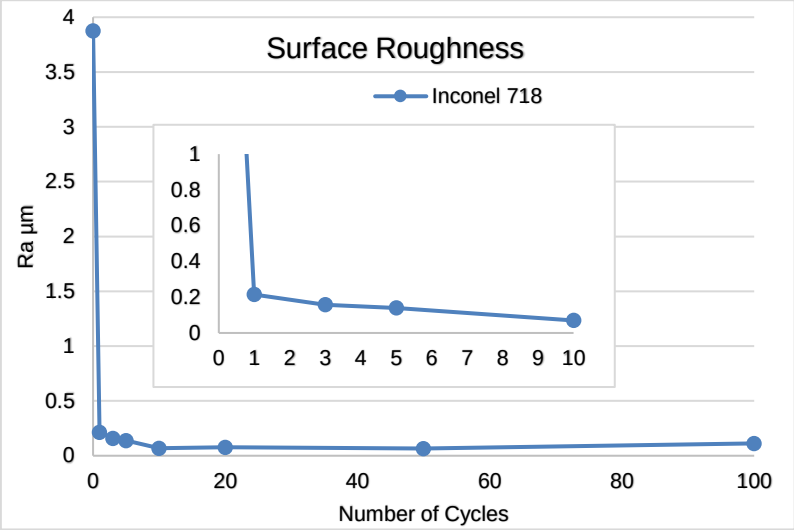


Figure 2. Surface roughness values

Abrasive Mesh Size:

Figure 5 shows that as the abrasive mesh size increases, the R_a value decreases. Further, the effect of mesh size on change in R_a is very low over the 240 mesh abrasive particles for Inconel 718 alloy workpiece.

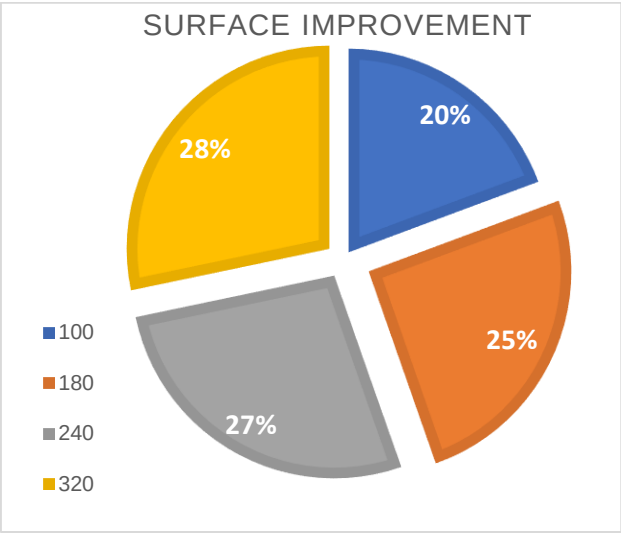


Figure 3. Effect of abrasive mesh size on surface improvement

3.2. MATERIAL REMOVAL

Number of Cycles:

The Figure 6Figure 4 shows that the material removal (MR) increases nonlinearly with the increase in the number of cycles. The rate of MR decreasing with increasing number of cycles. The reason for this slight decrease in material removal rate can be explained as the result of asperities on the workpiece surface before AFM. When the abrasive particles within the media machine the peaks, they become flatter than before and in the following cycles, the material removal is decreased. The trend of material removal for each specimen is similar, except that the total material removal is lower in the case of the Inconel 718 workpiece.

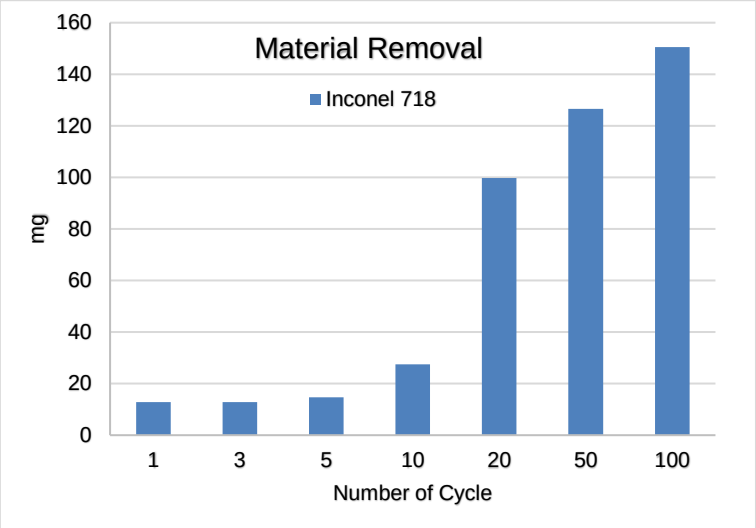


Figure 4. Change in material removal with respect to AFM cycles

Abrasive Mesh Size:

Figure 7Figure 5 shows the effect of mesh size on material removal. As mesh size increases, material removal decreases. The reason for a decrease in material removal is that with an increase in mesh size (or decrease in grain size in mm) the depth of penetration, as well as width of penetration, decreases.

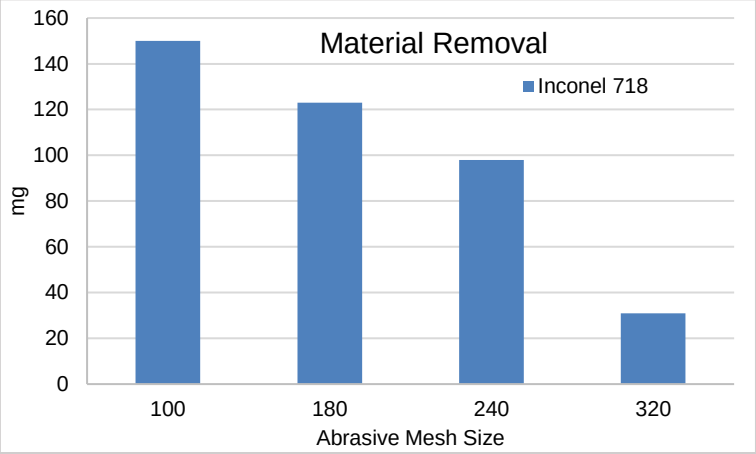


Figure 5. Effect of abrasive mesh size on MR

3.3. SURFACE OBSERVATIONS

The EDMed surface is unlike that produced by any traditional machining process; it is characterized by globules and random debris of re-deposited and recast material. The high temperature changes the metallurgy of the material. The region affected by these thermal changes is referred to as the heat-affected zone (HAZ). The HAZ is included of a recast layer (white layer) of material that has been melted and re-solidified at the surface, white layer that is harder than the original material; contains micro cracks [Rhoades 1996]. White layer thickness for the specimen is given in Figure 8, the white layer thickness of Inconel 718 specimen is about 30 µm. Figure 9 shows the white layers of each specimen, according to the figure in fifth cycle the globules and debris are fully removed from the Inconel 718 workpiece

surface. After removal of the white layer, abrasion behaviours of each specimen were changed. In the specimen, high smearing and ploughing have been observed.

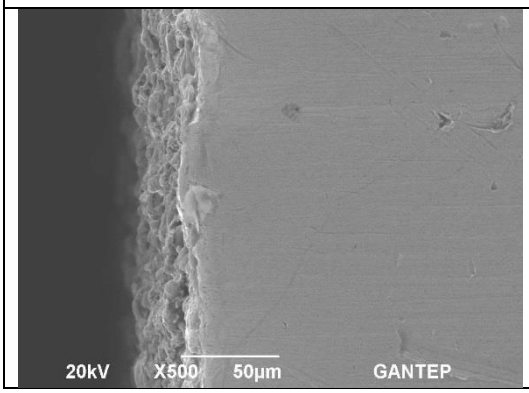
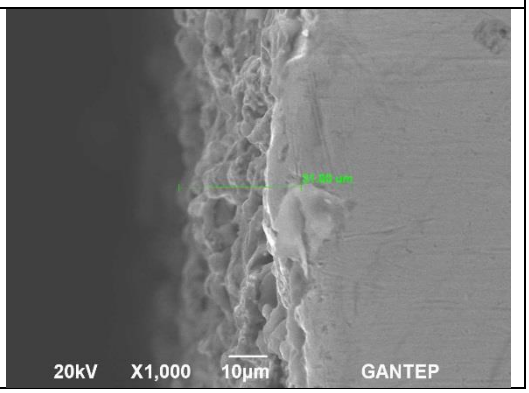
x500	x1000
	

Figure 6. WLT view of specimen

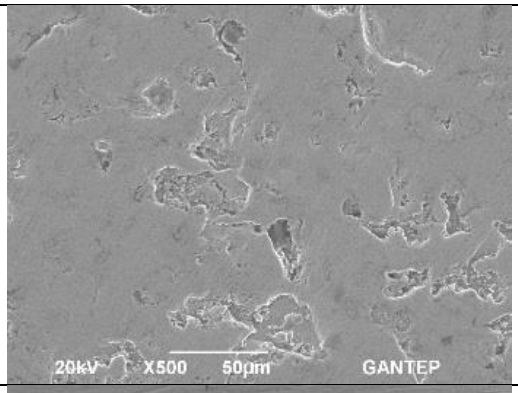
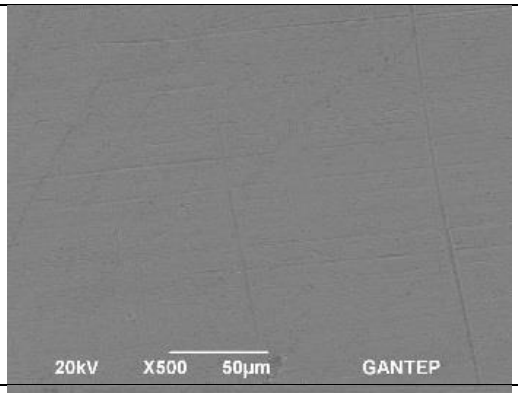
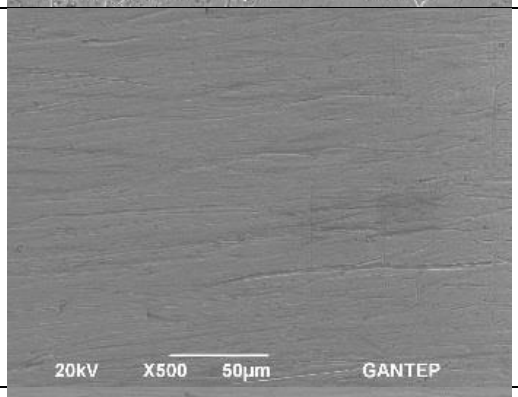
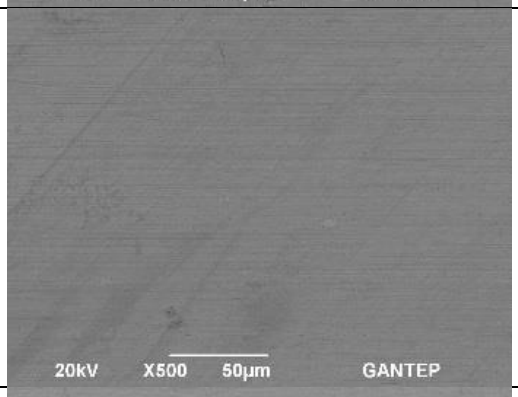
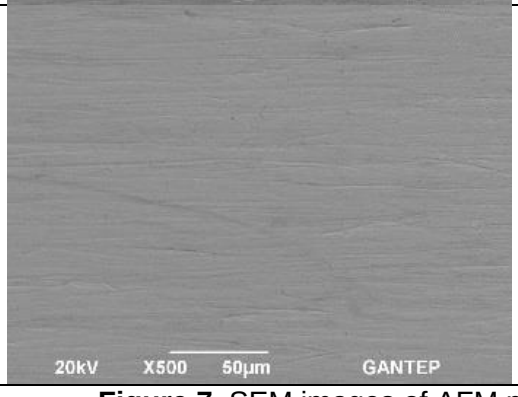
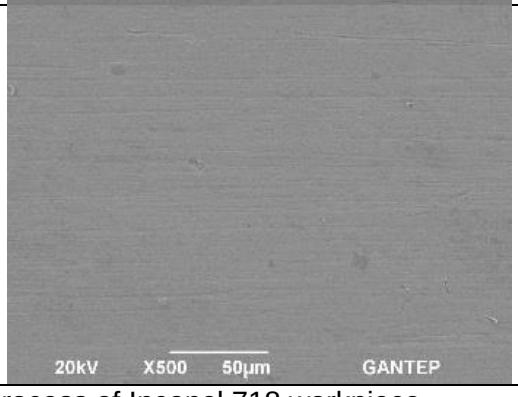
Cycle	X500	X500	Cycle
0			5
1			10
3			50

Figure 7. SEM images of AFM process of Inconel 718 workpiece

4. CONCLUSIONS

The influence of the AFM process on Inconel 718 workpiece were investigated. From the experimental results, the following conclusions have been derived:

The white layer formed during WEDM is successfully removed by using AFM for Inconel 718 workpiece. The results of SEM images of surface and the sectional views are in well agreement. The white layer was removed in the first cycle for Inconel 718 specimen and two cycles were required to fully remove the white layer.

Although the trends of surface roughness R_a value started to be settled after the 10-operating finishing cycle.

REFERENCES

1. **Agrawal, A., V. Jain and K. Muralidhar (2005)**, "Experimental determination of viscosity of abrasive flow machining media". *Secondary Experimental determination of viscosity of abrasive flow machining media*, Place Published, Publisher. 7. Number, 142-156.

2. **Fletcher, A. J. and A. Fioravanti (1996)**, "Polishing and Honing Processes: An Investigation of the Thermal Properties of Mixtures of Polyborosiloxane and Silicon Carbide Abrasive". *Secondary Polishing and Honing Processes: An Investigation of the Thermal Properties of Mixtures of Polyborosiloxane and Silicon Carbide Abrasive*, Place Published, Publisher. 210. Number, 255-265.

3. **Gorana, V. K., V. K. Jain and G. K. Lal (2004)**, "Experimental investigation into cutting forces and active grain density during abrasive flow machining". *Secondary Experimental investigation into cutting forces and active grain density during abrasive flow machining*, Place Published, Publisher. 44. Number, 201-211.

4. **Gov, K., O. Eyercioglu and M. V. Cakir (2013)**, "Hardness Effects on Abrasive Flow Machining". *Secondary Hardness Effects on Abrasive Flow Machining*, Place Published, Publisher. 59. Number, 626-631.

5. **Jain, R. K. and V. K. Jain (2003)**, "Finite element simulation of abrasive flow machining". *Secondary Finite element simulation of abrasive flow machining*, Place Published, Publisher. 217. Number, 1723-1736.

6. **Jain, V. K. and S. G. Adsul (2000)**, "Experimental investigations into abrasive flow machining (AFM)". *Secondary Experimental investigations into abrasive flow machining (AFM)*, Place Published, Publisher. 40. Number, 1003-1021.

7. **Jain, V. K., C. Ranganatha and K. Muralidhar (2001)**, "Evaluatıon of Rheologıcal Propertıes of Medıum for AFM Process". *Secondary Evaluatıon of Rheologıcal Propertıes of Medıum for AFM Process*, Place Published, Publisher. 5. Number, 151-170.

8. **Kenda, J., F. Pusavec, G. Kermouche and J. Kopac (2011)**, "Surface Integrity in Abrasive Flow Machining of Hardened Tool Steel AISI D2". *Secondary Surface Integrity in Abrasive Flow Machining of Hardened Tool Steel AISI D2*, Place Published, Publisher. 19. Number, 172-177.

9. **Lin, Y.-C., H.-M. Chow, B.-H. Yan and H.-J. Tzeng (2007)**, "Effects of finishing in abrasive fluid machining on microholes fabricated by EDM". *Secondary Effects of finishing in abrasive fluid machining on microholes fabricated by EDM*, Place Published, Publisher. 33. Number, 489-497.

10. **Loveless, T. R., R. E. Williams and K. P. Rajurkar (1994)**, "A study of the effects of abrasive-flow finishing on various machined surfaces". *Secondary A study of the effects of abrasive-flow finishing on various machined surfaces*, Place Published, Publisher. 47. Number, 133-151.

11. **Reddy, M. K., A. Sharma and P. Kumar (2008)**, "Some aspects of centrifugal force assisted abrasive flow machining of 2014 Al alloy". *Secondary Some aspects of centrifugal force assisted abrasive flow machining of 2014 Al alloy*, Place Published, Publisher. 222. Number, 773-783.

12. **Rhoades, L. J. (1991)**, "Abrasive flow machining: a case study". *Secondary Abrasive flow machining: a case study*, Place Published, Publisher. 28. Number, 107-116.

13. **Rhoades, L. J. (1996)**, "Understanding EDMed Surfaces". *Secondary Understanding EDMed Surfaces*, Place Published, Publisher. 48. Number.

14. **Sankar, M. R., J. Ramkumar and V. K. Jain (2009)**, "Experimental investigation and mechanism of material removal in nano finishing of MMCs using abrasive flow finishing (AFF) process". *Secondary Experimental investigation and mechanism of material removal in nano finishing of MMCs using abrasive flow finishing (AFF) process*, Place Published, Publisher. 266. Number, 688-698.

15. **Walia, R. S., H. S. Shan and P. K. Kumar (2006)**, "Finite element analysis of media used in the centrifugal force assisted abrasive flow machining process". *Secondary Finite element analysis of media used in the centrifugal force assisted abrasive flow machining process*, Place Published, Publisher. 220. Number, 1775-1785.

EFFECTS OF ELECTRODES ON AEROSPACE ALLOYS IN HOLE-EDM PROCESS

Ömer EYERCİOĞLU, *eyercioglu@gantep.edu.tr* Gaziantep University, 27310, Gaziantep, Turkey

Kürşad GÖV, *gov@gantep.edu.tr* Gaziantep University, 27310, Gaziantep, Turkey

ABSTRACT

Hole-EDM drilling is a special type of electrical discharge machining (EDM) processes, i.e. sink-EDM and wire-EDM. Although hole-EDM drilling uses the same principles as other EDM methods, a constantly rotated hollow electrode and pumping of dielectric liquid through the electrode tube are the two distinct features. This process has been alternatively used for producing holes in turbine blades, fuel injectors, medical equipment, cutting tool coolant holes, hardened punch ejectors, plastic mould vent holes and wire EDM starter holes. In this study, a comparative investigation of fast hole drilling of aerospace alloys, namely as Inconel 718 using EDM method was performed in order to explore the influence of electrode material, i.e. brass and copper electrode materials. The comparisons were made from the results of material removal rate (MRR), electrode wear rate (EWR) and scanning electron microscope (SEM) images of the white layer thickness (WLT) taken from the machined hole surfaces. The experimental results reveal that the brass electrode has comparatively better MRR and lower EWR. However, the SEM images show that brass electrode produces less damage and WLT on machined surfaces than copper electrode for this material.

Keywords: Electrical discharge machining, Fast hole drilling, Electrode, Surface Roughness, Inconel 718

1. INTRODUCTION

Electrical Discharge Machining is a non-traditional machining process that has become a well-established machining process in manufacturing industries throughout the world and has replaced drilling, milling, grinding and other traditional machining operations. EDM is capable of machining geometrically complex or hard material components that are precise and difficult to machine. EDM processes are classified into die-sinking EDM, Wire-EDM and Hole-EDM. The electrode of die-sinking EDM has the reversed shape of the part to be machined, Wire-

EDM uses thin wire, ranging from 0.02 to 0.36 mm in diameter electrode and Hole-EDM uses tabular electrodes have diameter from 0.3 to 6.0 mm.

Drilling small holes is one of the basic metalworking processes; nearly 40% of all production time is spent to produce holes. Conventional drilling techniques cannot be employed to produce small-size holes on difficult-to-cut materials as tool wear/breakage and slow machining rates lead to inaccurate hole dimensions and unacceptable surface quality. The performance of advanced parts such as turbine blades and combustion chambers depend on very large number of small holes for cooling hot components. Typical cooling hole diameters and aspect ratios are in the range of 1–4 mm and 40–200, respectively [Eyercioglu et al. 2014]. Drilling process of small hole, which has the large depth to diameter ratio, is very difficult by using traditional methods. For some materials, which have greater strength and hardness like carbide, tool steel and super alloys, it is nearly impossible. Electrical discharge machining process removes microchips from the workpiece by means of a series of repeated electrical flushing. The EDM process is achieved by applying a succession of discrete discharges between the tool (cathode) and the workpiece (anode), separated by a dielectric fluid. EDM small-hole drilling process is a highly economical method for drilling fast and highly precise holes into all types of conductive materials, either hard or soft [Jain 2009]. The process is used for production of fuel injectors, venting holes of injection moulds, coolant holes of injection cutting tools, hardened punch ejector holes, wire-EDM starter holes, holes in turbine blades and other similar operations [Keskin et al. 2006] [Puranik et al. 2008] [Mujumdar et al. 2010]. The most important performance parameters in the EDM process are the surface roughness (R_a), the material removal rate, and the electrode wear (EW) [Eyercioglu et al. 2014]. Asperities produced by electrical discharge machining are covered by a multitude of overlapping craters, which results in the formation of corresponding workpiece profiles with a specified accuracy and surface finish, and also white layer (recast layer) is generated in all EDM processes [Kurnia et al. 2009]. Eyercioglu [Eyercioglu et al. 2014] reported that the effect of electrical parameters is more significant than the effect of the other parameters on EDM small hole drilling process. Kuppan [Kuppan et al. 2008] reported that MRR is affected by duty factor, discharge current and electrode rotation, whereas pulse on-time and discharge current influence the surface roughness value. Singh [Singh et al. 2004] studied the effect of machining parameters over output performances of ram-EDM of Al-SiC composite and reported that MRR, taper, radial overcut and surface roughness increase while the current and pulse on-time settings were higher. In small-hole EDM drilling, the effects of non-electrical parameters on MRR were researched by Cao [Cao et al. 2008]. Ekmekci [Ekmekci et al. 2009] studied the effects of pulse energy on geometry and surface damage of the blind holes machined by micro-EDM. Yilmaz and Okka [Yilmaz et al. 2010] researched the influence of number of channels in the electrodes

on performances of small-hole EDM drilling process by using titanium alloys as workpiece material. They reported that the single channel electrode is better than the multi-channel electrode to obtain higher MRR; however, the surface roughness is better when using multi-channel electrode. The effects of input parameters on the response parameters such as average surface roughness (R_a) and average circularity of the drilled holes in nickel-based super alloy was studied by Yadav [Yadav et al. 2015]. Janmanee and Muttamara [Janmanee et al. 2011] investigated the influence of EDM parameters on MRR, EWR and tapered hole of martensitic stainless steel AISI 431. The recast layer was much thinner with this oxygen-assisted machining method. Gov [Gov 2016] investigated that the effects of the dissolved oxygen in the coolant on the hole EDM performance parameters such as material removal, electrode wear, surface roughness, over cut, taper and white layer thickness. The results showed that the increasing in the oxygen dissolution in the coolant, improving the performance parameters. Gov [Gov 2017] studied a comparative experimental study on the small HEDD process. Ti-6Al-4V was used as workpiece material. Single and multi-channel electrodes were used for experimental study. It was concluded that higher MRR was achieved by using single-channel electrode and the multi-channel electrode gave good Ra value. Comparative experimental studies were performed by Gov [Gov 2017]. It was investigated the EDM performance by using dielectric, distilled water, and kerosene and the Ti-6Al-4V was used as workpiece material. It was reported that the better surface roughness value was obtained by using distilled water, the higher MRR and lower EWR was achieved by using kerosene and fewer micro-cracks were created by using distilled water. Deionized water, tap water, and kerosene was used as dielectric liquid by Gov [Gov 2017] in HEDD process. Two types of electrode were used copper and brass [Gov 2017]. The results revealed that the better HEDD performance was achieved by using single-channel brass electrode and deionized water. The variations of machining performance outputs were experimentally investigated with the varying machining parameters for metal powder mixed dielectric liquid in EDM by Çogun [Çogun et al. 2006] it is reported that the type and concentration of the powder in the dielectric fluid and the pulse-on time were effective performance parameters of EDM process. The powder-mixed electrical discharge machining was examined using SiC powder mixing in water dielectric liquid by Ekmekci [Ekmekci et al. 2015]. The experimental studies revealed that the surface morphology drastically affected the additives as means of secondary discharges and particle migration from dielectric liquid. In this study, electro discharge hole drilling processes was applied to Inconel 718 by using single channel brass and copper electrodes. In the study the electro erosion parameters (t_{on}, t_{off} and C) kept constant and the effect of the current and electrode materials on the performance parameters such as material removal rate, electrode wear rate and the SEM images of the white layer thickness was examined.

2. MATERIALS AND METHOD

Experiments were performed by using JS EDM AD-20 type hole electrical discharge machine which is available in Mechanical Engineering Department of Gaziantep University. The samples were prepared by 5x10x20 mm Inconel 718 which were cut by wire electro discharge machining. Each face of the samples was ground by using 320 to 2000 size emery papers gradually and polished by using 1 µm diamond suspension before drilling. Single channel 2 mm diameter brass and copper electrodes were used for drilling the holes which were drilled on the centre of the matched polished faces vertically (Figure 1). The major electrode material properties are given in Table 1. Experiments were performed in 3 repetitions and the performance parameters were defined by average of these three measurements. The EDM parameters; current (I), arc on time (T_{on}), arc off time (T_{off}), and capacitance (C) were chosen as the optimum values which were proposed by Yılmaz [Yilmaz et al. 2010]. The list of the EDM parameters are given in Table 2.

Table 1. Properties of The Electrode Material

Electrode Material	Copper	Brass
Melting point (ºC)	1084	900-940
Electrical resistivity (ohm-cm)	1.69	4.70
Thermal conductivity (W/m-ºK)	391	159
Specific heat capacity (J/g-ºC)	0.385	0.380

Table 2. Experiment Parameters

Fixed parameters	**Value**
Time on, T_{on} (µs)	38
Time off, T_{off} (µs)	23
Capacitance C (µF))	1422
Voltage (volt)	65
Electrode rotation speed (rpm)	200
Coolant pressure (bar)	75
Electrode polarity	Negative (-)
Variable parameters	
Electrode type	Brass, Copper
Current, I (Ampere)	17, 20, 23

In this study, the performance parameters are defined as material removal rate (MRR), electrode wear rate (EWR) and the SEM images of the white layer thickness (WLT) of the workpiece surface.

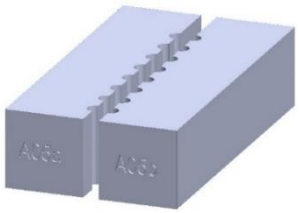


Figure 1 Photograph of the specimen

2.1. MATERIAL REMOVAL RATE

EDM is defined as the high-energy sparks that occur between the workpiece and electrode cause material removal and evaporation. In EDM process, the material removal rate is defined as the amount of material removal at unit time. In EDM process high MRR is intended and the studies are performed at this situation. In this study, the specimens were weighed before and after the experiments by using 0.1 mg sensitive Shimadzu AUX220 digital balance. The machining time was measured by using digital stopwatch. And the machining speed was calculated by equation (1).

$$\mathrm{MRR}\left(\frac{\mathrm{mg}}{\mathrm{min}}\right) = \frac{\text{initial weight} - \text{final weight}}{\text{Machining time}} \qquad (1)$$

2.2. Electrode wear rate

In EDM process, high temperature sparks provide the chip removal from the workpiece at the same time these sparks erode the electrode. This erosion is known as electrode wear in EDM process. In EDM drilling process, machined geometry is directly related to the electrode wear, so the minimum electrode wear gives better geometric performance on workpiece. In this study, the electrodes were weighed before and after the machining by 0.1 mg precision digital balance. And the electrode wear was calculated by using equation (2).

$$\mathrm{EWR}\left(\frac{\mathrm{mg}}{min}\right) = \frac{\text{initial weight} - \text{final weight}}{machining\ time} \qquad (2)$$

2.3. SEM Images of White Layer

In all types of EDM processes, white layer is generated, related to the high electrical discharge that is caused by the high temperature generation and sudden cooling between the workpiece and electrode. This white layer has the very hard and brittle properties. Thermal stresses are generated in the white layer and it causes the micro cracks which lays from white layer to main material [Ergün et al. 2006]. These micro cracks tend to develop from the white layer to main material and they decrease the fatigue strength and service life of the part [Ergün et al. 2006]. In this experimental study, the cross-sectional SEM images were taken by using Jeol JSM-6390 LV electron microscope and the white layer thickness were measured by using these images.

3. EXPERIMENTAL RESULTS

3.1. Material Removal Rate

In this study, two types of tubular electrodes were used. The effects of electrodes and current on MRR for Inconel 718 are presented in Figure 2. When material removal rate is considered according to the current, the MRR is decreased as the current increased for both electrode

types. The better MRR was obtained at 20 A current value. When MRR of the electrode types are compared, brass electrode has the best MRR than the copper for all current levels. As in the case of copper, material removal rate is lower than that of the brass. This might be due to melting temperature of copper electrode (1084 ºC) which is higher than that of the brass electrode (900 ºC). It is obvious that copper has higher thermal conductivity (391 W/m.K) and less electrical resistivity than brass (159 W/m.K). Thus, the discharge energy produced while EDM machining has profound effect on brass in terms of higher MRR.

Moreover, although copper material has less electrical resistivity and higher melting temperature than brass alloy, the MRR results show that brass electrodes would be more preferable in terms of having higher MRR. It is to be the reason of that comparatively low thermal conductivity of brass as an electrode material does not allow the absorption of much of the heat energy, and the most heat is utilized in removal of material from the workpiece of low melting temperature [Khan 2008].

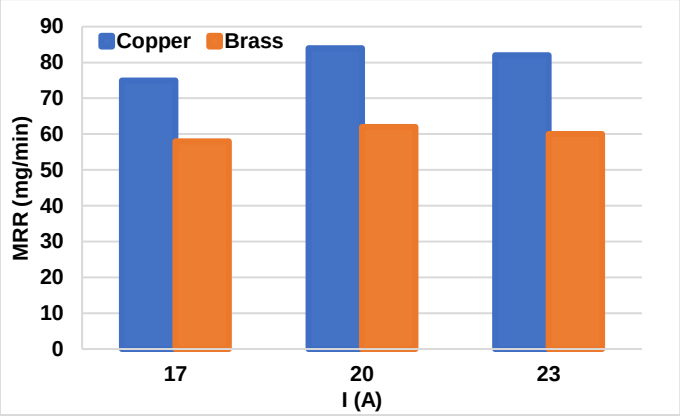


Figure 2 Material removal rate

3.2. Electrode Wear Rate

In EDM process, high energetic electrical spark erodes the workpiece and picks off the particles from the workpiece surface nonetheless it erodes the electrode and picks off the particles from the electrode respectively. Normally, electrode wear is related to the electrical parameters of the EDM process. In this study, the electrical parameters of t_{on}, t_{off} and capacitance (C) were taken constant and the effect of the current and electrode materials on the electrode wear rate was examined. Electrode wear is mostly depending on the electrode materials and energy of discharge among the other factors such as pulse duration/interval, polarity, dielectric etc. [Hasçalık et al. 2007]. When the EWR results are examined, Figure 3 clearly shows that the material removal of copper is in lower rates than that of brass electrode for all current values. Brass electrode undergoes lower electrode wears compared to the copper electrode. Since copper has higher melting point and thermal conductivity than that of brass. Also, higher MRR rates that cause lover EWR. Therefore, brass electrode can be used in order to consume less amount of electrode compared to copper electrode material.

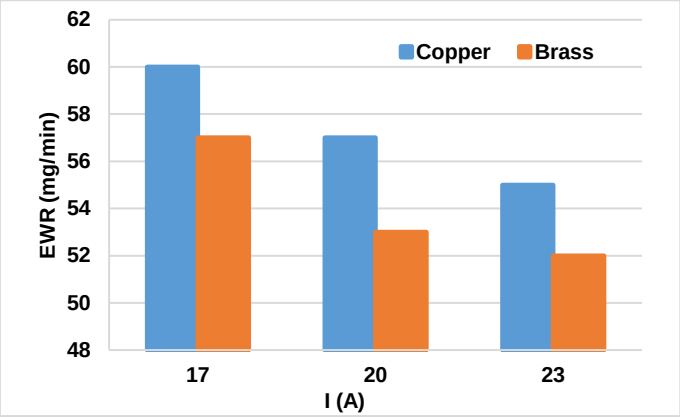


Figure 3 Electrode wear rate

3.3. White Layer Thickness

Through the EDM drilling of holes, recast layers were generated at the side wall of each hole. The recast layer thickness at the wall of the hole was measured since it is the surface subjected to continuous machining throughout the hole drilling process. SEM images of the EDM drilled surfaces were taken in order to compare the effects of the electrode material on white layer of workpiece surface. From the examination of the surface characteristics, it was observed that EDM fast hole drilling process produces globules, debris, pockmarks, melted drops, varying size craters on surface.

To ensure that the recast layer thickness measured was representative of the entire recast layer, a 400 µm sample length of recast layer thickness was extracted for measurement. Furthermore, as recast layer thickness was not uniform throughout the sample length, a representative average recast layer thickness was determined. It is seen in Figure 4, white layer thicknesses of the EDM drilled holes were changing from 15 µm to 30 µm from 17 A to 23 A, respectively. The reduction in WLT is about 30% for 20 A current value comparing to 23 A. Also, the white layer creation is less for brass electrode compared to the copper electrode. It was observed from the Figure 5, white layer, melted drops, craters and cracks are more pronounced when using copper electrode. This also makes the surface rough and having uneven surface profile.

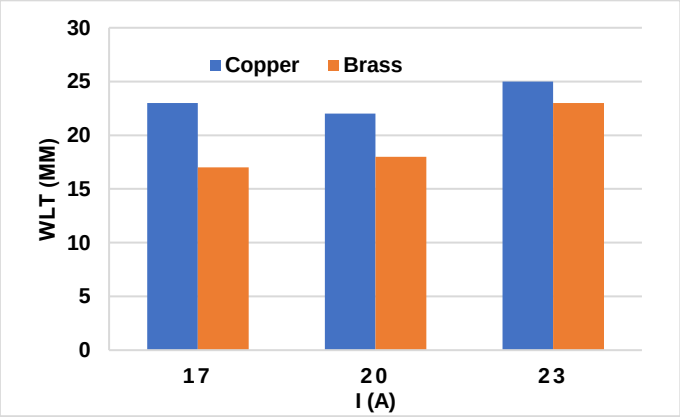


Figure 4 White layer thickness

4. CONCLUSIONS

The outcomes of this study can be concluded as:

- Nearly 35 percent decrease in MRR has been achieved by using the brass electrode. This provides a significant improvement of the machining time for EDM drilled deep holes.
- MRR is decreased as the current increased for both electrode types. The better MRR was obtained at 20 A and brass electrode.
- Electrode wear rate is reduced approximately 10% by using brass electrode. This means reduction in electrode cost. (i.e., manufacturing cost).
- EWR is decreased as the current increased for both electrode types. The better EWR was obtained at 20 A and brass electrode.
- It can be expected that the service life and fatigue strength of the workpiece will be improved by decreasing the white layer thickness.

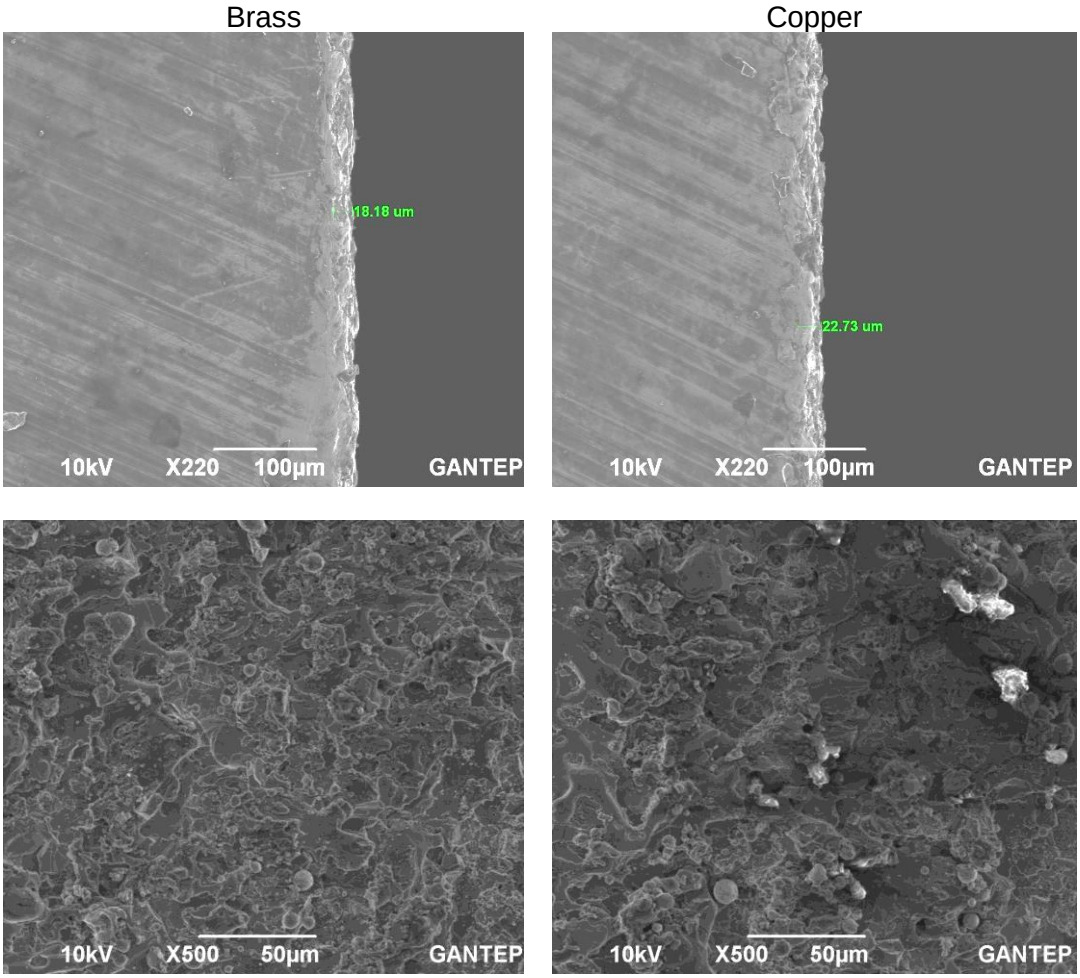


Figure 5 SEM images of the white layer

REFERENCES

1. **Cao, M. R., Y. Wang, S. C. Yang, S. Q. Yang and W. H. Li** (2008). Effects of Non-Electrical Parameters on Material Removal Rate of High-Speed Small Hole EDM Drilling. Advanced Materials Research, Trans Tech Publ.

2. **Çogun, C., B. Özerkan and T. Karaçay (2006)**, "An experimental investigation on the effect of powder mixed dielectric on machining performance in electric discharge machining". *Secondary An experimental investigation on the effect of powder mixed dielectric on machining performance in electric discharge machining*, Place Published, Publisher. 220. Number, 1035-1050.

3. **Ekmekci, B., A. Sayar, T. T. Öpöz and A. Erden (2009)**, "Geometry and surface damage in micro electrical discharge machining of micro-holes". *Secondary Geometry and surface damage in micro electrical discharge machining of micro-holes*, Place Published, Publisher. 19. Number, 105030.

4. **Ekmekci, B., F. Ulusöz, N. Ekmekci and H. Yaşar (2015)**, "Suspended SiC particle deposition on plastic mold steel surfaces in powder-mixed electrical discharge machining". *Secondary Suspended SiC particle deposition on plastic mold steel surfaces in powder-mixed electrical discharge machining*, Place Published, Publisher. 229. Number, 475-486.

5. **Ergün, Z. E. and C. Çoğun (2006)**, "Elektro Erozyon ile İşleme (EEİ) İş Parçasi Yüzey Karakteristiklerinin Deneysel İncelenmesi". *Secondary Elektro Erozyon ile İşleme (EEİ) İş Parçasi Yüzey Karakteristiklerinin Deneysel İncelenmesi*, Place Published, Publisher. 21. Number.

6. **Eyercioglu, O., M. V. Cakir and K. Gov (2014)**, "Influence of machining parameters on the surface integrity in small-hole electrical discharge machining". *Secondary Influence of machining parameters on the surface integrity in small-hole electrical discharge machining*, Place Published, Publisher. 228. Number, 51-61.

7. **Gov, K. (2016)**, "Investigation of the Effects of the Dissolved Oxygen in the Coolant on the Hole Geometries Drilled by Electro Erosion". *Secondary Investigation of the Effects of the Dissolved Oxygen in the Coolant on the Hole Geometries Drilled by Electro Erosion*, Place Published, Publisher. 31. Number, 231-239.

8. **Gov, K. (2017)**, "Experimental Investigation of the Effects of Electrodes on EDM Hole Drilling Process". *Secondary Experimental Investigation of the Effects of Electrodes on EDM Hole Drilling Process*, Place Published, Publisher. 20. Number, in press.

9. **Gov, K. (2017)**, "Experimental Investigation of The Effects of The Coolant on The Performance Parameters of Electrical Discharge Drilling of Some Aerospace Materials". *Secondary Experimental Investigation of The Effects of The Coolant on The Performance*

Parameters of Electrical Discharge Drilling of Some Aerospace Materials, Place Published, Publisher. 32. Number, in press.

10. **Gov, K. (2017)**, "Influence of the Coolant on Performance of Electro Discharge Hole Drilling". *Secondary Influence of the Coolant on Performance of Electro Discharge Hole Drilling*, Place Published, Publisher. 20. Number, in press.

11. **Hasçalık, A. and U. Çaydaş (2007)**, "Electrical discharge machining of titanium alloy (Ti–6Al–4V)". *Secondary Electrical discharge machining of titanium alloy (Ti–6Al–4V)*, Place Published, Publisher. 253. Number, 9007-9016.

12. Jain, V. K. (2009). *Advanced machining processes*, Allied publishers.

13. **Janmanee, P. and A. Muttamara (2011)**, "A study of hole drilling on stainless steel AISI 431 by EDM using brass tube electrode". *Secondary A study of hole drilling on stainless steel AISI 431 by EDM using brass tube electrode*, Place Published, Publisher. 2. Number, 471-481.

14. **Keskin, Y. H., H. Selcuk and K. Mevlut (2006)**, "An experimental study for determination of the effects of machining parameters on surface roughness in EDM". *Secondary An experimental study for determination of the effects of machining parameters on surface roughness in EDM*, Place Published, Publisher. 28. Number, 1118-1121.

15. **Khan, A. A. (2008)**, "Electrode wear and material removal rate during EDM of aluminum and mild steel using copper and brass electrodes". *Secondary Electrode wear and material removal rate during EDM of aluminum and mild steel using copper and brass electrodes*, Place Published, Publisher. 39. Number, 482-487.

16. **Kuppan, P., A. Rajadurai and S. Narayanan (2008)**, "Influence of EDM process parameters in deep hole drilling of Inconel 718". *Secondary Influence of EDM process parameters in deep hole drilling of Inconel 718*, Place Published, Publisher. 38. Number, 74-84.

17. **Kurnia, W., P. C. Tan, S. H. Yeo and Q. P. Tan (2009)**, "Surface roughness model for micro electrical discharge machining". *Secondary Surface roughness model for micro electrical discharge machining*, Place Published, Publisher. 223. Number, 279-287.

18. **Mujumdar, S. S., S. A. Mastud, R. K. Singh and S. S. Joshi (2010)**, "Experimental characterization of the reverse micro-electrodischarge machining process for fabrication of high-aspect-ratio micro-rod arrays". *Secondary Experimental characterization of the reverse micro-electrodischarge machining process for fabrication of high-aspect-ratio micro-rod arrays*, Place Published, Publisher. 224. Number, 777-794.

19. **Puranik, M. S. and S. S. Joshi (2008)**, "Analysis of accuracy of high-aspect-ratio holes generated using micro-electric discharge machining drilling". *Secondary Analysis of accuracy of high-aspect-ratio holes generated using micro-electric discharge machining drilling*, Place Published, Publisher. 222. Number, 1453-1464.

20. **Singh, P. N., K. Raghukandan, M. Rathinasabapathi and B. Pai (2004)**, "Electric discharge machining of Al–10% SiC p as-cast metal matrix composites". *Secondary Electric discharge machining of Al–10% SiC p as-cast metal matrix composites*, Place Published, Publisher. 155. Number, 1653-1657.

21. **Yadav, U. S. and V. Yadava (2015)**, "Experimental investigation on electrical discharge diamond drilling of nickel-based superalloy aerospace material". *Secondary Experimental investigation on electrical discharge diamond drilling of nickel-based superalloy aerospace material*, Place Published, PublisherNumber.

22. **Yilmaz, O. and M. A. Okka (2010)**, "Effect of single and multi-channel electrodes application on EDM fast hole drilling performance". *Secondary Effect of single and multi-channel electrodes application on EDM fast hole drilling performance*, Place Published, Publisher. 51. Number, 185-194.

AN EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE ULTRASONIC-ASSISTED MACHINING OF Ti-6Al-4V

F. Hayati ÇAKIR, *fcakir@ogu.edu.tr* Eskişehir Osmangazi University, Turkey

Selim GÜRGEN, *sgurgen@ogu.edu.tr* Eskişehir Osmangazi University, Turkey

Sezan ORAK, *sorak@ogu.edu.tr* Eskişehir Osmangazi University, Turkey

M. Cemal KUŞHAN *mkushan@ogu.edu.tr* Eskişehir Osmangazi University, Turkey

M. Alper SOFUOĞLU, *asofuoglu@ogu.edu.tr* Eskişehir Osmangazi University, Turkey

ABSTRACT

In this study, an experimental study was performed for the ultrasonic-assisted turning of Ti-6Al-4V. The surface properties of titanium alloy machined by ultrasonic-assisted turning method were examined. Also, chip morphology was investigated. These measurements were compared with conventional turning operations performed with same cutting parameters. It was seen that ultrasonic-assisted turning affects surface properties. Average surface roughness was reduced, and less deformation was observed on the workpiece surface. Also, serrated and irregular chips were observed.

Keywords: Ultrasonic-assisted turning, Ti-6Al-4V, Surface roughness, Chip morphology

1. INTRODUCTION

Ultrasonic-Assisted Turning (UAT) is performed with low amplitude (5-30 μm) and high frequency (15-25 kHz) vibrations during cutting operations. Vibrations can be applied in many directions such as cutting direction, feed direction and depth of cut direction. In some cases, the vibrations can be two or three dimensional. Due to simple of applicability and high effectivity, vibrations in cutting path are extensively preferred in UAT operations. In this process, intermittent cutting is applied in the cutting zone because oscillation of cutting tool exhibits plunging to material and back off for each vibrational cycles up to critical cutting speed magnitudes. This intermittent cutting provides a reduction in cutting forces and a duration for cooling of a cutting tool. Therefore, tool life is improved as a result of UAT method. Besides, operations are completed in more stable regions due to the reduction of

chatter vibrations. For this reason, controlled chip formation is achieved while surface roughness, roundness and surface integrity of workpieces are improved significantly.

Pioneering studies on UAT method were performed in the late of 1950s. In these studies, 1D vibration was generated to excite the cutting tools. In the 1990s, 2D vibrations were benefited for the manufacturing of optic and ceramic-based components (Brehl and Dow, 2008). It was stated that 2D vibrations are more beneficial for the operations in comparison to 1D vibrations (Brehl et al., 1999; Shamoto et al., 2005; Shamoto, 2005). In the applications, 1D vibrations were generally preferable for metal parts especially in the aerospace industry (Babitsky et al., 2004;Ahmed et al., 2006; Maurotto et al., 2012; Khajehzadeh et al., 2014; Patil et al., 2014; Çakır et al., 2015). According to the literature studies, it was observed that workpiece surface analysis of ultrasonic-assisted turning of Ti-6Al-4V was limited. Researchers have generally focused on cutting forces and temperatures, but the effect of ultrasonic vibration on the workpiece surface of Ti6Al4V was rarely studied.

In this study, an experimental study was carried out for the ultrasonic-assisted turning of Ti-6Al-4V. The surface roughness and microhardness of the titanium alloy (Ti-6Al-4V) machined by ultrasonic assisted turning method were examined. Also, obtained chip morphology was investigated. The UAT samples were compared with conventionally machined samples.

2. EXPERIMENTAL STUDY

In this study, Ti-6Al-4V alloy was used as the workpiece. This alloy is widely used in aerospace applications due to its advanced mechanical and chemical properties. Table 1 gives the chemical composition, and Table 2 presents the physical and mechanical properties of the Ti-6Al-4V alloy (Titanyum alaşımları, 2017).

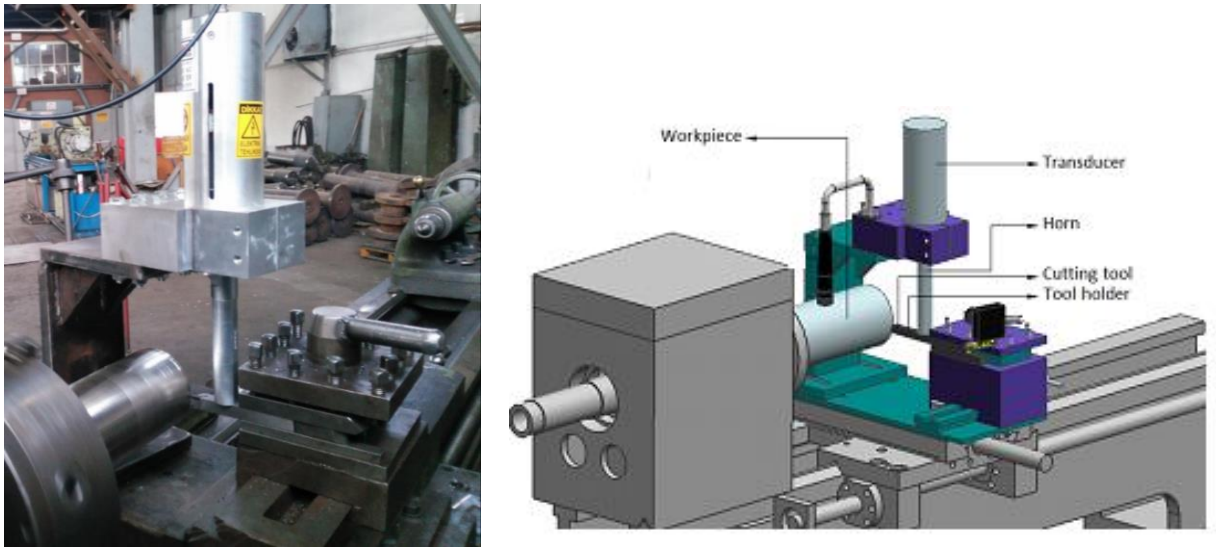
Table 1. The chemical composition of the Ti-6Al-4V alloy

% wt	Al	V	C	Fe	N	O	H	Ti
Ti-6Al-4V	5.5-6.75	3.5-4.5	0.1	0.4	0.05	0.2	0.015	Bal.

Table 2. The physical and mechanical properties of the Ti-6Al-4V alloy

Density	4.43 g/cm^3
Melting point	1650°C
Thermal conductivity	6.6 W/m-K
Specific heat capacity	565 J/kg-K
Tensile strength	950 MPa
Yield strength	880 MPa
Tensile elongation	10%
Hardness	33 HRC

In the experimental stage, UAT equipment was adapted on a universal lathe with the help of designed fixture as shown in Figure 1. Table 3 gives the details of cutting tool and tool holder. Surface roughness measurements were carried out using a Surftest SJ-310 profilometer. A Future Tech FM700 hardness machine was used in the microhardness measurements. Conventional turning (CT) and UAT operations were applied to compare the results. Feed rate and cutting depth were 0.1 mm/rev and 0.1 mm, respectively. Different overhang lengths were used to represent different stability cases. Tool holder lengths were used as 60 and 70 mm. Cutting speeds were 10, 20, 30, 40 m/min. In UAT method, frequency and amplitude of the vibrations were fixed at 20 kHz and 20 µm, respectively. Levels of experimental parameters were selected according to the early studies (Türkeş, 2007; Patil et al., 2014).



(a) (b)

Figure 1. a) Experimental setup of UAT system; (a) photo and (b) schematic representation

Table 3. Details of the cutting tool and tool holder

Dimensions of the tool holder	16 mm × 16 mm × 150mm
The material of cutting tool	WC + AlTiN
Rake angle	0°
Relief angle	7°
Tool nose radius	0.8 mm

3. EXPERIMENTAL RESULTS AND DISCUSSIONS

3.1. Surface Roughness Analysis

Table 4 gives the average surface roughness values measured for the Ti-6Al-4V alloy machined using two different machining methods. The results indicate that surface

roughness was decreased by adding ultrasonic vibration. It was observed that average surface roughness is reduced by 11% in ultrasonic-assisted turning compared to conventional turning.

Table 4. Average surface roughness values (Ra) for several cutting conditions and methods

Experiment No	Overhang length (mm)	Cutting speed (m/min)	Ra after CT (μm)	Ra after UAT (μm)
1	60	10	2.53	2.39
2	60	20	2.18	2.07
3	60	30	2.06	1.96
4	60	40	1.69	1.79
5	70	10	3.26	2.32
6	70	20	2.64	2.5
7	70	30	2.82	2.3
8	70	40	2.57	2.19

According to experimental test with different cutting conditions; surface roughness values in the ultrasonic-assisted turning of Ti-6Al-4V are given in Figure 2. When the cutting speed increases and tool overhang length decreases, the surface quality increases.

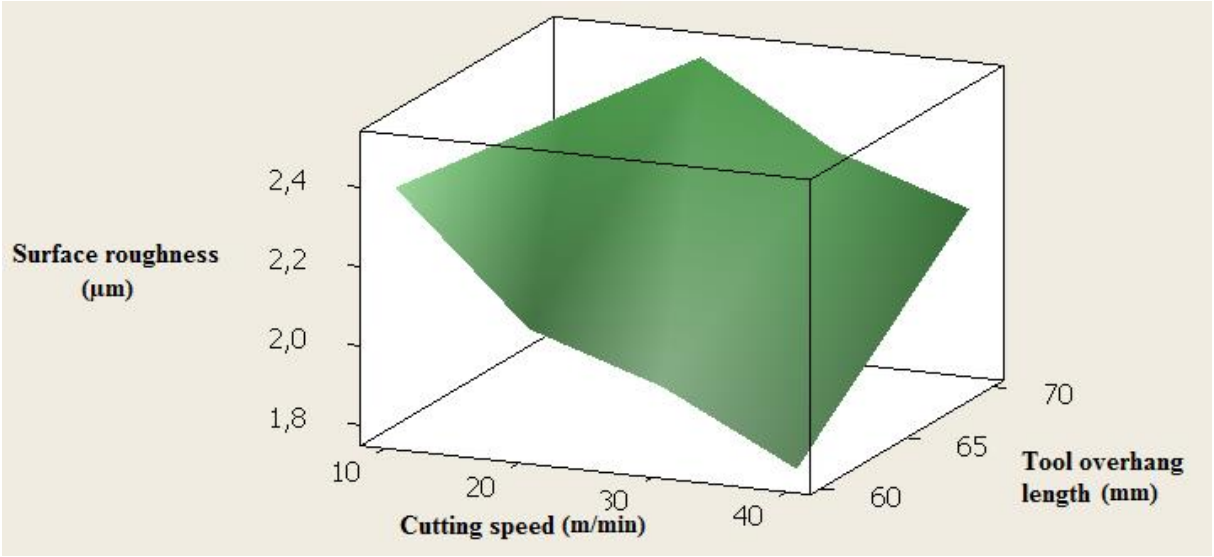


Figure 2. Variation of surface roughness in UAT

In terms of cutting method, UAT operation significantly improves the surface quality in comparison to the conventional turning method used in this study. The reason is that cutting forces are reduced because of the intermittent motion. Therefore, the surface roughness of workpiece is reduced. Also, the surface roughness of workpiece increases at lower cutting speeds as mentioned by Hessainia et al. (2013). The reason is that the occurrence of built-up edge (BUE) when machining multiphase materials at lower cutting speeds. Increasing

cutting speed improves tool life. Cutting tool overhang length also affects the surface roughness because longer tool overhang length causes excessive cutting tool deflection.

3.2. Micro Hardness Analysis

Micro-hardness measurements were taken from the titanium workpiece cross-section to determine the work hardened section. The hardness measurement was carried out for conventional and ultrasonic assisted machined specimens with a cutting speed of 10 mm/ min at an overhang length of 60 mm and a feed rate of 0.1 mm to understand the effect of ultrasonic vibrations. The samples were prepared with metallographically. The micro-hardness tests were performed with a load of 200 g-forces and a dwell time of 10 seconds. In Figure 3, the vertical axis is the hardness value as Vickers, and the horizontal axis represents the measurement depth from the surface. Measurements were taken with 15-micron interval distances. According to the results, it was observed that the hardness values close to the surface are smaller in ultrasonic assisted turning method compared to conventional machining. Therefore, it was seen that the surface deformation and hardening are less effective in UAT and the hardening effect remains on the surface of the cross-section either. In Patil et al.'s (2014) study, the average hardness value on UAT surface was decreased by 16%. Less deformed grains are evident on UAT machined surface, which indicates lower machined surface hardness.

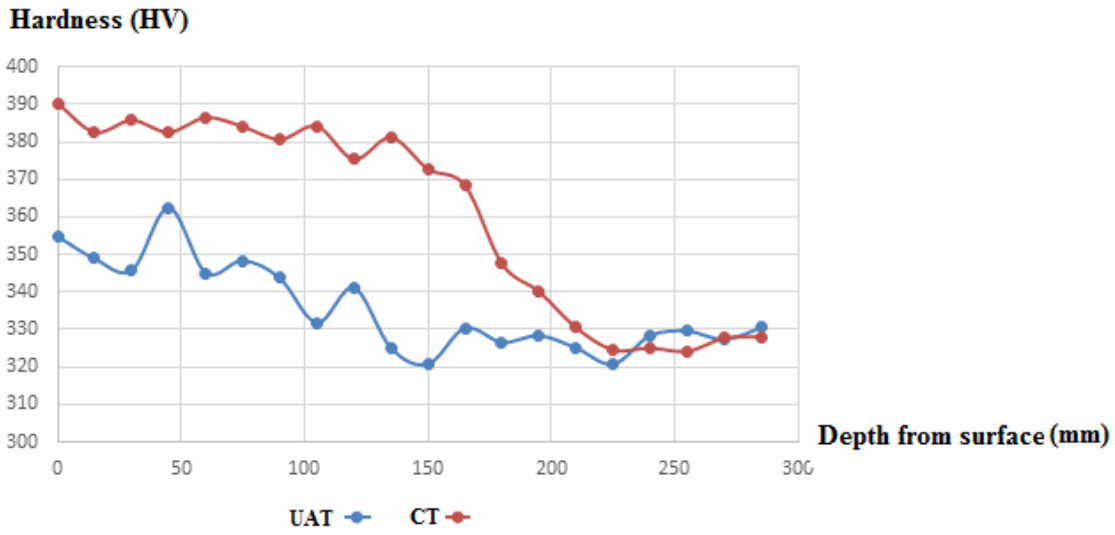


Figure 3. Microhardness values of conventional and ultrasonic-assisted machined specimens

3.3. Chip Morphology

Continuous chip was observed after ultrasonic-assisted machining. Figs. 4-5 show the chip shapes obtained after ultrasonic-assisted turning of Ti-6Al-4V. When the shape of the chips

was examined, it was observed that the chips are serrated and have the irregular shape. The reason is intermittent nature of ultrasonic-assisted machining. It was also observed that the results were consistent with the literature study (Muhammad, 2013).

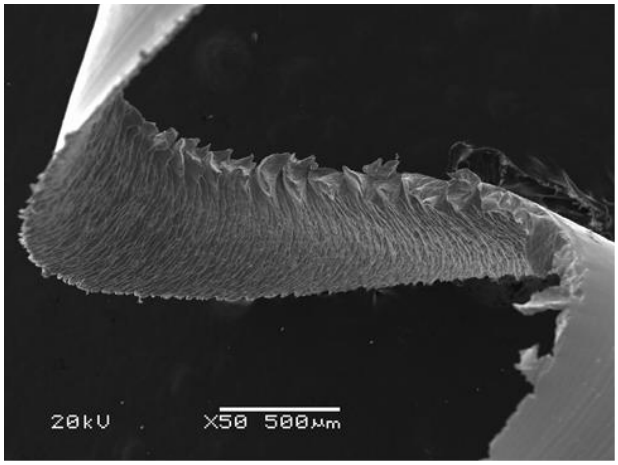


Figure 4. SEM image of the ultrasonic-assisted machined Ti-6Al-4V chip (External region, cutting speed=40 m/min)

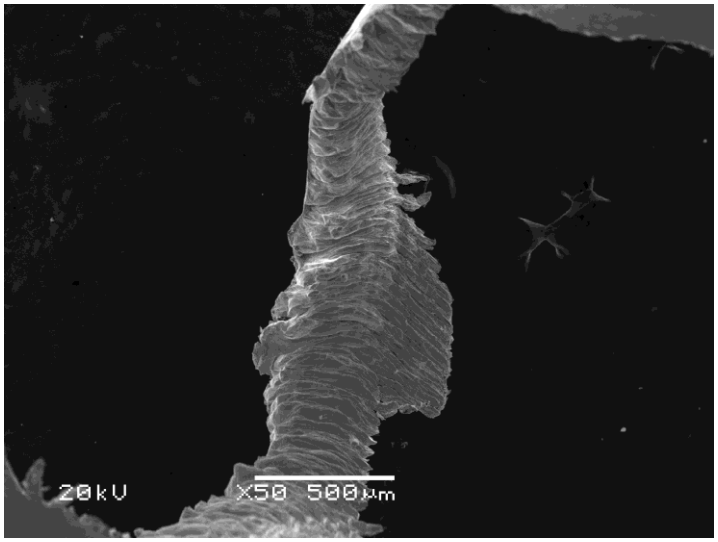


Figure 5. SEM image of the ultrasonic-assisted machined Ti-6Al-4V chip (Interior region, cutting speed=40 m/min)

4. CONCLUSION

In this study, surface properties and chip morphology were investigated in ultrasonic-assisted turning. The results can be summarized as follows:

1. It was observed that average surface roughness was reduced by 11% in ultrasonic-assisted turning compared to conventional turning.

2. Ultrasonic-assisted turning method generated less deformation on the surface, so it was obtained that the surface deformation hardening effect is less dominant than conventional

turning and the hardening effect remains on the surface of the cross-section. However, it should be noted that the measured hardness difference was about of 30-40 HV only.

3. The generated chip with UAT method was continuous, serrated and irregular.

5. ACKNOWLEDGMENTS

This work was financially supported by the Scientific and Technological Research Council of Turkey (TÜBİTAK Project #215M382) and the Research Fund of Eskişehir Osmangazi University (ESOGU BAP Project #2016-1086). M.A.Sofuoğlu acknowledges the support of TÜBİTAK under program 2228-B.

REFERENCES

1. Ahmed N, Mitrofanov AV, Babitsky V I, Silberschmidt, V V. (2006), "Analysis of Material Response to Ultrasonic Vibration Loading in Turning Inconel 718," Mater. Sci. Eng. A, 424(1–2), pp. 318–325.

2. Babitsky V, Mitrofanov A, Silberschmidt V. (2004), "Ultrasonically Assisted Turning of Aviation Materials: Simulations and Experimental Study," Ultrasonics, 42(1–9), pp. 81–86.

3. Brehl DE, Dow, TA. (2008), "Review of Vibration-Assisted Machining," Precis. Eng., 32(3), pp. 153–172.

4. Brehl DE, Dow TA, Garrard K, Sohn A. (1999), "Micro-Structure Fabrication Using Elliptical Vibration-Assisted Machining (EVAM)," ASPE Proceedings, pp. 511–515.

5. Çakır FH, Gürgen S, Sofuoğlu MA, Çelik ON, Kuşhan MC. (2015), "Finite Element Modeling of Ultrasonic Assisted Turning of Ti-6Al-4V Alloy," Procedia - Soc. Behav. Sci., 195, pp. 2839–2848.

6. Hessainia, Z, Belbah, A, Yallese, T, Mabrouki, T, Rigal, JF (2013), "On the prediction of surface roughness in the hard turning based on cutting parameters and tool vibrations," Measurement, 46 (5), pp.1671–1681.

7. Khajehzadeh M, Akhlaghi M, Razfar MR. (2014), "Finite Element Simulation and Experimental Investigation of Tool Temperature during Ultrasonically Assisted Turning of Aerospace Aluminum Using Multicoated Carbide Inserts," Int. J. Adv. Manuf. Technol., 75(5–8), pp. 1163–1175.

8. Maurotto A, Muhammad R, Roy A, Babitsky VI, Silberschmidt VV. (2012), "Comparing Machinability of Ti-15-3-3-3 and Ni-625 Alloys in UAT," Procedia CIRP, 1, pp. 330–335.

9. Muhammad, R., (2013), "Hot Ultrasonically Assisted Turning of Ti-15V3Al3Cr3Sn: Experimental and Numerical Analysis." Doctoral thesis, Mechanical and Manufacturing Engineering, Loughborough University, UK, http://core.ac.uk/display/16290553

10. Patil, S. Joshi, S. Tewari, A. Joshi S.S., (2014), "Modelling and Simulation of Effect of Ultrasonic Vibrations on Machining of Ti-6Al-4V," Ultrasonics, 54(2), pp. 694–705.

11. Shamoto E, Suzuki N, Tsuchiya E, Hori Y, Inagaki H, Yoshino K. (2005), "Development of 3 DOF Ultrasonic Vibration Tool for Elliptical Vibration Cutting of Sculptured Surfaces," CIRP Ann. - Manuf. Technol., 54(1), pp. 321–324.

12. Shamoto E. (2005), "Ultraprecision Micromachining of Hardened Die Steel by Applying Elliptical Vibration Cutting," JSME News, 16, pp. 1–4.

13. "Titanyum alaşımları", (2017), last Access: July 18, 2017, http://www.akyaymetal.com.tr/index.php/titanyum-alasimlari.

14. Türkeş, E. (2007), "Theoretical and Experimental Analysis of Process Damping in Machine Tool Chatter Vibration." Doctoral thesis, Eskişehir Osmangazi University, Mechanical Engineering Department, Eskişehir, Turkey.

THE EFFECT OF PROCESSING ON THE SURFACE AND SUBSURFACE CHARACTERISTIC OF PLASTIC INJECTION MOLD STEEL

O. Saban KAMBER, *okamber@iea.com.tr* Ihlas Ev Aletleri A.Ş. Istanbul, Turkey

Emre TAŞCIOĞLU, *emre_tascioglu@hotmail.com* Marmara University, Department of Mechanical Engineering, Istanbul, Turkey

ABSTRACT

AISI P20 is prehardened mold steel that is commonly used to manufacture plastic injection molding. The surface characteristics of molds play crucial role to control plastic injected molds parts. Besides, the characteristic of molds is mainly influenced by machining process, the manufacturing process to produce molds. This study presents the extensive experimental work focusing on the machining processing conditions on the surface characteristics of Plastic Injection mold steels. The input parameters are cutting speeds, feed rates and cutting inserts' geometry (wiper and non-wiper). The measured output parameters are subsurface hardness of machined parts and phase transformation induced from cutting process. Experimental results show that wiper insert significantly helps to improve surface quality of components. Besides, microhardness measurement shows that thermal softening occurs resulting from machining of this alloy. XRD data illustrates peak broadening and increased intensity with machined samples.

Keywords: AISI P20, Wiper, Microhardness, XRD

1. INTRODUCTION

AISI P20 steel are widely used in industries to manufacture die and mold that are used for plastic injection molding. Plastic injection molds and die should have some properties such as high durability, resistance to plastic deformation in use, etc. For forming processes of die and molds, machining is the main process to produce die and mold. For this reason, machinability for Impax Supreme Steel should be carefully investigated. In addition to machinability, the effects of machining on surface and subsurface quality of machined dies and molds should be known. In the literature, researchers investigated machinability of plastic injection mold.

Gupta et al. [Gupta et al., 2011] investigated the machining of this die and mold steels. They conducted experiments to find optimum cutting conditions so that they reduces cutting power, and surface roughness. They also concluded that under cryogenic cooling conditions, optimum outputs can be gotten. Khan et al [Khan et al., 2009] also investigated dies and mold steel, and found that under the minimum quantity lubrication, machinability of this material increases by reducing forces, and surface roughness. Optimization studies to increase machinability of this materials have been conducted in the open literature, and majority of these studies were able to find optimum conditions to control surface roughness, cutting forces including main cutting forces, tangential forces and feed forces [Gupta et al. 2011, Qureshi 2015]. But this material is used in dies and molds, and more work is needed for the main output of workpiece so that reliability of dies and molds can be increased. Some previously presented literature reported the surface roughness that is important but not enough to see the quality of machined dies and molds. Another name of more investigation on the other characteristics of machined work material called surface integrity [Kaynak et al. 2014]. If surface integrity is not controlled well, then some kind of problems might be seen during injection molding like crack initiation, or failure of dies and molds. Because these components is dynamic components and during injection molding process, these components are subjected to stresses. But these stresses are not only mechanical stresses but also thermal stresses as temperature of dies and molds are changing during molding processes. Thus, just investigation of surface roughness might not be enough to get reliable molds and die after machining processes. Compare to optimizing the cutting process for this dies and molds steel, there are not enough studies mentioning about the surface integrity after machining process in the literature.

There are limited number of studies mentioning about the surface integrity of this material. Zeilmann et al. [Zeilmann et al., 2008] investigated surface integrity characteristics of this material when it is milling. They reported that on the surface and subsurface the machining affected layer takes place after machining process. Under optic microscopy, they observed that plastic deformation occur within this layer. Besides, they measured hardness of these material showed that it does not show big increases.

But in the meantime, surface integrity studies of this dies and molds steel is widely investigated for the nonconventional machining processing [Zeilmann et al. 2008]. In these studies, generally focused points are surface and subsurface layer. During cutting process, researchers investigated if white layer takes place, and they measured the thickness of white layer. In addition, surface crack was the main point to investigate [Dewangan et al. 2014].

As literature review shows, there is not enough study showing surface integrity of this material after machining process. Thus, the effect of cutting speed, feed rate and cutting insert on surface integrity characteristics is investigated and presented in this study. These surface integrity characteristics are surface roughness, microhardness and phase transformation.

2. EXPERIMENTAL PROCEDURE

In this study, AISI P20 work material with 20 mm diameter and 110 mm long were used. In each experiment, new work material was used. As-received hardness of work material was 270 Vickers hardness. Its ultimate tensile stress is 1020 MPa at 20 ºC, it is 930 MPa at 200 ºC; its yield stress is 900 MPa at 20 ºC, it is 800 MPa at 200 ºC. Its thermal conductivity 28 W/m ºC. In this study, two different cutting insert were used. One of them was CNMG 120408-WMX wiper carbide insert (Sandvik), another one was CNMG 120408-FF2 conventional carbide insert. Wiper insert has some advantages like generating much better surface [Grzesik and Brol 2009], therefore it is useful for surface integrity.

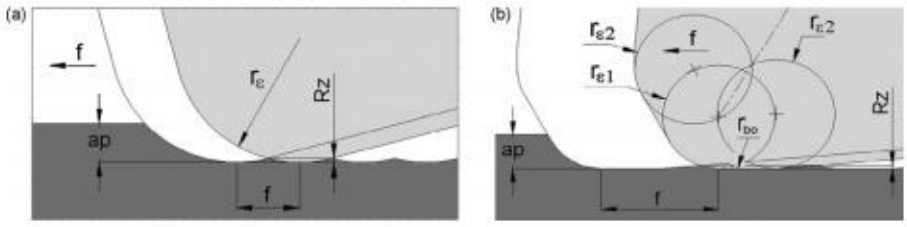


Fig. 1. Demonstration of Conventional insert (a) vs Wiper insert (b)

In this study, three different cutting speeds (60,120, and 180 m/min) are used. In addition, three different feed rates (0.075 ; 0.15 ; 0.225 mm/rev) are used. Dept of cut was 0.8 mm. We did not use any coolant or lubricant, so it was dry machining. The cutting conditions are depicted in Table 1.

Table 1. Cutting parameters

Insert	CNMG 120408-WMX Wiper CNMG 120408-FF2 conventional
V (m/min)	60 ,120 , 180
f(mm/rev)	0,075 , 0,15 , 0,225
a_p (mm)	0.8
Cooling	Dry

After machining process, each workpiece's surface roughness were measured by using surface roughness measurement device. For surface roughness measurement, arithmetic average surface roughness (Ra) was considered. After surface roughness measurement, each workpiece were cut to prepare metallographic specimen. Precision blade was used to

cut the specimen. After cutting the specimen, each specimen were mounted. For the molding process, cold mounting were preferred so that the possible effect of hot mounting on the sample's microstructural characteristics were avoided. After that polishing and grinding machine were used to grind and polish the specimen. After this process, the hardness of each specimen were measured by using vicker hardness measurement device. In addition to hardness, each specimen's phase were measured by using XRD analysis.

3. RESULTS AND DISCUSSION

The surface roughness is an important for die and mold applications. After machining process, it is desired to have lower surface roughness so that the surface quality of machined parts can be improved [Kaynak et al., 2015, Kaynak et al. 2015]. During plastic injection molding, having rough roughness on the surface of dies and mold can negatively effects the product quality. Thus, it is always desired to have surface roughness as low as possible. It also affects the fatigue life and failure of machined dies and molds components.

Fig. 2 shows the measured surface roughness of machined workpiece. In these tests, feed rates varied and wiper and non-wiper (conventional) inserts were used. Surface roughness is high when non-wiper is insert is used at all feed rates. The difference is small at low feed rate, but when we increase feed rate, the difference become bigger. The effect of feed rate on surface roughness is also presented in this result. When feed rate increases, both wiper and non-wiper insert increases surface roughness.

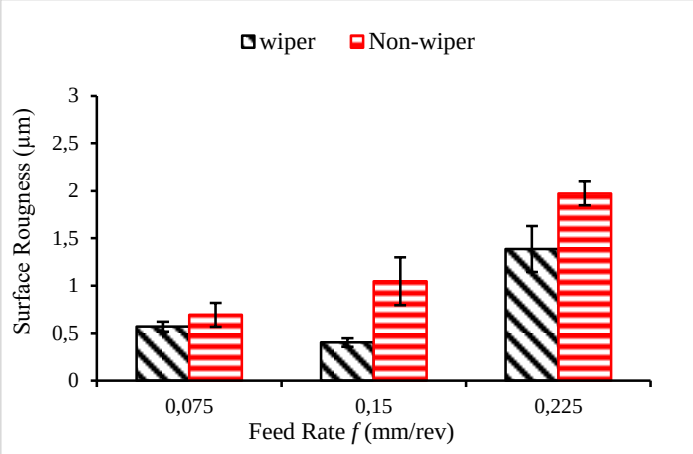


Fig. 2. Surface roughness measurement at various feed rates at 60 m/min cutting speed

Fig. 3 shows the effects of feed rate and cutting insert geometry on surface roughness. In this figure, the measured results are obtained at higher cutting speed. At higher cutting, wiper insert increases the surface roughness and produce data that is close to conventional insert. But at the highest feed rate, wiper insert still produce better surface. This shows that when cutting speed is changed, the effects of wiper insert on surface roughness is changes. At the

very high cutting speed, the surface roughness changes with feed rates is depicted. Similar data is obtained at very high cutting speed (180 m/min). At high cutting speed, and low feed rate, wiper insert does not help and conventional insert can be used. But at high cutting speed, and high feed rate, wiper insert reduces surface roughness, but non-wiper insert produces very high surface roughness.

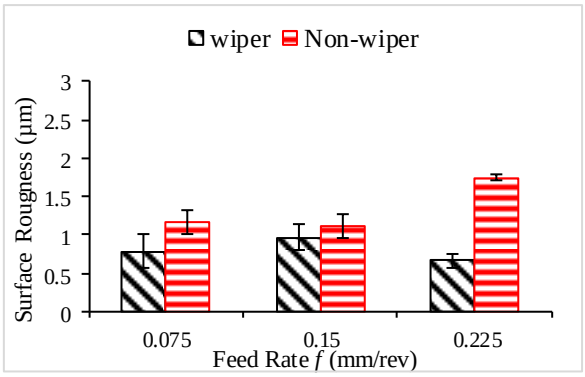


Fig. 3. Surface roughness measurement at different feed rate at 120 m/min cutting speed

The measured surface roughness at the highest feed rate is close to 2 µm that cannot be acceptable for die and molds application. For this reason either selecting lower feed rate or higher feed rate with wiper insert cab be possible. This shows the contribution of wiper insert to increase productivity and surface quality simultaneously.

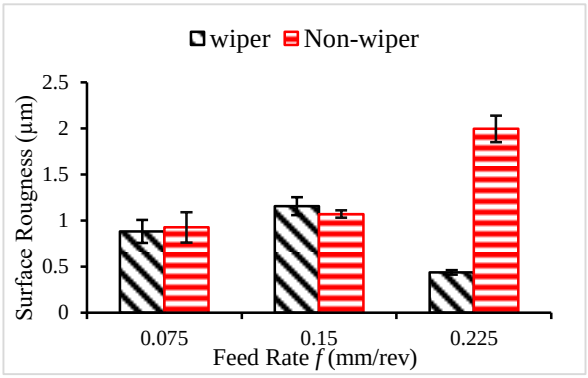


Fig. 4. Surface roughness measurement at different feed rate at 180 m/min cutting speed

The effects of cutting tool geometry and cutting speed on subsurface hardness of machined workpiece after machining process at 0.075 mm/rev feed rate is presented in Fig. 5. In this figure, two different cutting speed is depicted. One is 60 m/min and another one is 180 m/min.

Microhardness measure starts from 10 µm distance of depth below machined surface. It shows that machining process affects the microhardness at subsurface of machined parts. Fig. 5 shows that michrohardness is low close to surface in all three conditions. For example,

as received part's microhardness is 270 HV, but machined parts microhardness at the surface is changing between 245 to 254 HV. This shows that in these conditions, softening happen. The woorkmaterial during cutting process soften. This mechanism called thermal softening and happens due to heat generation [Kaynak et al., 2015] as temperature increases during cutting that results in thermal softening. The most soften conditions is non-wiper at 180 m/min among all four conditions. The second one is again non-wiper at 60 m/min cutting speed. Wiper inserts reduces thermal softening. Another important thing happened here is that no clear difference was shown with different cutting speed. The effect of wiper is much clear as we consider the effect of cutting speed.

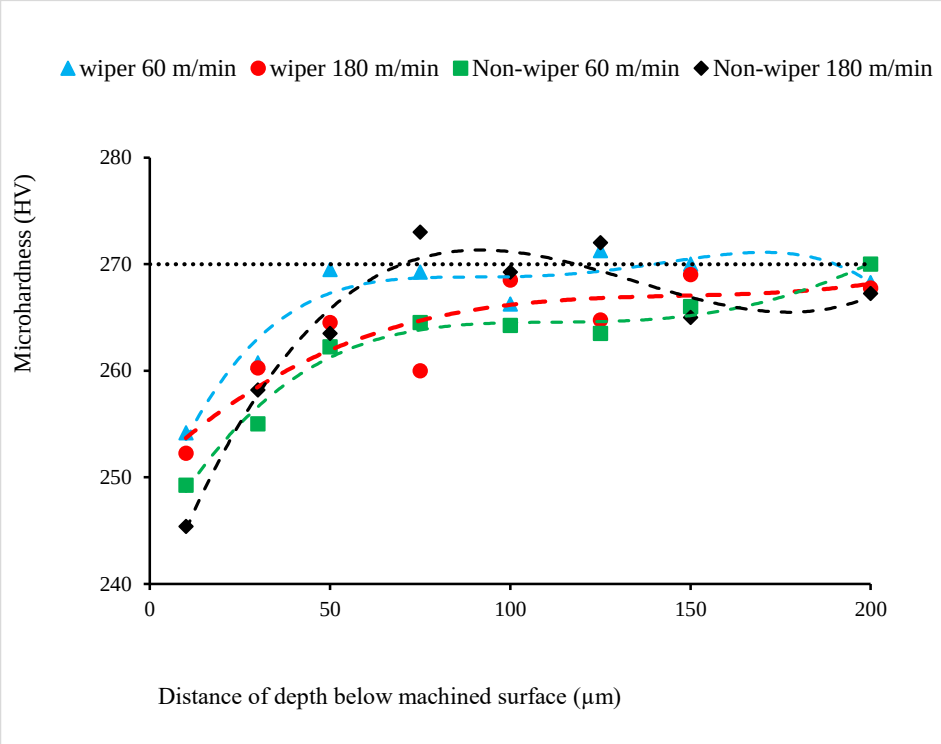


Fig. 5. The effects of cutting speeds and cutting insert geometry on microhardness at 0.075 mm/rev

When the feed rate is increased from 0.075 mm/rev to 0.225 mm/rev, the measured micro Vickers hardness is presented at Fig. 6. Again, in these conditions thermal softening occur in all four conditions. At this feed rate, the difference between wiper and non-wiper insert is very clear. Wiper insert at small cutting speed generates highest microhardness. Its value is 264 HV close to as received material's hardness. At high cutting speed (180 m/min), wiper insert again helps to not reduce microhardness compare to conventional cutting insert.

Overall trend in hardness measurement is that thermal softening occur. This is because of cutting high temperature during machining process. But the point is with conventional cutting inserts, bigger thermal softening is observed in almost all measurement indicates that with conventional

cutting insert, the cutting temperature is much higher. The effects of cutting speed on subsurface microhardness changes is not very clear, but as cutting speed increase, we can say that microharndess is getting reduces.

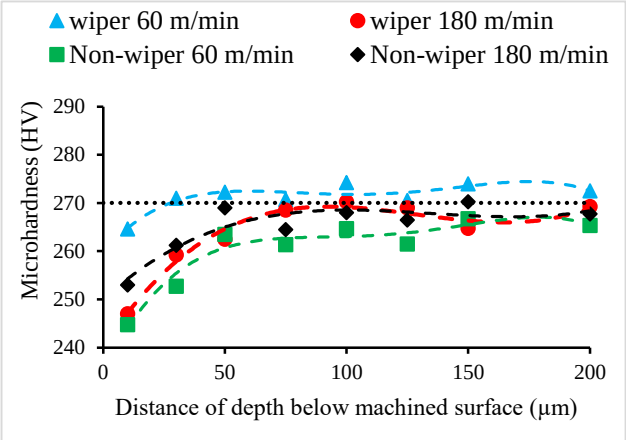


Fig. 6. The effects of cutting speeds and cutting insert geometry on microhardness at 0.225 mm/rev

XRD analysis is an important measurement to understand if machining process is affecting crystal structure and phase transformation of machined samples. Phase transformation is an important parameter for surface integrity study. In this study the effects of feed rates and cutting insert geometries on XRD analysis is presented in Fig. 7. At main peak around 44.7 degree, clear phase is seen for as-received material. All machined samples have this phase but wider peaks are shown compare with as-received samples. Wider peaks means peak broadening happens. According to Kaynak [Kaynak, 2014], peak broadening indicates increased dislocation density due to stress induced by cutting process. In this case, biggest broadening occur with non-wiper insert at 0.225 mm/rev feed rate. Wiper insert at the same feed rate generated less broadening. Another results with this measurement is that at small feed rate, broadening is less than big feed rate. Another important data this figure shows relative intensity. Relative intensity is smaller at small feed rate. This results shows machining process affects crystal structure of machined specimen. In literature, peak broadening also reported for different steels [Zeilmann et al., 2008].

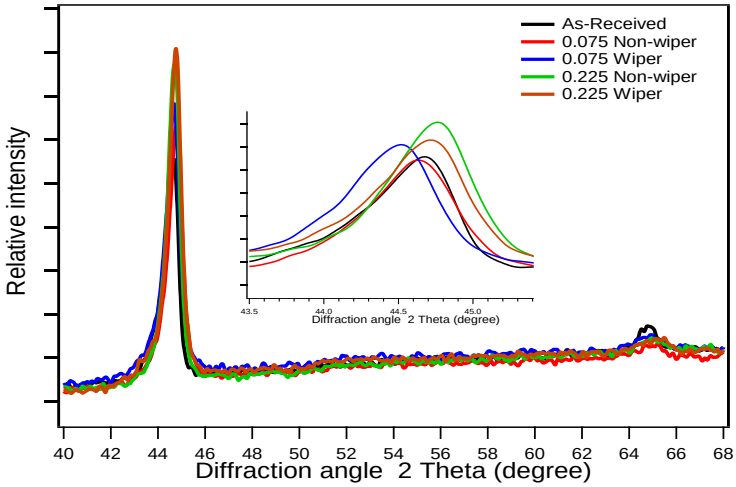


Fig. 7. XRD measurement at 60 m/min cutting speed

At big cutting speed, XRD analysis for different insert geometry and feed rates is depicted at Fig. 8. Similar results with small cutting speed are obtained.

Peak broadening and increased intensity with machining process is depicted. Again higher feed rates increased relative intensity, as shown in Figure 8. At 65 degree diffraction angle, peak broadening at all machining is observed. But intensity at this angle is smaller at machined.

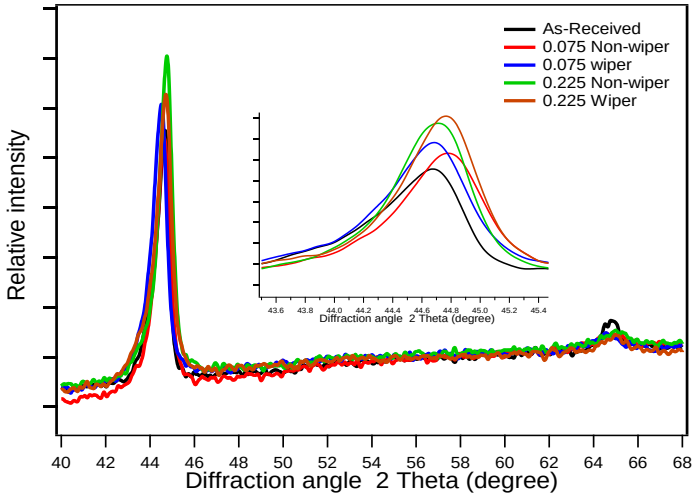


Fig. 8. XRD measurement at 180 m/min cutting speed

4. CONCLUSIONS

In this study the effects of wiper and non-wiper inserts, feed rates and cutting speed on machining and surface integrity of dies and mold steel is investigated.

The following conclusion can be drawn from this work:

- Wiper insert helps to generate better surface quality in all cases. Compare to wiper insert, conventional insert does not help much to make surface quality better.

- Wiper insert causes less thermal softening compare with conventional insert. But in all conditions thermal softening happened.

- XRD analysis shows that peak broadening and increased relative intensity happen with machined samples. Much bigger broadening with wiper inserts is observed. But not clear phase transformation occurs after machining process.

REFERENCES

1. Dewangan, S., C. Biswas and S. Gangopadhyay (2014), "Influence of different tool electrode materials on EDMed surface integrity of AISI P20 tool steel." Materials and Manufacturing Processes 29(11-12): 1387-1394.

2. Grzesik, W. and S. Brol (2009), "Wavelet and fractal approach to surface roughness characterization after finish turning of different workpiece materials." Journal of materials processing technology 209(5): 2522-2531.

3. Gupta, A., H. Singh and A. Aggarwal (2011), "Taguchi-fuzzy multi output optimization (MOO) in high speed CNC turning of AISI P-20 tool steel." Expert Systems with Applications 38(6): 6822-6828.

4. Kaynak, Y. (2014), "Machining and phase transformation response of room-temperature austenitic NiTi shape memory alloy." Journal of materials engineering and performance 23(9): 3354-3360.

5. Kaynak, Y., H. Karaca and I. Jawahir (2015), "Cutting speed dependent microstructure and transformation behavior of NiTi alloy in dry and cryogenic machining." Journal of Materials Engineering and Performance 24(1): 452-460.

6. Kaynak, Y., T. Lu and I. Jawahir (2014), "Cryogenic machining-induced surface integrity: a review and comparison with dry, MQL, and flood-cooled machining." Machining Science and Technology 18(2): 149-198.

7. Kaynak, Y., S. Robertson, H. Karaca and I. Jawahir (2015), "Progressive tool-wear in machining of room-temperature austenitic NiTi alloys: The influence of cooling/lubricating, melting, and heat treatment conditions." Journal of Materials Processing Technology 215: 95-104.

8. Khan, M., M. Mithu and N. R. Dhar (2009), "Effects of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid." Journal of materials processing Technology 209(15-16): 5573-5583.

9. Kiyak, M. and O. Cakır (2007), "Examination of machining parameters on surface roughness in EDM of tool steel." Journal of Materials Processing Technology 191(1-3): 141-144.

10. Qureshi, A. (2015), "Optimization of Cutting parameters for Surface roughness in CNC turning of P20 steel."

11. Ramesh, A., S. Melkote, L. Allard, L. Riester and T. Watkins (2005), "Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel." Materials Science and Engineering: A 390(1-2): 88-97.

12. Zeilmann, R. P., A. Tomé, A. Antonioli, D. C. Calza and M. V. R. Braghini (2008), Analysis of the surface integrity in milling of AISI P20 steel, SAE Technical Paper.

18. ULUSLARARASI MAKİNA TASARIM VE İMALAT KONGRESİ

MİNİ SEMPOZYUM:
GELENEKSEL VE GELENEKSEL OLMAYAN İMALAT SÜREÇLERİNDE YÜZEY BÜTÜNLÜĞÜ

Editörler
Prof. Dr. Oğuzhan YILMAZ
Doç. Prof. Dr. Yusuf KAYNAK

umtik 2018
3-6 Temmuz 2018
ESKİŞEHİR- TURKİYE

MATİMAREN
MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜ
ORTA DOĞU TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
ANKARA-TÜRKİYE

Bu bildiri kıtabın yayın hakkı Orta Doğu Teknik Üniversitesi'nindir. Bu Kitapta yayımlanan bildirilerin aynen yayımlanması, yazarlardan ve editörlerden yazılı izin almak koşulu ile mümkündür.
Alıntı için kaynak göstermek yeterlidir.

Bu Bildiri Kitabı

UMTIK
Mechanical Engineering Department
Middle East Technical University
06800 Ankara- Turkey

Manufacturing Engineering Department
ATILIM University
06830 Ankara- Turkey

Adreslerinden sağlanabilir.

Kapak Baskı:

ODTÜ- Ankara

Baskı ve Cilt:

ODTÜ- Ankara

Matbaa Adı:

Dereağzı Fotokopi

ISBN

ÖNSÖZ

İmalat endüstrisi, imalatını yaptıkları parçaların yüzey ve yüzey altı özelliklerini imalat süreçleriyle kontrol edip bu parçaların fonksiyonelliğini ve performansını iyileştirmeyi hedeflemektedirler. İmalat sürecinde parçaların imalat sürecinin etkisiyle oluşan yüzey ve yüzey altı özellikleri bir bütün olarak "Yüzey Bütünlüğü" olarak tanımlanmaktadır. Yüzey Bütünlüğü havacılık, otomotiv, biyomedikal gibi birçok endüstrinin ilgi alanına girmekte olup, bu konuda yapılan çalışmalarla bu alanda sahip olunacak bilgi birikimi ve deneyimin arttırılması yukarıda bahsi geçen endüstrilerinde beklentisidir. Bu konudaki bilgi birikimini ve paylaşımını arttırmak ortak bir bilimsel platform oluşturmakla mümkün olabilmektedir. Bu platform sayesinde mühendisler, bilim insanları ve araştırmacılar bu konudaki çalışmalarını meslektaşları ve ilgili endüstriler ile paylaşma imkanı bulabilmektedirler. **Geleneksel ve Geleneksel Olmayan İmalat Süreçlerinde Yüzey Bütünlüğü Mini Sempozyumu**, ülkemizde Yüzey Bütünlüğü alanındaki beklentileri karşılayacak bir platform olabilmek amacıyla düzenlenmektedir. Yüzey Bütünlüğü konusunda ülkemizde ilk bilimsel organizasyonu düzenliyor olmaktan ayrıca gurur duyuyoruz. Bu Sempozyuma, katılımlarıyla, sunumlarıyla ve bu konudaki en güncel çalışmalarını meslektaşlarımızla paylaşarak katkı sunan herkese çok teşekkür ederiz.

Makina tasarım ve imalat konusunda uluslararası saygınlığı olan UMIK Kongresi kapsamında bu Sempozyumun düzenlenmesine olanak sunan UMTIK 2018 Kongresi Düzenleme Komite Üyelerine teşekkür ederiz.

Sempozyuma gönderilen bildirileri değerlendiren UMTIK 2018 uluslararası program komitesi üyelerine ve tüm hakemlere teşekkür ederiz.

Mini Sempozyumda sunulan çalışmalardan seçilen bildirileri yayınlamayı kabul ettikleri için Gazi Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Dergisi'ne ve Marmara Fen Bilimleri Dergisi'ne çok teşekkür ederiz.

Tüm katılımcıların memnun olacağı, teknik ve bilimsel beklentilerini karşılayacakları bir Sempozyum olmasını temenni ederiz.

Sempozyum Düzenleme Kurulu

Doç. Dr. Yusuf KAYNAK

Prof. Dr. Oğuzhan YILMAZ

5 Temmuz 2018

Eskişehir, Türkiye

MİNİ SEMPOZYUM: GELENEKSEL VE GELENEKSEL OLMAYAN İMALAT SÜREÇLERİNDE YÜZEY BÜTÜNLÜĞÜ TÜRKÇE BİLDİRİLER
(İngilizce Özetler)

MINI SYMPOSIUM ON SURFACE INTEGRITY IN CONVENTIONAL AND NON-CONVENTIONAL MANUFACTURING PROCESSES PAPERS IN TURKISH
(with English Abstracts)

CNC TEL ELEKTRO EROZYON TEZGÂHINDA TEL ELEKTROT ÖZELLİKLERİNİN YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNE ETKİSİNİN TAGUCHİ YÖNTEMİYLE MODELLENMESİ

Hüseyin GÜRBÜZ, *huseyin.gurbuz@batman.edu.tr* Batman Üniversitesi, 72100, Batman, Türkiye

Şehmus BADAY, *sehmus.baday@batman.edu.tr* Batman Üniversitesi, 72100, Batman, Türkiye

İbrahim HAMARAT, *hamaratibrahim@gmail.com* Gazi Üniversitesi, 06500, Ankara, Türkiye

ÖZET

Bu çalışmada, geleneksel olmayan imalat yöntemlerinden olan CNC tel elektro erozyon tezgâhında tel elektrot özelliklerinin yüzey pürüzlülüğüne etkisi Taguchi deneysel tasarım yöntemi ile modellenmiştir. Yüzey pürüzlülüğü deneyleri tel elektrot çapı, tel malzemesi ve kaplama türü, soğutma yöntemi ve iki farklı tip iş parçası malzemesi göz önünde bulundurularak gerçekleştirilmiştir. Deneyler sonucunda elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerleri bağımlı değişken olarak seçilirken bağımsız değişken olarak tel elektrot kaplama türü, tel elektrot çapı, soğutma yöntemi ve iş parçası malzemesi olarak seçilmiştir. Bağımsız değişkenler her biri için iki seviye ve dört faktör belirlenerek L16 (2**4) ortogonal deney tasarım yöntemi seçilmiştir. Belirlenen ortogonal Taguchi tasarım yöntemi ile yüzey pürüzlülüğü üzerinde kontrol faktörlerini etkisi Sinyal/Gürültü (S/N) oranlarına göre tespit edilmiştir. Ayrıca kontrol faktörlerinin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi ANOVA testi yapılarak ortaya konulmuştur. En yüksek yüzey pürüzlülük değerleri kaplamasız tel elektrotlarla en düşük yüzey pürüzlülük değerleri ise Zn (çinko) kaplı tel elektrotlarla ortaya çıkmıştır. İş parçası türüne bağlı olarak, AISI D2 çeliğinin işlenmiş yüzeyinde elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri daha düşük olduğu tespit edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: CNC tel elektro erozyon, tel elektrot çapı, tel malzemesi, soğutma yöntemi, Taguchi deney tasarımı, ANOVA testi

MODELING THE EFFECT OF WIRE ELECTRODE PROPERTIES ON SURFACE ROUGHNESS IN CNC WIRE ELECTRO DISCHARGE MACHINING BY TAGUCHI METHOD

ABSTRACT

In this study, the effect of wire electrode properties on the surface roughness in CNC wire electro discharge machining which is one of non-traditional manufacturing methods was modeled by Taguchi experimental design method. Surface roughness tests were performed considering wire electrode diameter, wire material and coating type, cooling method and two different types of workpiece material. The surface roughness values obtained as a result of the experiments were selected as dependent variables, while the wire electrode coating type, wire electrode diameter, cooling method and workpiece material were selected as independent variables. The L16 (2**4) orthogonal test design method was chosen by determining two levels and four factors for each of the independent variables. With the determined orthogonal Taguchi design method, the effect of the control factors on the surface roughness was determined according to the Signal to Noise (S/N) ratios. In addition, the effect of control factors on the surface roughness was determined by performing ANOVA test. The highest surface roughness values emerged with uncoated wire electrodes while the lowest surface roughness values emerged with Zn (zinc) coated wire electrodes. Depending on the workpiece type, the surface roughness values obtained on the machining surface of the AISI D2 steel were found to be lower.

Anahtar Kelimeler: CNC wire electro discharge, Wire electrode diameter, Wire material, Cooling method, Taguchi design method, ANOVA test.

1. GİRİŞ

Geleneksel ve geleneksel olmayan imalat operasyonlarında yüzey kalitesi ve ölçü tamlığı şartlarını yerine getirmek için doğru işleme parametrelerini ayarlamak oldukça önemlidir. Tel Elektro-Erozyon tezgâhları (WEDM), iletken malzemelerde ihtiyaç duyulan karmaşık şekilleri istenilen yüzey kalitesinde ve yüksek ölçü tamlığında üretmek için yaygın olarak kullanılmaktadır [Dabade, 2016]. Tel Elektro-Erozyon ile işlemede kullanılan tel elektrotun boyutları, malzemesi ve performansı farklılık gösterebilir. WEDM'de işleme parametrelerinden biri de tel elektrotun kendisidir ve karalı bir işleme süreci sağlamak için doğru tel elektrot seçimi çok önemlidir. Genellikle, tel elektrot çapları tel elektro-erozyon

uygulamalarında 0.25-0.33 mm tercih edilirken [Klocke, 2004; Prasad, 2015; Straka, 2016; Khan, 2006], kaplama türü olarak çinko kaplı, tel elektrot malzemesi olarak ise pirinç tel elektrotlar [Dabade, 2016; Klocke, 2004; Prasad, 2015; Straka, 2016; Khan, 2006; Sharma, 2016; Kuriakose, 2004; Newton, 2009; Saha, 2016; Manjaiah, 2015] yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Saha ve Mondal, yüzey pürüzlülüğü üzerinde kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotların etkisini belirlenmek için bir çalışma yürütmüşlerdir. Daha iyi soğutma özelliğine sahip çinko kaplamalı pirinç tel elektrotların kaplamasız tel elektrotlara göre daha iyi yüzey pürüzlülük değerleri elde etmişlerdir [Saha, 2016]. Khan ve ark., tel elektrot çaplarının yüzey pürüzlülüğü üzerinde etkisini araştırmışlardır. Yüzey pürüzlülüğünün tel elektrot çapı artışına bağlı olarak kötüleştiğini tespit etmişlerdir [Khan, 2006]. Newton ve ark. Inconel 718 malzemesini çinko (Zn) kaplamalı bakır tel elektrot ile işlemiş ve işlenmiş yüzeyinin karakteristiğini incelemişlerdir. Yüzey pürüzlülüğü üzerinde en etkili parametrelerden birinin de tel elektrot çapının olduğunu tespit etmişlerdir [Newton, 2009]. Kuriakose ve Shunmugam, İşlenmesi zor olan Ti6Al4V malzemesinin yüzey pürüzlülüğü üzerinde kaplamalı tel elektrotların etkisini incelemek için bir çalışma yürütmüşlerdir. Yüzey pürüzlülük değerleri üzerinde kaplamanın önemli bir etkiye sahip olduğunu bulmuşlardır [Kuriakose, 2004]. Manjaiah ve ark., yüzey pürüzlülük değerleri üzerinde farklı tip tel elektrotların etkilerini değerlendirmişlerdir. Çinko kaplı tel elektrotlarla elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerinin Pirinç tel elektrotlarla elde ettikleri yüzey pürüzlülük değerlerinin daha düşük çıktığını bulmuşlardır [Manjaiah, 2015]. Sharma ve ark., tel elektro erozyon ile Inconel 706 iş parçası malzemesinin işlenmesinde yüzey pürüzlülüğü üzerinde tel elektrot çapının etkisini tespit etmişlerdir. tel elektrot çapının artışına bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerlerinin arttığını tel elektrot çapını azalmasına bağlı olarak ise azaldığını bulmuşlardır [Sharma, 2016]. Ayrıca literatürde WEDM ile işlemede yüzey pürüzlüğü etkileyen birçok parametrenin olduğu gözlemlenmiştir. Yapılan çalışmalarda yüzey pürüzlülüğü üzerine vurum süresi, vurum ara süresi, deşarj akımı, tel gerginliği, ilerleme oranı v.b. parametrelerin etkileri incelenmiştir [Fard, 2013; Sharma, 2015; Soundararajan, 2016; Aliasa, 2012; Liao, 1997; Rozenek, 2001; Zhang, 2014].

Birçok araştırmacı tarafından araştırılan veya hedeflenen sonuçları ve bu sonuçlar neticesinde meydana gelen sapmaları doğru bir şeklide analiz etmek için kullanılan deney grubunu en etkili bir şekilde planlamak için deney tasarımı kullanılmaktadır. Tel elektro erozyon tezgâhlarında kullanılan işleme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisini ortaya koymak için birçok araştırmacı tarafından Taguchi deney tasarım metodunu kullanmış ve bu çalışmalarla ilgili bilgiler aşağıda verilmiştir. Pramanick ve ark., WEDM tezgahında, yüzey pürüzlülüğü ve kesme hızı üzerinde işleme parametrelerinin optimizasyonu araştırmışlardır. Yapmış oldukları çalışmada giriş parametrelerine bağlı olarak kesme hızı ve yüzey pürüzlülük değerlerini tahmin etmek için deney tasarım yöntemi olan

L32 ortogonal dizilimi kullanmışlardır. Deney tasarım yöntemi ile giriş parametrelerinin bağımlı değişken üzerindeki etkisini Sinyal/Gürültü oranı göre değerlendirmişlerdir. Makine parametreleri ve çıkış parametreleri arasındaki etkiyi görmek için regresyon analizi yapmışlardır [Pramanick, 2016]. Kumar ve ark., Taguchi yöntemiyle tel elektrotun aşınmasını optimize etmişlerdir. Giriş parametresi olarak akım, vurum süresi ve vurum ara süresi seçilerek tel elektrot aşınması tahmin etmişlerdir. Taguchi modelinde L9 ortogonal sıralama kullanarak sonuçları elde etmişlerdir. Giriş parametrelerinin tel elektrot aşınmasına etkisini Sinyal/Gürültü oranı göre belirlemişlerdir [Kumar, 2018]. Selvakumar ve ark., wedm tezgahında işleme parametrelerinin kesme hızı ve yüzey pürüzlülük üzerindeki etkisini optimize etmek için Taguchi metodunu kullanmışlardır. Giriş parametrelerine bağlı olarak L9 ortogonal dizim seçilerek Sinyal/Gürültü oranları elde edilmişlerdir. Elde etmiş oldukları Sinyal/Gürültü oranlarına göre giriş parametrelerinin kesme hızı ve yüzey pürüzlülüğü üzerinde etki sıralamasını ortaya koymuşlardır [Selvakumar, 2014]. Sudhskara ve ark., çalışmalarında takım çeliğinin WEDM tezgahında işlenmesi sonucu iş parçalarının yüzeylerinde oluşan yüzey pürüzlülük değerlerini Taguchi yöntemine uygulamışlardır. Yüzey pürüzlülüğü üzerine giriş faktörleri olarak vurum süresi ve vurum ara süresi, servo voltaj, maksimum akım, tel gerginliği ve su basıncı ve her bir faktör için üç seviye belirleyerek Sinyal/Gürültü oranı göre faktörlerin etkinliğini belirlemişlerdir. Ayrıca faktörlerin birbirleri ile olan ilişkilerini ve ANOVA testi yaparak da ortaya koymuşlardır [Sudhskara, 2014]. Razak ve ark., çalışmalarında işleme parametrelerinin maksimum akım, voltaj vurum süresi ve vurum ara süresi yüzey pürüzlülüğü üzerine etkisini Taguchi yöntemi ile belirlemişlerdir. Seçilen parametreler için üç seviye belirleyerek L9 ortogonal dizim ile Sinyal/Gürültü oranlarını belirlemişlerdir. Sinyal/Gürültü oranlarına göre yüzey pürüzlülüğü üzerinde on-time en büyük etkiye sahip olduğunu bulmuşlardır. Ayrıca Kahan ve ark., tarafından yapılan benzer bir çalışmada faktörlerin yüzey pürüzlülüğü üzerinde en büyük etkiye on-time olduğunu tespit etmişlerdir [Razak, 2016]. Ugrasen ve ark., WEDM tezgahında işleme parametrelerinin yüzey pürüzlülük üzerindeki etkilerini Taguchi L27 (3**4) ortogonal deney tasarım yöntemi ile belirlemişlerdir. Sinyal/Gürültü oranına göre parametrelerin yüzey pürüzlülük üzerinde etkisini belirlemişlerdir. Sonuç olarak yüzey pürüzlülüğü üzerinde vurum süresi en etkili parametre olduğunu bulmuşlardır [Ugrasen, 2015]. Chandramouli ve ark., yapmış oldukları çalışmada WEDM tezgahında, işleme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisini belirlemek için Taguchi metodu kullanmışlardır. Dört faktörlü ve üç seviyeli L27 (3**4) ortogonal deney tasarım yöntemini seçerek faktörlerin yüzey pürüzlülüğüne etkisini ortaya koymuşlardır. Sinyal/Gürültü oranına göre vurum süresi yüzey pürüzlülüğü üzerinde en büyük etkiye sahip olduğunu bulmuşlardır [Chandramouli, 2017]. Kumar ve ark., çalışmalarında yüzey pürüzlülüğü üzerinde işleme parametrelerinin etkisini görmek için Taguchi L27 (3**4) ortogonal deney tasarım yöntemini kullanmışlardır. Sinyal/Gürültü oranına göre yüzey

pürüzlülüğü üzerinde boşalım akımı olduğunu bulmuşlardır [Kumar, 2017]. Tonday ve ark. yüzey pürüzlülüğü üzerinde faktörlerin etkisini belirlemek için Taguchi deney tasarımını kullanmışlardır. Sinyal/Gürültü oranına göre kıvılcım voltajı yüzey pürüzlülüğü üzerinde en etkili parametre olduğunu tespit etmişlerdir [Tonday, 2017]. Kolli ve ark., yüzey pürüzlülük değerleri tahmin etmek için Taguchi L9 ortogonal deney tasarım yöntemini kullanmışladır. Gerçekleştiren tasarım yöntemiyle Sinyal/Gürültü oranları belirlenmiş ve yüzey pürüzlülük üzerinde en etkili olan faktörü belirlemişlerdir. Sonuç olarak en etkili parametrenin boşalım akımı olduğu bulmuşlardır [Kolli, 2015]. Chakraborty ve ark., çalışmalarında, L16 ortogonal dizilimi seçerek yüzey pürüzlülük değerlerine etki eden parametreleri tespit etmek için Taguchi deney tasarım metodunu seçmişlerdir. Sinyal/Gürültü oranına göre yüzey pürüzlülüğü üzerinde vurum ara süresinin diğer parametrelere kıyasla daha etkili olduğunu tespit etmişlerdir [Chakraborty, 2017].

Literatürdeki çalışmalarda farklı olarak bu yürütülen deneysel çalışmada, AISI D2 ve AISI 304 iş parçası malzemelerinin tel elektro erozyon tezgâhında hem daldırılmış hem de püskürtmeli soğutma yöntemiyle işlenmesinde tel elektrot çapına, kaplamalı ve kaplamasız durumlarına bağlı olarak yüzey pürüzlülük sonuçları değerlendirilmiştir. Ayrıca taguchi metodu ve varyans analizi yöntemi kullanılarak tel elektrot kaplama türü, tel elektrot çapı, soğutma yönteminin etkilerini araştırmak ve optimum koşulları tespit edip buna bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerlerini minimize etmektir.

2. MATERYAL ve METOT

Tel Elektrotlar

Deneylerde yüzey pürüzlük değerleri üzerine tel elektrot çap farkının, kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotların etkisini görmek için dört farklı tel elektrot kullanılmıştır. Tüm kesme deney şartlarında kullanılan tel elektrotlara ait çaplar ve fiziksel özellikler Tablo 1'de verilmiştir.

Tel Elektrotlar	Çekme Dayanımı, MPa	Kopma Yükü, N	İletkenlik %
Ø 0,25 mm Pirinç	980	48.2 N	22
Ø 0,25 mm Zn Kaplı Pirinç	883	43.3 N	20
Ø 0,30 mm Pirinç	980	69.3 N	22
Ø 0,30 mm Zn Kaplı Pirinç	883	62.4 N	20

Tablo 1. Tel elektrotların fiziksel özellikleri

İş parçası malzemesi

Havacılık, ekstrüzyon kalıplarında, medikal, gıda gibi sektörlerde yaygın olarak kullanılan AISI 304 paslanmaz çeliği ve sac-metal kalıplarında tercih edilen AISI D2 soğuk iş takım çelikleri deneylerde iş parçası malzemesi olarak kullanılmıştır. Her iki iş parçası için prizmatik 10 x 10 mm ölçümündeki kare parçalar 300x80x25 mm ebadındaki iş parçası malzemelerinden çıkarılmıştır. Yüzey pürüzlülük deneylerinde kullanılan malzemelere ait kimyasal bileşimleri ve elektrik özdirençleri Tablo 2-3'te verilmiştir.

C%	Si%	Mn%	Cr%	Mo%	V%	Elektrik özdirenci (ρ) Ω*m*10^{-9}
1,55	0,3	0,4	11,8	0,8	0,8	650

Tablo 2. AISI D2 çeliğin bileşenleri ve elektrik özdirenci

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	N%	Ni%	Elektrik özdirenci (ρ) Ω*m*10^{-9}
0,07	1,00	2,00	0,045	0,030	17,5-19,5	0,11	8,0-10,5	710

Tablo 3. AISI 304 çeliğin bileşenleri ve elektrik özdirenci

Yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı

Perthometer M1 model masa tipi yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı yüzey pürüzlülük değerlerini ölçmek için kullanılmıştır. Tel elektrotlarla işlenen iş parçası malzemeleri üzerinden ölçülen yüzey pürüzlülük değerleri her bir işlenmiş numunenin üç yüzeyinden üç ölçüm alınarak aritmetik ortalamaları hesaplanmış ve bu hesaplanan değerler ortalama yüzey pürüzlülüğü değerleri olarak alınmıştır.

WEDM tezgâhı parametreleri ve soğutma yöntemi

Makino U32 tip Tel elektrot Erozyon tezgâhında tel elektrot özelliklerine ve iş parçası malzemesine bağlı olarak kesme işlemleri gerçekleştirilmiştir. Deneylerde Püskürtmeli ve Sub Merged (Daldırılmış) olmak üzere iki farklı tip soğutma yöntemi kullanılmıştır. Kesme işlemlerinde kullanılan tezgâh parametreleri tezgâh üreticisinin önerdiği parametreler dikkate alınarak Tablo 4'te verilmiştir.

Deneylerde kullanılan işleme parametreleri	
Vurum süresi (On Time), µs	15
Vurum ara süresi (Off Time), µs	50
Akım (Current), Amp	39
Ateşleme akımı (Ignition current) Amp	39
Volt Gerilim (Voltage), V	40
Su basıncı (Water Pressure), Mpa	30-40
Tel Hızı (Wire Feed) m/dak	10

Tablo 4. Makina parametreleri

3. TAGUCHI DENEY TASARIMI YÖNTEMİ

Tel elektrot kaplama tipi, soğutma tipi, malzeme tipi ve tel elektrot çapı faktörleri ve herbir faktör için belirlenen iki seviye için elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri Taguchi deney tasarım yöntemi kullanılarak elde edilmiştir. Oluşturulan deney tasarım ve analiz için Minitab paket programı kullanılmıştır. Geleneksel olmayan tel elektrot ile işlemede kontrol faktörleri olarak kaplama tipi, soğutma tipi, malzeme tipi ve tel elektrot çapı faktörleri seçilmiş ve her bir faktör için iki seviye belirlenmiştir. Oluşturulan bu deney tasarımındaki kontrol faktörleri ve seviyeler Tablo 5'te verilmiştir.

Faktörler	Seviyeler	
	1	2
Kaplama tipi	Kaplamasız (K1)	Kaplamalı (K2)
Soğutma tipi	Daldırılmış (C1)	Püskürtmeli (C2)
Malzeme tipi	AISI 304 (M1)	AISI D2 (M2)
Tel Çapı	0,25 mm (T1)	0,30 mm (T2)

Tablo 5. Faktörler ve seviyeler

Tablo 5'te verilen dört faktör ve her bir faktörün için iki seviye göz önünde bulundurulduğunda 2x4 toplam 16 adet deneyin yapılması gerektiği anlaşılmaktadır. Faktörleri sembolize eden seviyeler ve yüzey pürüzlülük değerleri Tablo 6'da verilmiştir.

Deney No	Faktörler				
	Kaplama Tipi	Tel Çapı	Soğutma Tipi	Malzeme Tipi	Yüzey Pürüzlülüğü (µm)
1	K1	T1	C1	M1	3,93
2	K1	T1	C1	M2	3,69
3	K1	T1	C2	M1	3,85
4	K1	T1	C2	M2	3,76
5	K1	T2	C1	M1	3,88
6	K1	T2	C1	M2	3,79
7	K1	T2	C2	M1	3,92
8	K1	T2	C2	M2	3,71
9	K2	T1	C1	M1	3,44
10	K2	T1	C1	M2	3,13
11	K2	T1	C2	M1	3,57
12	K2	T1	C2	M2	3,49
13	K2	T2	C1	M1	3,54
14	K2	T2	C1	M2	3,22
15	K2	T2	C2	M1	3,53
16	K2	T2	C2	M2	3,49

Tablo 6. Faktörlerin sembolleri ve gerçek değerleri.

Geleneksel ve geleneksel olmayan imalatlarda iş parçalarından istenilen ilk gereksinim İş parçalarının istenilen tamlık ve toleranslarda elde edilmesi ve iş parçası yüzey kalitesinin en en uygun değerlerde olması istenir. Yüzey pürüzlülük değerinin düşük olması yüzey kalitesinin iyi olduğunun ifadesi olmuştur. Bundan dolayı elde edilen yüzey pürüzlülük sonuçlarının değerlendirilmesi açısından yüzey pürüzlülük değerlerinin en düşük seviyede kalması istenilmektedir. Bu istenen gereksinim için Sinyal/Gürültü (S/N) oranının hesaplanmasında “en küçük en iyidir” formülü kullanılmıştır. Sinyal gürültü formül aşağıda bulunan Eşitlik 1’de gösterilmiştir.

$$S/N = -10\ x\log(\frac{\sum y^2}{n}) \quad (1)$$

Burada; y : Performans karakteristik değeri (yüzey pürüzlülüğü), n: y değerlerinin sayısıdır.

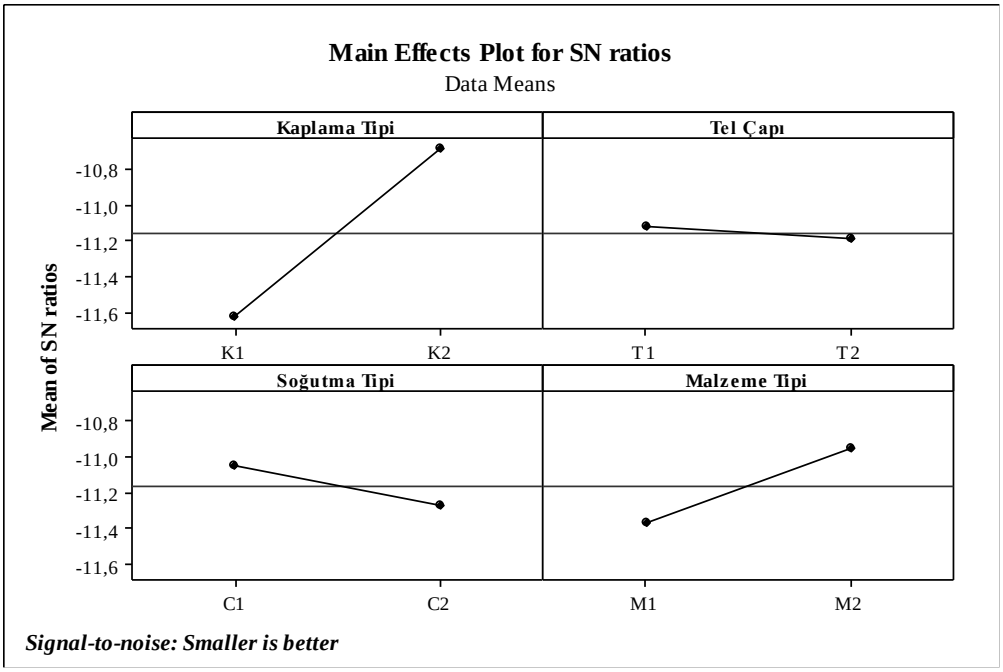
Yüzey pürüzlülük değerlerine etki eden kaplama tipi, tel çapı, soğutma tipi ve malzeme cinsi olmak üzere dört faktör ve her bir faktör için iki seviye belirlenmiştir. Her bir seviye ve faktör için Sinyal/Gürültü oranlarını gösteren değerler Tablo 7’de verilmiştir. Tablo 7’deki değerler incelendiğinde, yüzey pürüzlülüğü üzerinde faktörlerin etkisi Delta değerinin büyüklüğü ile doğrudan ilgilidir. Yani Delta değerinin büyük olması Sinyal/Gürültü oranın bağımsız değişken üzerindeki etki sıralamasını göstermektedir. Ayrıca Delta değeri iki faktör arasındaki farkı göstermektedir. Bağımlı değişken olan yüzey pürüzlülüğü üzerinde

faktörlerin etkisi sırasıyla kaplama tipi, malzeme tipi, soğutma tipi ve tel çapı şeklinde sıralandığı Tablo 7'de görülmektedir.

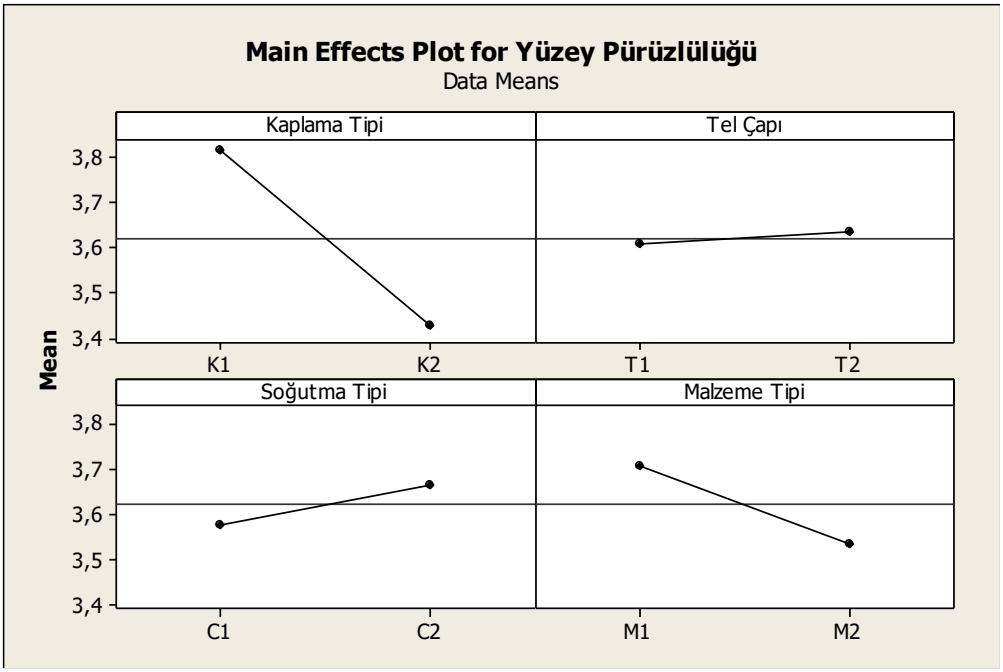
	Faktörler			
Seviye	**Kaplama Tipi**	**Tel Çapı**	**Soğutma Tipi**	**Malzeme Tipi**
1	-11,63	-11,12	-11,04	-11,37
2	-10,69	-11,19	-11,27	-10,95
Delta	0,94	0,07	0,23	0,42
Sıralama	1	4	3	2

Tablo 7. Her bir Seviye ve Faktörler için Sinyal/Gürültü oranları (En düşük en iyidir)

Faktörlerin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkinliği gösteren grafikler Şekil 1'de verilmiştir. Şekil 1'deki grafiğe bakıldığında, yüzey pürüzlülüğü üzerinde en büyük etkiye sahip olan seviyeler arasındaki farkın mutlak değerce büyük olan kaplama tipi faktörünün olduğu görülmektedir. Benzer şekilde bağımlı değişken üzerinde faktörlerin ana etkisini gösteren grafik Şekil 2'de verilmiştir. Şekil 2'deki grafik incelendiğinde, bağımsız değişken üzerinde en büyük etki kaplama tipi sahipken en düşük etkiye ise tel çapı olduğu görülmektedir.



Şekil 1. Faktörlerin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki Sinyal/Gürültü oranının etkisi



Şekil 2. Faktörlerin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki ana etkisi

Şekil 2'deki grafik incelendiğinde en düşük yüzey pürüzlülük değerleri çinko kaplı (K2) tel elektrotlarla elde edilirken en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri ise kaplamasız (K1) tel elektrotla elde edilmiştir. Ortaya çıkan bu sonuç tel elektrotun kaplama özelliğine atfedilmiştir. Çinko kaplı tel elektrotların kaplama özelliğinin sahip olmuş olduğu yüksek sıcaklıklarda mükemmel ısı dayanaklığına, yüksek çekme gerilmesinden dolayı titreşim ve gerilim altında tel elektrotun daha düzgün bir şekilde sürdürebilirliğini sağlamasıyla daha iyi işlenmiş yüzeyler elde edilmiştir [Kuriakose, 2004; Saha, 2016]. Aynı zamanda çinko kaplamanın sağlamış olduğu daha iyi soğutma özelliğiyle ve boşalım kabiliyetini homojen bir şekilde sağlamasıyla yüzey pürüzlülük değerlerinin düşmesine yardımcı olacaktır [Saha, 2016; Manjaiah, 2015]. İş parçası türüne bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerleri Şekil 2'deki grafik incelendiğinde en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri AISI 304 (M2) paslanmaz çeliğinin işlenmiş yüzeyinden elde edilirken en düşük yüzey pürüzlülük değerleri ise AISI D2 (M1) çeliği işlenmiş yüzeyinde tespit edilmiştir. Yüzey pürüzlülük değerlerinin bu şekilde elde edilmesi iş parçalarının elektrik iletkenlik özdirençleri ile ilişkilendirilmiştir. AISI 304 iş parçası malzemesinin elektrik iletkenlik özdirenci yüksek iken AISI D2 iş parçası malzemesinin elektrik özdirenci daha düşüktür. Elektrik özdirenç değeri bakımından AISI D2 çeliğinin AISI 304 çeliğinden daha düşük olması [Tablo 2-3] iş parçasının daha iyi tel elektrotla işlenmesine ve iş parçasından geçen elektriğin daha iyi iletmesine yardımcı olarak yüzey pürüzlülük değerlerinin düşmesine katkı sağlayacaktır. Şekil 2'deki grafik soğutma yöntemlerine bağlı olarak incelendiğinde daldırılmış soğutma (C1) yöntemiyle elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerinin püskürtmeli soğutma (C2) yöntemiyle elde edilen yüzey pürüzlülük

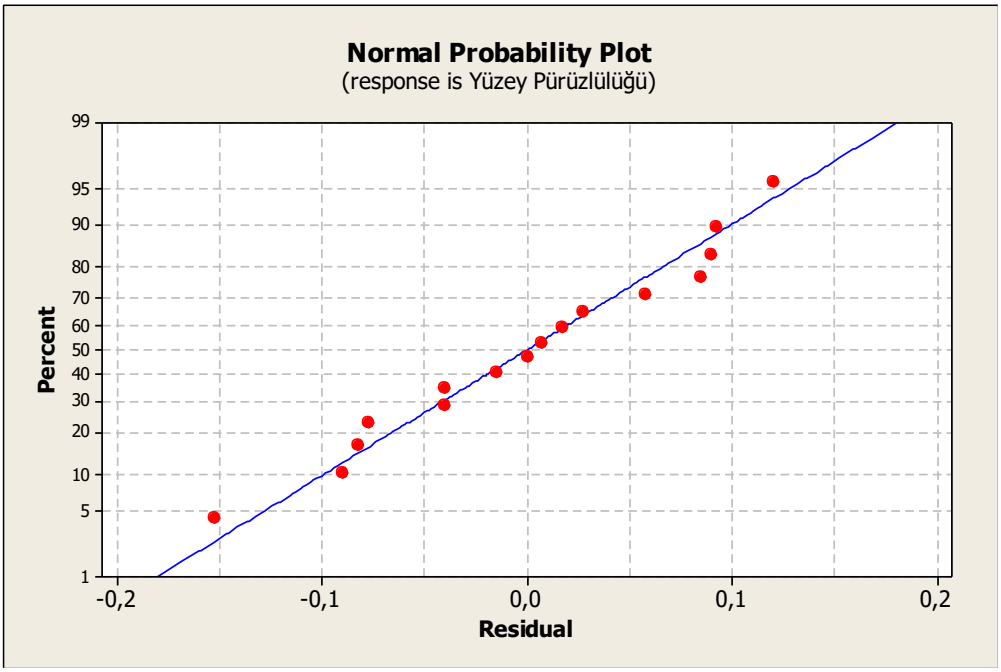
değerlerinden daha yüksek çıktığı görülmektedir. Ortaya çıkan bu eğilim daldırılmış soğutmanın püskürtmeli soğutmaya göre daha iyi soğutma etkisine bağlı olarak açıklanabilir. Daldırılmış soğutma yöntemiyle işleme sırasında iş parçası malzemesi ve tel elektrot tamamen suyun içinde olduğu için kesme bölgesinde daha iyi bir soğutmanın sağlanmasıyla yüzey pürüzlülük değerlerinin düşmesine katkı sağlayacaktır. Tel elektrot çaplarına göre Şekil 2'deki grafik incelendiğinde tel elektrot çapı 0.25 mm'den (T2) 0.30 mm'ye (T1) arttığında yüzey pürüzlülük değerlerinin arttığı görülmüştür. Tel elektrot çapının artmasıyla yüzey pürüzlülük değerlerinin artması beklenen bir durum olduğu ifade edilmiştir [Sharma, 2016; Newton, 2008-2009]. Literatürde de ifade edildiği gibi tel elektrot çap artışına bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerlerinin kötüleşmesi doğru orantılı bir şekilde hareket etmiştir. Büyük tel elektrot çapının düşük çapta ki tel elektrota oranla transport hızı daha düşüktür. Buda kısmen tel elektrotun ilerlemesini ve işleme bölgesinden sıçrayan erimiş metal miktarı önemli ölçüde azaltmasına yardımcı olacaktır. Bundan dolayı işlenmiş yüzeyde mikro deliklerin ve mikro küreciklerin oluşumuna yol açarak biraz daha yüksek yüzey pürüzlük değerlerini çıkmasına sebep olacaktır [Sharma, 2016; Newton, 2009]. Ayrıca, büyük bir tel elektrot çapı küçük çaplı bir tel elektrota göre her bir kıvılcımın sebep olduğu ısıdan etkilenmiş bölgenin artmasına daha fazla katkı sağlayacağından yüzey pürüzlülük değerlerinde artacaktır [Khan, 2006].

Yüzey pürüzlülüğü üzerinde faktörlerin etkisi gösteren bir diğer analiz ise Varyans analizidir (ANOVA: Analysis of Variance). Gerçekleştirilen Varyans analizinde güven aralığı %95 olarak belirlenmiştir. Yüzey pürüzlülüğü değerleri için yapılan Varyans analizi sonuçlarını gösteren değerler Tablo 8'de verilmiştir. Bağımsız değişkenlerin anlamlılık değerleri P<0,05 aralığında olmalıdır. Tablo 8'de gösterilen soğutma tipi ve tel çapının "*P*" değerlerinden de anlaşılacağı gibi yüzey pürüzlülüğü üzerinde istatiksel olarak anlamlı olmadıkları görülmektedir. Bunun ile birlikte toplam hataların karesi R^2 değeri %89,39 olarak hesaplanmıştır.

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Regresyon	4	0,761075	0,761075	0,190269	23,1778	0,000026
Kaplama Tipi	1	0,608400	0,608400	0,608400	74,1130	0,000003
Tel Çapı	1	0,003025	0,003025	0,003025	0,3685	0,556149
Soğutma Tipi	1	0,030625	0,030625	0,030625	3,7306	0,079586
Malzeme Tipi	1	0,119025	0,119025	0,119025	14,4992	0,002904
Hata	11	0,090300	0,090300	0,008209		
Toplam	15	0,851375				

Tablo. 8 Varyans analizi

Varyans analizi sonucunda elde edilen artık değerlerin grafiksel olarak gösterimi Şekil 3'de verilmiştir. Artık değerlerin lineer çizgi etrafında dağılımı oluşturması bu modelin tutarlılığını gösteren bir diğer grafiksel gösterimdir.



Şekil 3. Varyans analizi sonucunda elde edilen artık değerler

4. SONUÇLAR

Tel elektro erozyon ile işlemede yüzey pürüzlülük değerleri üzerinde tel elektrot kaplama türü, tel elektrot çapı, soğutma yönteminin etkilerini araştırmak ve optimum koşulları tespit edip buna bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerleri minimize etmek için Taguchi metodu ve Varyans analizi yöntemi kullanılmıştır. Elde edilen sonuçlar aşağıda verilmiştir.

- Genel olarak tel elektrot çapı arttığında yüzey pürüzlülük değerlerinde artış görülmüştür.
- En düşük yüzey pürüzlülük değerleri Zn (çinko) kaplı tel elektrotlarla elde edilirken en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri ise kaplamasız tel elektrotla elde edilmiştir.
- AISI D2 çeliğinin işlenmiş yüzeyinde elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri AISI 304 paslanmaz çeliğinin işlenmiş yüzeyinden elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerinden daha düşük çıkmıştır.

- ANOVA analizine göre yüzey pürüzlülük üzerinde tel elektrot malzemesi ve iş parçası malzemesi anlamlı iken tel elektrot çapı ve soğutma yöntemi anlamsız çıkmıştır.
- Toplam hataların karesi R^2 değeri %89,39 olarak çıkmıştır.
- Sinyal/Gürültü oranlarına göre yüzey pürüzlülük üzerinde en etkili parametrenin tel elektrot kaplama tipi olduğu tespit edilmiştir.

KAYNAKÇA

1. **Dabade, U.A., Karidkar, S.S.** (2016), “Analysis of response variables in WEDM of Inconel 718 using Taguchi technique”, Procedia CIRP, Vol. 41, pp 886-891.

2. **Klocke, F., Lung, D., Thomaidis, D., Antonoglou, G.** (2004), “Using ultra thin electrodes to produce micro-parts with wire-EDM”, Journal of Materials Processing Technology Vol. 149, pp 579-584.

3. **Prasad, NBV, ParameswaraRao, Ch.V.S., Sivanaga MalleswaraRao, S.** (2015), “Studies on Wire Selection for Machining with WEDM”, International Journal of Computer Science Trends and Technology, Vol. 3, No 3, pp 300-303.

4. **Straka L., Corny I., Pitel, J.** (2016), “Properties Evaluation of Thin Microhardened Surface Layer of Tool Steel after Wire EDM”, Metals, Vol. 6, No 95, pp 1-16.

5. **Khan, A.A., Ali, M.Bt.M., Shaffiar, N.Bt.M.** (2006), “Relationship of Surface Roughness with Current and Voltage During Wire EDM”, Journal of applied sciences, Vol. 6, No 10, pp 2317-2320.

6. **Sharma, P., Chakradhar, D., Narendranath, S.** (2016), “Effect of wire diameter on surface integrity of wire electrical discharge machined Inconel 706 for gas turbine application”, Journal of Manufacturing Processes, Vol. 24, pp 170-178.

7. **Kuriakose, S., Shunmugam, M.S.** (2004), “Characteristics of wire-electro discharge machined Ti6Al4V surface”, Materials Letters, Vol. 58, pp 2231-2237.

8. **Newton, T.R., Melkote, S.N., Watkins, T.R., Trejo, R.M., Reister, L.** (2009), “Investigation of the effect of process parameters on the formation and characteristics of recast layer in wire-EDM of Inconel 718”, Materials Science and Engineering A, Vol. 513–514, pp 208–215.

9. **Saha, A., Mondal S.C.** (2016), “Multi-objective optimization in WEDM process of nanostructured hardfacing materials through hybrid techniques”, Measurement, Vol. 94, pp 46-59.

10. **Manjaiah, M., Narendranath, S., Basavarajappa, S., Gaitonde, V.N.,** (2015), “Effect of electrode material in wire electro discharge machining characteristics of $Ti_{50}Ni_{50-x}Cu_x$ shape memory alloy”, Precision Engineering, Vol. 41, pp 68-77.

11. **Fard, K.R., Afza R.A., Teimouri, R. (**2013), "Experimental investigation, intelligent modeling and multi-characteristics optimization of dry WEDM process of Al–SiC metal matrix composite", Journal of Manufacturing Processes, Vol. 15, pp 483-494.

12. **Sharma, P., Chakradhar, D., Narendranath, S.** (2015), "Evaluation of WEDM performance characteristics of Inconel 706 for turbine disk application", Materials and Design, Vol. 88, pp 558–566.

13. **Soundararajan, R., Ramesh, A., Mohanraj, N., Parthasarathi N.** (2016), "An investigation of material removal rate and surface roughness of squeeze casted A413 alloy on WEDM by multi response optimization using RSM", Journal of Alloys and Compounds, Vol. 685, pp 533-545.

14. **Aliasa, A., Abdullaha. B., Abbasa, N.M.** (2012), "WEDM: Influence of Machine Feed Rate in Machining Titanium Ti-6Al-4V Using Brass Wire and Constant Current (4a)", Procedia Engineering, Vol. 41, pp 1812-1817.

15. **Liao, Y. S., Huang, J.T., Su, H.C.** (1997), "A study on the machining-parameters optimization of wire electrical discharge machining", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 71, pp 487-493.

16. **Rozenek, M., Kozak, J., DaÎbrowski, L., èubkowski K.** (2001), "Electrical discharge machining characteristics of metal matrix composites", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 109, pp 367-370.

17. **Zhang, C.** (2014), "Effect of wire electrical discharge machining (WEDM) parameters on surface integrity of nanocomposite ceramics", Ceramics International, Vol. 40, pp 9657-9662.

18. **Newton T.R.** (2008), "Investigation of the effect of process parameters on the formation of recast layer in wire-EDM of Inconel 718", (Master's dissertation), Georgia Institute of Technology, Atlanta, Georgia,USA.

19. **Pramanick, A., Sarkar, S., Dey, P.P., Das, P.K.** (2016), "Optimization of wire electrical discharge machining parameters for cutting electrically conductive boron carbide" Ceramics International, Vol. 42, pp 15671–15678.

20. **Kumar, U.A., Laxminarayana, P.** (2018) , "Optimization of Electrode Tool Wear in micro holes machining by Die Sinker EDM using Taguchi Approach", Materials Today: Proceedings, Vol. 5, pp 1824–1831.

21. **Selvakumar, G., Sornalatha, G. Sarkar, S. Mıtra, S.** (2014) , "Experimental investigation and multi-objective optimization of wire electrical discharge machining (WEDM) of 5083 aluminum alloy", Trans. Nonferrous Met. Soc. China, Vol. 24, pp 373_379.

22. **Sudhakara, D., Prasanthi ,G.** (2014),"Application of Taguchi Method for Determining Optimum Surface Roughness in Wire Electric Discharge Machining of P/M Cold Worked Tool Steel (Vanadis-4E)", Procedia Engineering, Vol. 97, pp 565 – 1576.

23. **Razak, M .A., Abdul-Rani, A.M., Rao, T.V.V.L.N.,Pedapati, S.R., Kamal, S.** (2016), “Electrical Discharge Machining on Biodegradable AZ31 Magnesium Alloy using Taguchi method”, Procedia Engineering, Vol. 48, pp 916 – 922.

24. **Ugrasen, G., Ravindra, H.V., Prakash, G.V.N., Prasad, Y.N.T.** (2015), “Optimization of process parameters in wire EDM of HCHCr material using Taguchi’s technique”, Materials Today: Proceedings, Vol. 2, pp 2443 – 2452.

25. **Chandramouli, S., Eswaraiah, K.** (2017), “Optimization of EDM Process parameters in Machining of 17-4 PH Steel using Taguchi Method”, Materials Today: Proceedings, Vol. 4, pp 2040–2047.

26. **Kumar, A., Mishra, H., Vivekananda, K., Maity, K.P.** (2017), “Multi-Objective Optimization of Wire Electrical Discharge Machining Process Parameterson Inconel 718 Materials Today”: Proceedings Vol. 4 ,pp 2137–2146.

27. **Tonday, H.R., Tigga, A.M.** (2017), “Evaluation of the Influence of Wire Electrical Discharge Machining Parameters on Material Removal Rate and Surface Characteristics in Cutting of Inconel 825” Materials Today: Proceedings, Vol. 4, pp 9865–9869.

28. **Kolli, M., Adepu, K.** (2015), “Effect of dielectric fluid with surfactant and graphite powder on Electrical Discharge Machining of titanium alloy using Taguchi Method”, Engineering Science and Technology, an International Journal, Vol. 18, pp 524-535.

29. **Chakraborty, S., Kar, S., Ghosh, S.K**., **Dey, V.** (2017), “Parametric optimization of electric discharge coating on Aluminium-6351 alloy with green compact silicon carbide and copper tool: A Taguchi coupled utility concept approach”, Surfaces and Interfaces, Vol. 7 , pp 47–57.

AA 7075 YAŞLANDIRILMASINDA FARKLI ÖN GERİNMELERİN MEKANİK ÖZELLİKLERE ETKİLERİNİN İNCELENMESİ

Süleyman KILIÇ, *suleymankilic@ahievran.edu.tr* Ahi Evran Üniversitesi, 40100, Kırşehir

İlyas KACAR, *ikacar@ohu.edu.tr* Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi, 51245, Niğde

Fahrettin ÖZTÜRK, *fozturk@ybu.edu.tr* Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi, 06010, Ankara

fahrettin.ozturk@tai.com.tr TUSAŞ – Türk Havacılık ve Uzay Sanayii AŞ, 06980, Ankara

Mevlüt ŞAHİN, *msahin@ohu.edu.tr* Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi, 51245, Niğde

Oğuz ERDEM, *oguz.erdem@ahievran.edu.tr* Ahi Evran Üniversitesi, 40100, Kırşehir

ÖZET

Bu çalışmada havacılık sanayinde yaygın kullanıma sahip 7075 alüminyum alaşımının yaşlandırılmasında farklı ön gerinmelerin alaşımın mekanik özelliklerine etkileri incelenmiştir. Çalışmadaki temel amaç farklı oranlarda şekillendirilmiş parçaların boya fırınlaması esnasındaki mekanik ve mikroyapı özelliklerinin değişiminin belirlenmesidir. Boya fırınlama işlemlerinde 120-200 ºC sıcaklıkları kullanılmaktadır. Bu kapsamda çalışmamızda yaşlandırma sıcaklıkları 120, 160 ve 200 ºC olarak seçilmiştir. Numunelere farklı ön gerinmeler uygulanarak ön gerinmenin yaşlandırmadaki etkisi detaylı olarak incelenmiştir. İncelemeler sonucunda ön gerinmenin artmasıyla, 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında akma mukavemeti ve geri esneme düşerken, altındaki yaşlandırma sıcaklıklarında artmaktadır. Bunun sebebi ise mikroyapıdaki $MgZn_2$ katı çökeltilerinin hacimsel miktarıdır.

Anahtar Kelimeler: Ön gerinme, $MgZn_2$ katı çökeltileri, AA 7075, mekanik özellikler, XRD, boya fırınlama.

ABSTRACT

In this study, effects of different pre-straining on mechanical properties of AA7075 aluminum alloys during aging, which has been widely used in aerospace industry, are investigated. The purpose of this study is to determine changes in mechanical and microstructural properties of different level deformed parts during paint baking process. The paint baking process is generally performed between 120 and 200 ºC. In this concept, aging temperatures of 120, 160

and 200 ºC are selected. Different pre-strainings were applied on samples to investigate the effects of pre-straining on aging in detail. With increasing the pre-straining, yield strength and springback decreased and increased at aging temperatures of 200 ºC and below 200 ºC, respectively. This is due to the volume content of $MgZn_2$ solid precipitates in microstucture.

Keywords: Pre-straining, $MgZn_2$ precipitates, AA 7075, mechanical properties, XRD, paint baking.

1. GİRİŞ

7XXX serisi alüminyum alaşımları sahip oldukları mükemmel mekanik özellikleri nedeniyle havacılık ve uzay sanayinde yoğunlukla tercih edilmektedir [Vasudevan ve Doherty, 1989]. Al-Zn-Mg-Cu alaşımı olarak ta bilinen 7XXX seri alüminyum alaşımlarında ikincil faz olarak η ($MgZn_2$), *T* ($Al_2Mg_3Zn_3$), *S* (Al_2CuMg) fazları bulunmaktadır [Mondal ve Mukhopadhyay, 2005; Lalpour ve diğerleri, 2015; Fan ve diğerleri, 2006; Lim ve diğerleri, 2003; Binesh ve Aghaie-Khafri, 2016]. Bu alaşım serisinde faz dönüşümleri;

- Aşırı doymamış katı solüsyon $\rightarrow$ GP bölgeleri $\rightarrow$ η' $\rightarrow$ η

olarak veya

- Aşırı doymamış katı çözelti $\rightarrow$ GP bölgeleri $\rightarrow$ T' $\rightarrow$ T

olarak gerçekleşmektedir [Vasudevan ve Doherty, 1989]. η' fazı yarı dengeli bir faz, η fazı ise dengeli olmayan faz olarak tanımlanmaktadır [Özyürek ve diğerleri, 2012]. Yüksek sıcaklıklarda yaşlandırma işleminde yüksek Zn:Mg oranlarında hegzagonal η' fazı oluşurken, düşük Zn:Mg oranlarında *T* ($Al_2Mg_3Zn_3$) fazı oluşabilmektedir.

7XXX seri alüminyum alaşımları yüksek yaşlandırılabilme kabiliyeti göstermektedirler [Polmear, 1996; Hunsicker, 1976]. Yaşlandırma sıcaklığına ve süresine bağlı olarak değişen yapay yaşlandırma işleminde, malzemenin kullanılacağı yerde, en uygun yaşlandırma parametrelerini tespit edebilmek için pekçok çalışma yapılmıştır [Emani ve diğerleri, 2009; Karaaslan ve diğerleri, 2007; Park ve Ardell, 1983; Tash ve Alkahtani, 2015; Joshi ve diğerleri, 1981]. Çalışmalardaki temel husus içyapıdaki fazların farklı yaşlandırma sıcaklık ve sürelerinde değişiklik göstermesidir [Viana ve diğerleri, 1999]. 7075 serisi alüminyum alaşımında içyapı Al ve $MgZn_2$ fazlarından oluşmaktadır [Pastor ve Svoboda, 2013; Oskouei ve diğerleri, 2016]. Yapay yaşlandırma işleminde ilk olarak GP bölge içerisinde çekirdeklenmelerin başlaması için 107-120 ºC yaşlandırma sıcaklıkları olması gerekmektedir. İkinci aşama ise 160-170 ºC'de *$MgZn_2$* çökeltilerinin oluşmaya başlamasıdır. Bu çökelti

parçacıklarının oluşumu T6 temperine göre mukavemetin yaklaşık %15 düşmesine neden olmaktadır [Fontana ve Stactile, 1970]. Yaşlandırma süresi arttıkça, çökeltiler büyüyerek dislokasyon hareketlerini engellemeye başlayarak mukavemetin artışına sebep olurlar. Ancak çökelti boyutunun kritik bir değeri aşması halinde ise artık taneler aşırı kabalaştığı için dislokasyon hareketleri kolaylaşmakta ve mukavemetin düşmesine neden olmaktadır. η' fazı mukavemeti artırırken [Park ve Ardell, 1983; Park ve Ardell, 1989; Chen ve diğerleri, 2009; Güleryüz ve Kaçar, 2011], η fazı ise düşürmektedir [Chen ve diğerleri 2009; Porter ve diğerleri, 2009; Panigrahi ve Jayaganthan, 2011]. Yaşlandırma sıcaklığının artması ise akma mukavemetini düşüren bir etkiye sahiptir [Polmear ve Couper, 1988].

7075-T6 alüminyum alaşımında farklı çözeltiye alma sıcaklıkları (420, 450, 480, 510, 530 ºC) ve farklı yaşlandırma sıcaklıklarında (107, 121, 165 ºC) yapay yaşlandırma uygulanmış ve mukavemet değerleriyle sertlik değerleri arasında bir uyum olduğu gösterilmiştir [Clark ve diğerleri, 2005]. Farklı sıcaklıklarda çözeltiye alma işlemleri uygulanıp yapay yaşlandırma uygulanan malzemede $MgZn_2$ fazı belirlenmiştir [Isadare ve diğerleri, 2013]. Dolayısıyla yaşlandırmadaki etken parametrelerden biriside numunelerin soğuma hızıdır. Çünkü hızlı soğutma yapılırsa, Mg ve Zn atomlarının çözünmeleri için yeterli zaman olmadığından $MgZn_2$ fazı oluşmamaktadır [Fan ve diğerleri 2006; Isadare ve diğerleri 2013]. Yapılan bir araştırmada 150ºC yaşlandırma sıcaklığından sonra $MgZn_2$ fazlarının görülmeye başlandığı ve sıcaklık yükseldikçe fazların oranlarının arttığı gösterilmiştir. Ancak 150 ºC'den sonra önemli oranda mukavemet kaybı olmuştur. Sebebi ise GP, η' ve η faz dönüşümleridir [Panigrahi ve Jayaganthan, 2011]. 190 ºC'nin üstünde η' fazı azalmaya başlamaktadır [Park ve Ardell, 1983]. 145, 165 ve 185 ºC sıcaklıklarında η' fazı çoğunlukla olmak üzere yapıda η fazı da mevcuttur [Mahathaninwong ve diğerleri, 2012].

Bilindiği üzere otomotiv endüstrisinde malzemeler şekillendirildikten sonra 170-200 ºC sıcaklıklar arasında boya fırınlama işlemine tabi tutulmaktadır [Kilic ve diğerleri, 2015]. Bu nedenle bu sıcaklık değerleri otomotiv sacları için her zaman dikkat çekici olmaktadır. GP-I fazının fırınlama sertleşmesine katkıda bulunduğu görülmektedir [Cao ve diğerleri, 2013]. 6111 seri alüminyum alaşımlarında %2 ve %5 ön gerinme uygulanan numunelere 150 ve 170 ºC sıcaklıklarda 20 ve 30 dakika boyunca fırınlama yapıldığında yüksek ön gerinme halinde daha yüksek akma mukavemeti elde edildiği görülmektedir. Bunun nedeni ise ön gerinmenin artması halinde pekleşmenin de artmasından dolayıdır [Li ve diğerleri, 2015]. 7075 alüminyum alaşımına %8 ön gerinme uygulanıp 140 ºC sıcaklıklarda farklı sürelerde yaşlandırma işlemi yapıldığında ön gerinmenin çökelme sertleşmesinde önemli bir katkısı olduğu görülmektedir [Kaçar ve Güleryüz, 2015]. Mg-Zn-Y alaşımı, %3-5 ön gerinme işlemiyle 150 ºC yaşlandırma sıcaklığında farklı sürelerde yaşlandırmaya tabi tutulmuş ve ön gerinmenin artmasıyla

mukavemet ve sertlik değerleri de artmıştır [Rosalie ve diğerleri, 2013]. Malzemelerin içyapı özelliklerinin incelenmesinde X ışını kırınımı (XRD) pik profili analizi, Geçirimli Elektron Mikroskobu (TEM) incelemelerinin güçlü bir alternatifidir [Ungár, 2004]. Bütün malzemelerin mekanik ve fiziksel özellikleri içyapıları ile doğrudan ilişkilidir. Bu yüzden Rietveld analizinin kullanımı gittikçe yaygınlaşmaktadır. Bu yöntem bir eğri uydurma yöntemi olup, eğri altındaki alanların pik değerlerin ölçülmesi gerektiğinde başvurulan bir yöntemdir. İleriki bölümlerde kullanım şekli anlatılacaktır.

Bu çalışmada, AA 7075 sac numunelerine farklı ön gerinmelerle şekillendirilmiş numunelere farklı yaşlandırma sıcaklıkları uygulayarak mekanik özelliklerinin değişimi incelenmiştir. 30 dakika süresince farklı yaşlandırma sıcaklıklarında, farklı ön gerinmelerin mekanik özelliklere etkileri tespit edilmiştir.

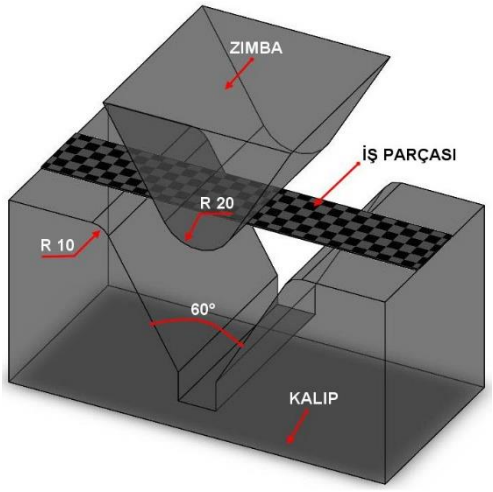
2. MALZEME VE YÖNTEM

2 mm kalınlığında 7075-T6 malzemesine, %2, 4 ve 6 ön gerinmeler uygulanmıştır. Daha sonra ön gerinme uygulanmayan ve uygulanan numuneler 500 ºC sıcaklıkta 2 saat süreyle çözeltiye alınmıştır. Süre bitiminde en fazla 10 saniye içerisinde oda sıcaklığındaki suda soğutma işlemi gerçekleştirilmiştir. Ardından numunelere 30 dakika boyunca 120, 160 ve 200 ºC sıcaklıklarında yapay yaşlandırma işlemi uygulanmıştır. Yapay yaşlandırması tamamlanmış olan numunelere 25 mm/dak deformasyon hızında çekme ve eğme deneyleri yapılmıştır. Mikroyapı incelemesi için XRD ve optik mikroskop kullanılmıştır. Kullanılan malzemenin kimyasal bileşimi Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1. 7075 alüminyum alaşımının kimyasal bileşimi

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Ti+Zr
0,07	0,12	1,5	0,02	2,6	0,18	5,8	0,05	0,08

Deney numuneleri ASTM-E8 standardına göre hadde yönünde su jetiyle kesilerek hazırlanmıştır. Geri esneme deyinde 60º V kalıp kullanılmıştır (Şekil 1). Çekme ve eğme deneyleri Shimadzu Autograph 100kN çekme cihazında üçer tekrarlı olarak yapılmıştır. Numunelerde meydana gelen uzamalar video tipi ekstansometre ile, geri esneme miktarı ise görüntü işleme teknikleri kullanarak ölçülmüştür.



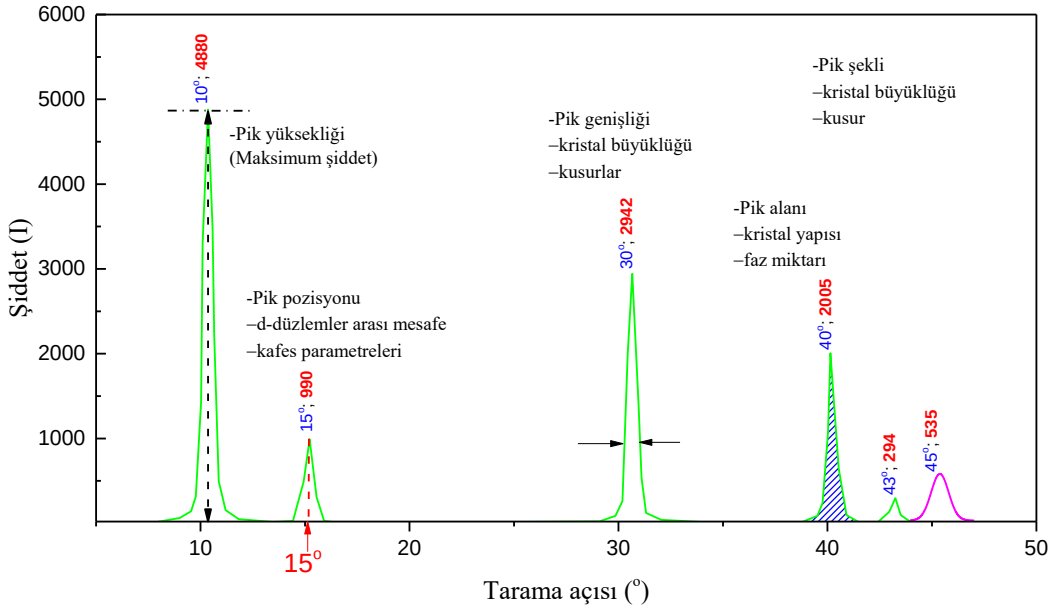
Şekil 1. 60^{o} V kalıpta eğme deney düzeneği

3. BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1. XRD analizleri

Malzemelerin özellikleri, kimyasal bileşimlerine ve içyapıyı oluşturan fazlara göre değişiklik göstermektedir. Fazlar, malzemelerin sünek veya kırılgan olması gibi birçok özellikte belirleyici olmaktadır. Malzemelerde yer alan fazları kolaylıkla belirleyebilmek için XRD yöntemi tercih edilmektedir. X ışınları, malzemelerin atomik ve moleküler yapısının incelenmesinde ve sınıflandırılmasında yaygın olarak tercih edilmektedir. Son zamanlarda Rietveld yöntemiyle malzemelere ait birçok bilgi XRD grafiklerinden elde edilmektedir [Moumeni ve diğerleri, 2004; Mehdaoui ve diğerleri, 2009; Benslim ve diğerleri, 2010; Dini ve diğerleri, 2010; Karpikhin ve diğerleri, 2016; Heiba ve diğerleri, 2016]. Rietveld yönteminin temeli ise bir takım matematiksel modeller kullanarak eğri uydurma prensibine dayanmaktadır. Her ne kadar, grafiklere bakıldığında noktalarlar arası çizgilere aldanarak, mevcut bir eğrinin varlığından bahsetmek kolay gibi gözükse de esasen grafiğin sadece noktalar kümesi olduğunu unutmamak gerekir. Böylesi noktalardan oluşan kümenin en uygun fonksiyon ile modellenerek istenen işlemlerin (altta kalan alan, uzunluk, yarı genişlik, ortalama değer vs…) yapılabilmesi mümkün olabilecektir. Rietveld yöntemi de eğri uydurmak ve bu eğriyle ilgili geometrik işlemleri yaparak, böylesi işlemleri mümkün kılmaktadır. Rietveld yöntemi kullanarak analiz yapan ücretsiz lisansa sahip bazı programlar şunlardır; MAUD (Material Analysis Using Diffraction) [http://maud.radiographema.eu/, 2016], Profex (Rietveld Refinement) [http://profex.doebelin.org/, 2016] ve FullProf Suite (Structure Profile Refinement) [https://www.ill.eu/sites/fullprof/, 2016]. Bu çalışmada MAUD ve Profex programlarından faydalanılmıştır. Şekil 2'de ideal bir XRD grafiği verilmiştir. Kafes parametreleri, kristal yapı,

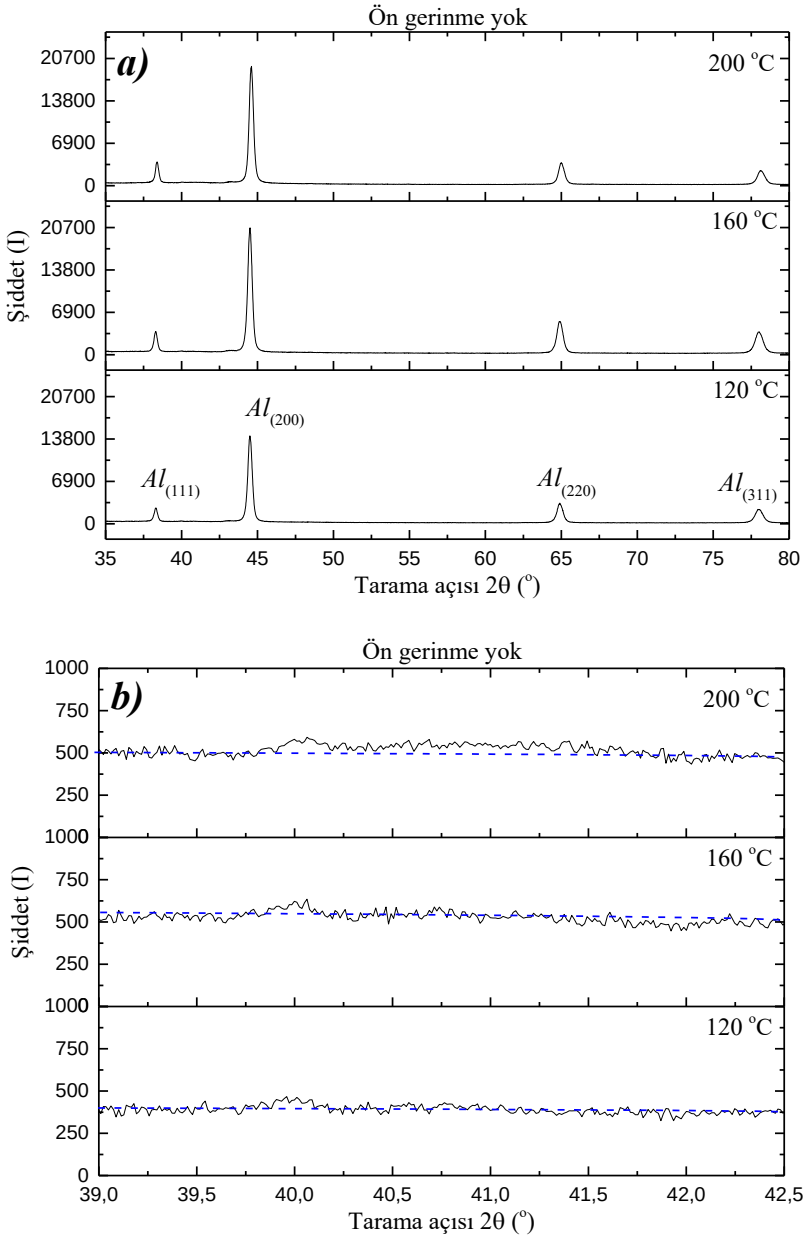
faz oranları, kristal yapı kusurları, kalıntı gerilmeler ve düzlemler arası mesafe vb. bilgiler bu grafikten rahatlıkla elde edilebilmektedir.



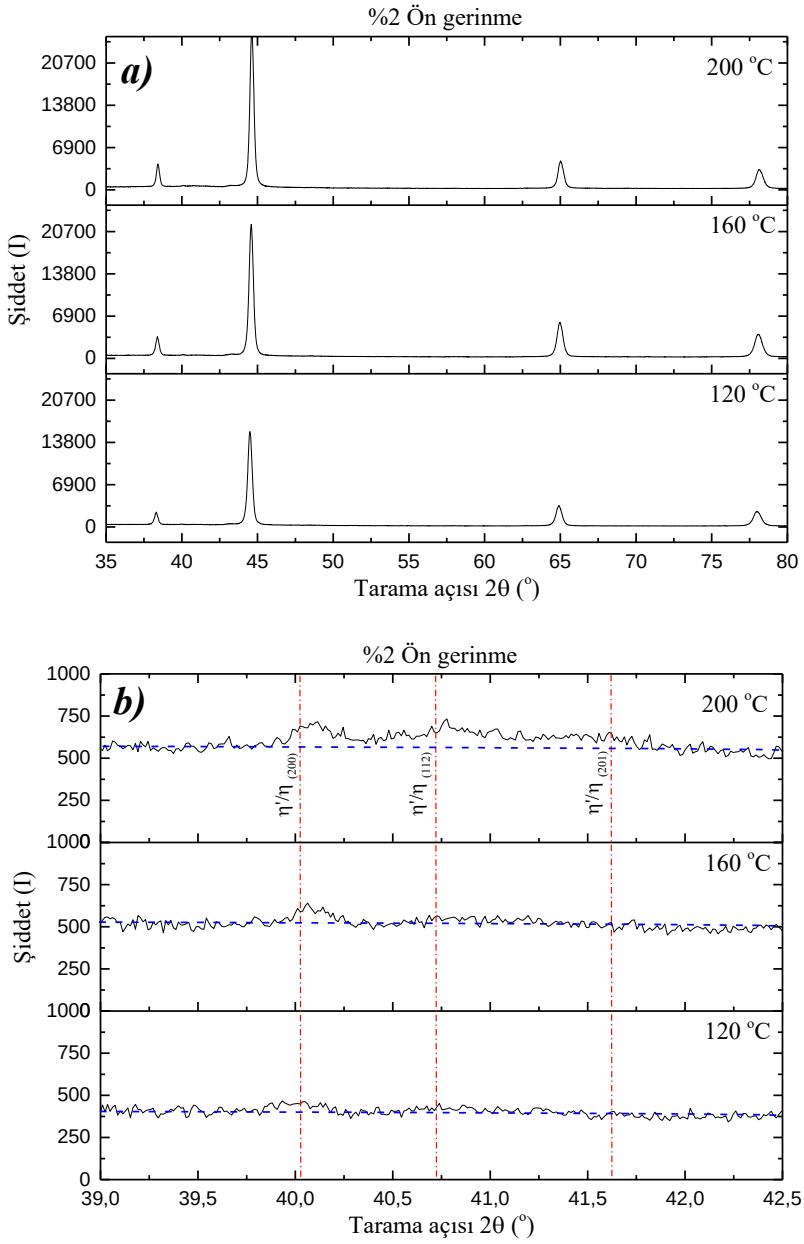
Şekil 2. İdeal bir XRD grafiği ve piklerden bilgilerin elde edilmesi [Kilic ve Ozturk, 2016]

Şekil 3'de PANalytical marka XRD cihazı ile 35 dereceden 80 dereceye kadar 0,05 derece/dk hızla tarama yapılarak elde edilen XRD grafiği verilmiştir. XRD analizinde Cu Kα ışınımı yapan bakır anotlu XRD tüpü kullanılmıştır. Yapılan Rietveld analizine göre yapı Al ve $MgZn_2$ fazlarından oluşmaktadır. Burada piklerin altında kalan alan fazların oranlarını vermektedir. Piklerin sağa veya sola doğru kaymaları ise oluşan iç gerilmeleri ifade etmektedir.

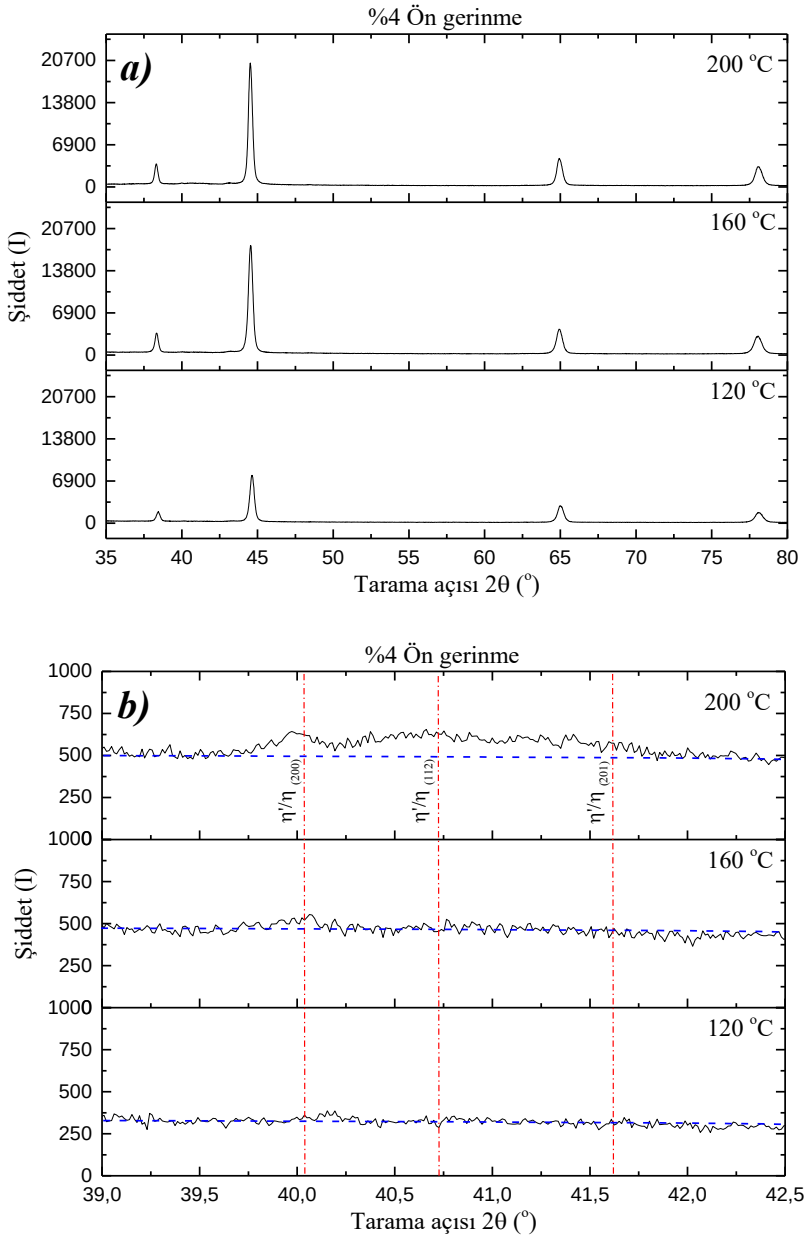
Yaşlandırma sürelerinin artmasıyla beraber yapıda $MgZn_2$ oluşumu artmaktadır [Panigrahi ve Jayaganthan, 2011; Mahathaninwong ve diğerleri 2012]. 120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklıklarında 30 dakika süresi $MgZn_2$ fazlarının oluşması için yeterli olmamışken, $MgZn_2$ fazı 200 ºC sıcaklıkta oluşmaya başlamıştır. Aynı zamanda ön gerinmenin artmasıyla $MgZn_2$ fazının hacim oranı arttığı görülmektedir (Şekil 3-6). Faz hacmindeki artış, piklerin altlarında kalan alanların büyümesiyle anlaşılmaktadır. Alan ne kadar büyük ise, fazın miktarı da o kadar fazladır.



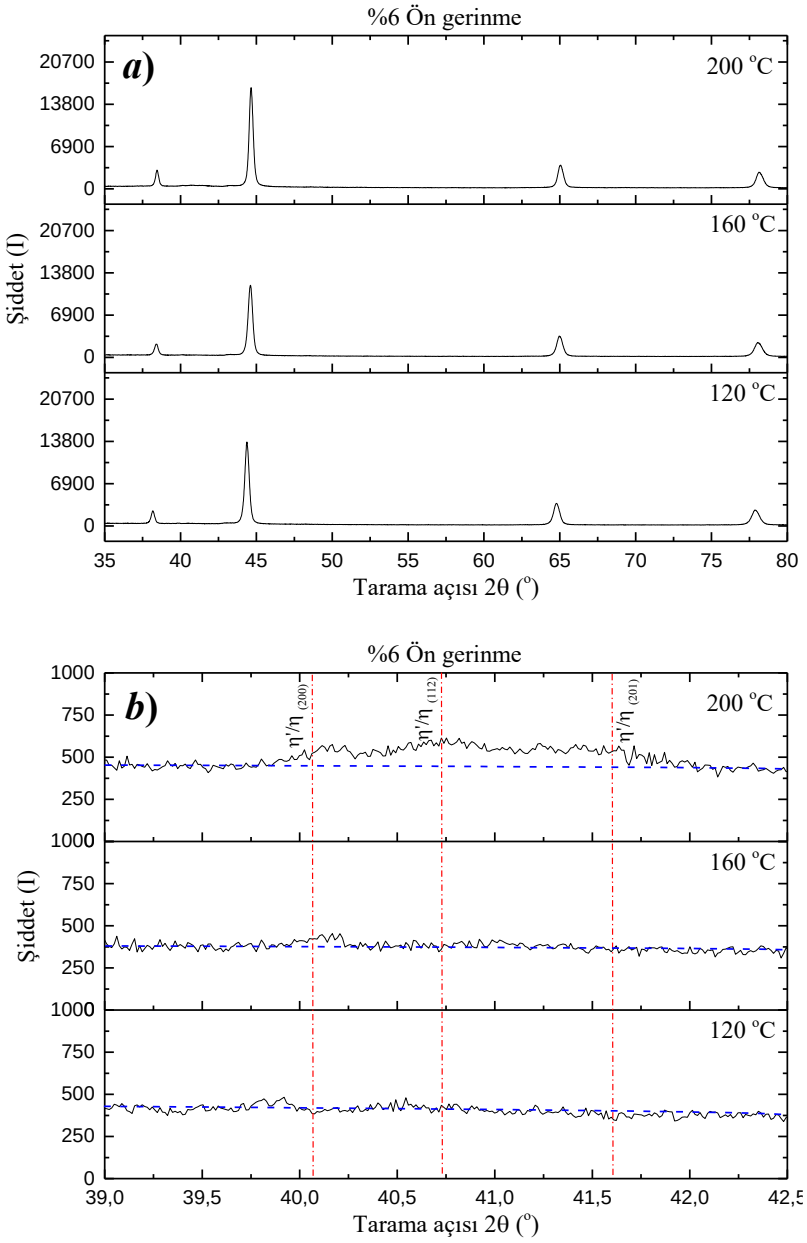
Şekil 3. a) 7075 alüminyum alaşımın farklı sıcaklıklarda 30 dakika yaşlandırma işlemi (Ön gerinme yok), b) yakınlaştırılmış görüntü



Şekil 4. a) 7075 alüminyum alaşımın farklı sıcaklıklarda 30 dakika yaşlandırma işlemi (%2 ön gerinme), b) yakınlaştırılmış görüntü



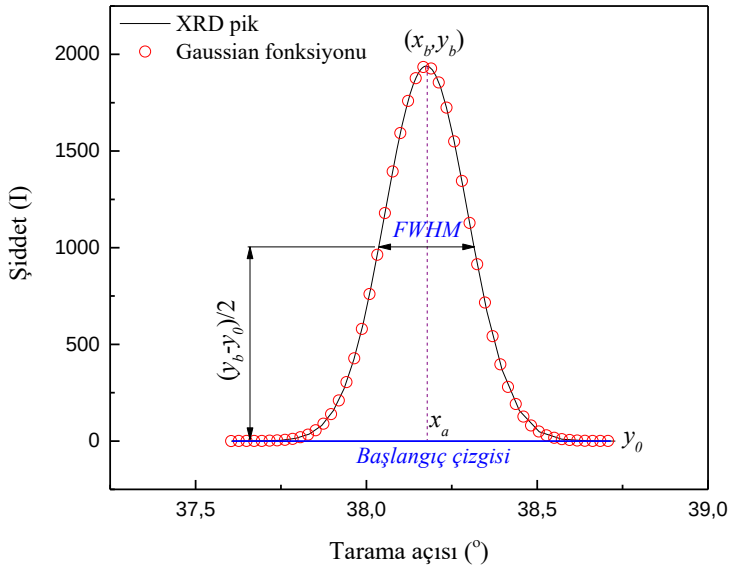
Şekil 5. a) 7075 alüminyum alaşımın farklı sıcaklıklarda 30 dakika yaşlandırma işlemi (%4 ön gerinme), b) yakınlaştırılmış görüntü



Şekil 6. a) 7075 alüminyum alaşımın farklı sıcaklıklarda 30 dakika yaşlandırma işlemi (%6 ön gerinme), b) yakınlaştırılmış görüntü

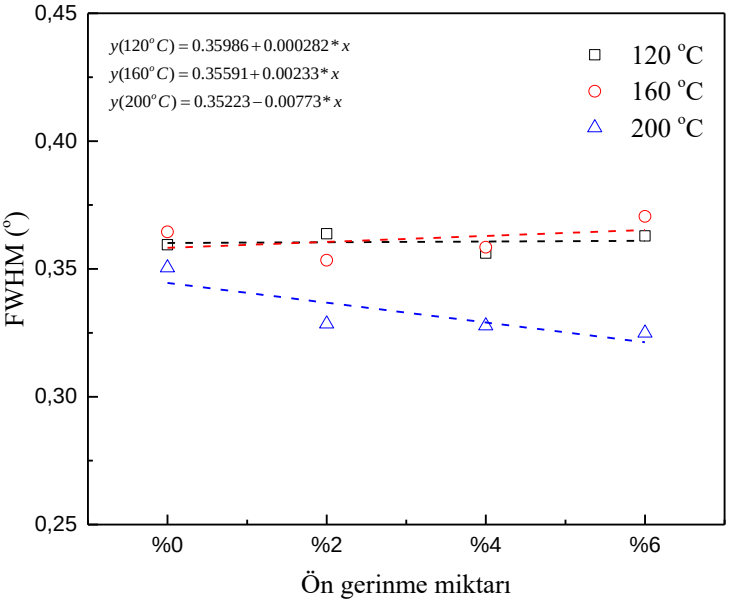
XRD grafiklerinden malzemelere ait birçok özellik elde edilmektedir. Malzeme deformasyona maruz kaldığında içyapısı ve dolayısıyla da XRD grafiği değişmektedir. Örneğin malzemeye bir ön gerinme uygulandığı zaman XRD pikleri sağa veya sola doğru kaymaktadır. Bu *kayma* malzemede iç gerilmelerin oluştuğunu ifade etmektedir. Grafikteki piklerden maksimum yükseklikte olanının, *genişliği* de malzemenin mukavemetiyle ilişkilidir. XRD pikleriyle ön gerinmelerin etkisi araştırıldığında, pik genişliğinin artmasıyla mukavemet, toplam uzama ve sertlik değerlerinin de arttığı görülmektedir [Bouras ve diğerleri, 2012]. Ayrıca FWHM (Full width at half maximum – bir maksimum pikin yüksekliğinin yarı değerindeki genişliğinin tam

değeri) değeri büyük olunca sertlik yüksek çıkmaktadır [Fu ve diğerleri, 2018]. XRD grafiklerinin incelememesinde genellikle Rietveld analizi kullanılmaktadır. Rietvel yönteminde ise Gauss, Gaussian, lorentz, Voigt vb… denklemler ile eğri uydurma yapılmaktadır [Kilic ve Ozturk, 2016]. Bu eğri uydurma sonucu pik genişliğinin hesaplanmasını Şekil 7 göstermektedir.



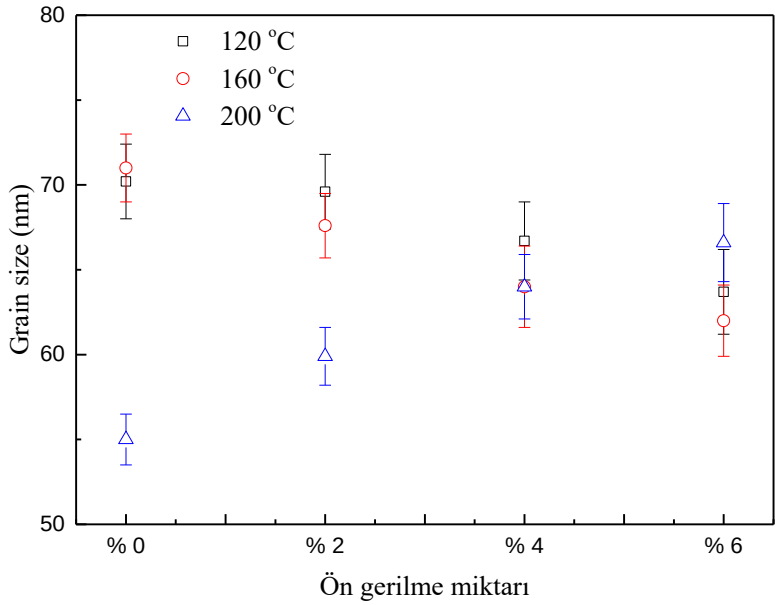
Şekil 7. Rietveld analiziyle pik genişliği bulma (FWHM)

Şekil 8 incelendiğinde, pik genişliğinin değişimi görülecektir. Ön gerinmenin artmasıyla beraber 120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklıklarında pik genişlikleri artmaktadır. 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında ise pik genişlikleri azalmaktadır.



Şekil 8. Sıcaklık ve ön gerinmeye göre pik genişliğinin değişimi

Ön gerinme oranına göre tane büyüklüğünün değişimi de Şekil 9'da gösterilmiştir. Şekil üzerindeki noktalar Profex programı yardımıyla XRD grafiğinden elde edilmiştir. Bunun temeli ise Scherrer denklemine dayanmaktadır [Scherrer, 1918]. Literatürde birçok çalışmada XRD ve TEM yardımıyla elde edilen değerler karşılaştırılarak kullanılmaktadır [Prabhu ve diğerleri, 2014; Khorsand Zak ve diğerleri, 2011; Mote ve diğerleri, 2012; Zhao ve Zhang, 2008]. 120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklığında ön gerinme ile taneler ufak kalırken, 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında ön gerinme ile taneler kabalaşmaktadır.

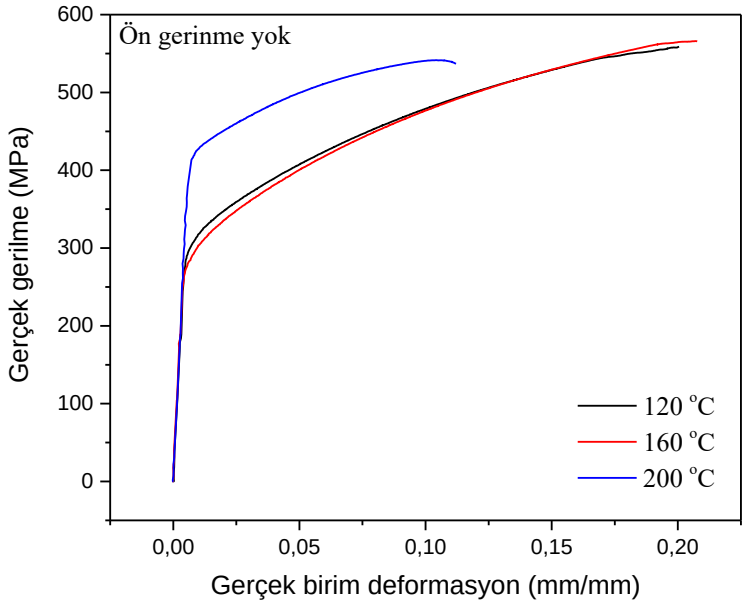


Şekil 9. Tane büyüklüğünün ön gerinmeye göre değişimi

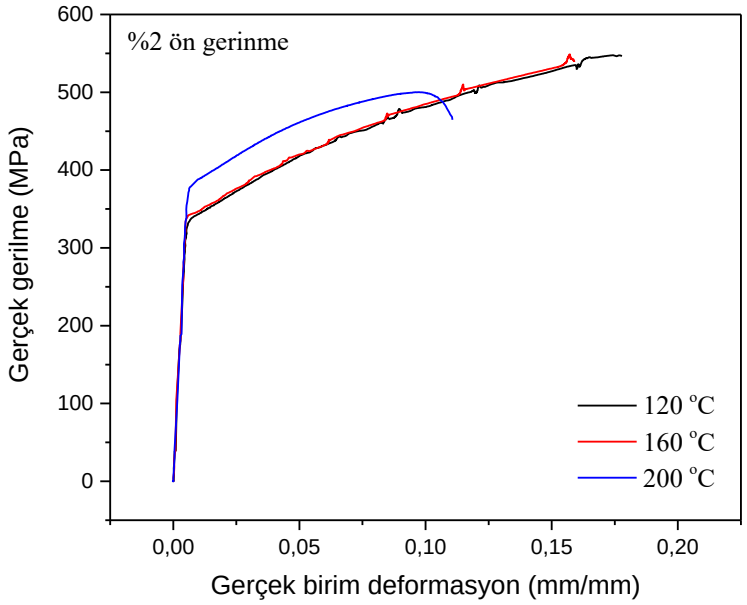
3.2. Çekme Deneyleri

Farklı ön gerinmeler uygulanmış numunelerin, 30 dakika yaşlandırma süresinde farklı sıcaklıklarda yaşlandırma işlemi uygulanmasına müteakip, elde edilen yaşlandırılmış numunelere, 25 mm/dak deformasyon hızında çekme deneyleri uygulanmış ve sonuçları Şekil 10-13' de verilmiştir. Ön gerinme uygulanmayan numunelerde 120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklıklarında sonuçlar hemen hemen aynıdır. 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında ise mukavemet artmış, birim deformasyon değeri düşmüştür. Farklı ön gerinme uygulanan numunelerin tamamında ise 120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklıklarında Portevin Le Chatelier etkisi görülürken 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında ise bu etki ortadan kalkmaktadır. Portevin Le Chatelier etkisi olarak adlandırılan durum, plastik deformasyon eğrisinde sürekli bütün eğri boyunca dalgalanma olması halidir. Sebebi, dislokasyon hareketinin ilerleme-durdurulma-ilerleme şeklinde dinamik bir davranış halinde olması sebebiyledir. Bu durum, yüksek sıcaklıklarda kendisini gösterir zira akma mukavemeti azalır. Böylece dislokasyonların serbest

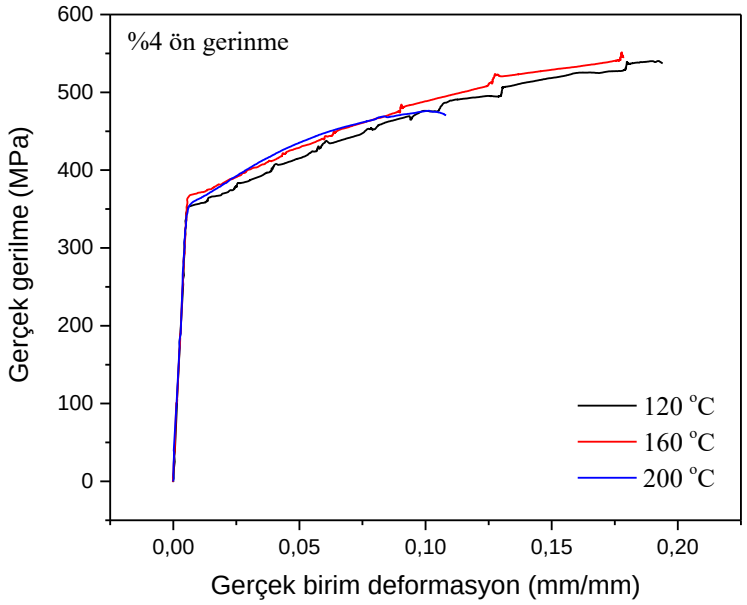
hareketi kolaylaşır. Dislokasyon tam ilerliyorken, yapı atomları bu dislokasyonun önüne geçmekte ve hareketini kısıtlamasından dolayı mukavemette bir artış meydana gelmektedir.



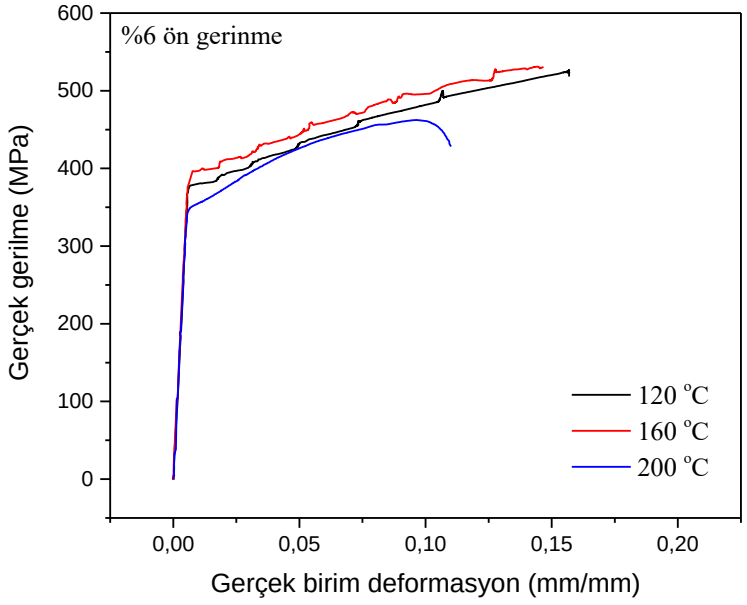
Şekil 10. Ön gerinme uygulanmamış numunelerin farklı sıcaklıklardaki gerilme birim deformasyon eğrisi



Şekil 11. %2 Ön gerinme uygulanmış numunelerin farklı sıcaklıklardaki gerilme birim deformasyon eğrisi

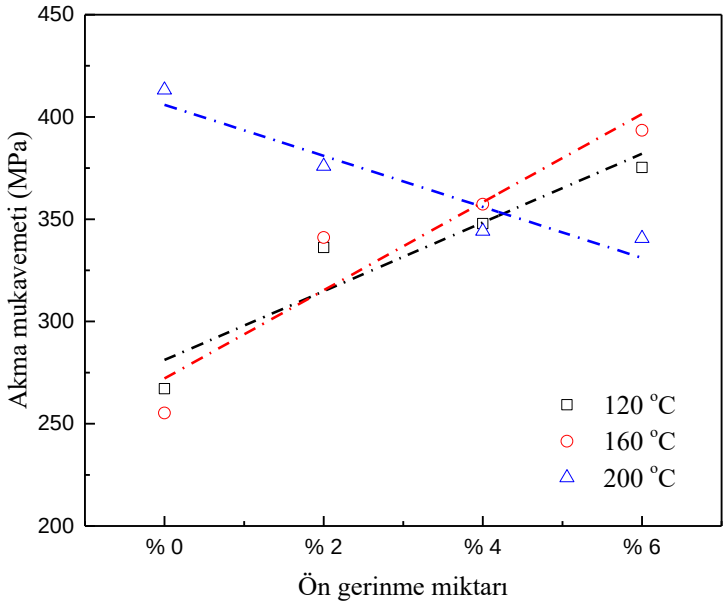


Şekil 12. %4 Ön gerinme uygulanmış numunelerin farklı sıcaklıklardaki gerilme birim deformasyon eğrisi

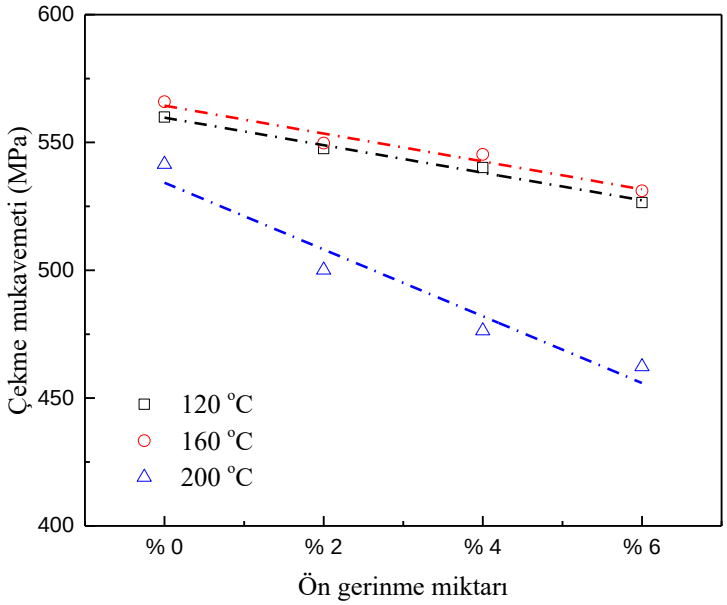


Şekil 13. %6 Ön gerinme uygulanmış numunelerin farklı sıcaklıklardaki gerilme birim deformasyon eğrisi

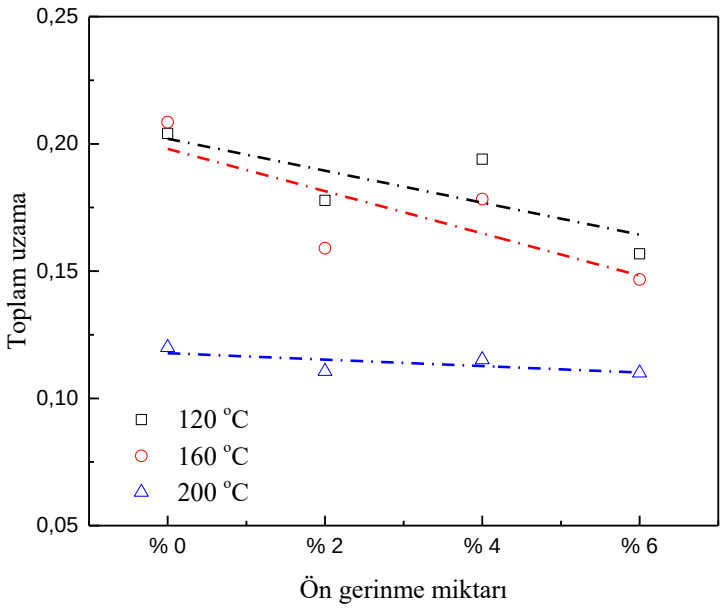
120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklıklarında ön gerinmenin artmasıyla akma mukavemeti artarken, çekme mukavemeti ve toplam uzama miktarı düşmektedir. 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında ise ön gerinmenin artmasıyla akma ve çekme mukavemeti düşerken, toplam uzama miktarında bir değişiklik meydana gelmemiştir (Şekil 14-16).



Şekil 14. Farklı sıcaklıklarda farklı ön gerinme miktarlarının akma mukavemetine etkisi



Şekil 15. Farklı sıcaklıklarda farklı ön gerinme miktarlarının çekme mukavemetine etkisi

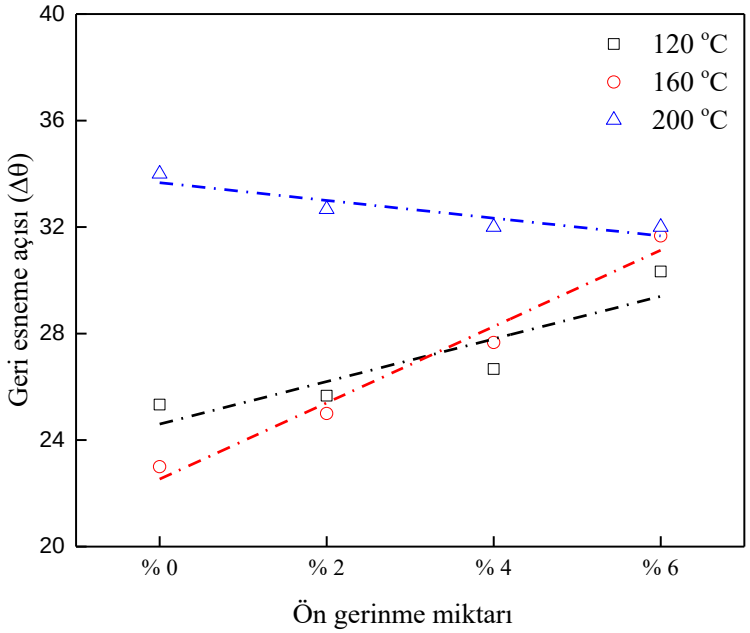


Şekil 16. Farklı sıcaklıklarda farklı ön gerinme miktarlarının toplam uzamaya etkisi

3.4. Geri esneme deneyleri

Geri esneme deneylerinde de çekme deneylerinde olduğu gibi 25 mm/dak deformasyon hızı kullanılmıştır. Zımba bükme işlemini için ilerleme yapmış ancak sac üzerinde herhangi bir ezme işlemi yapılmamıştır. Zımba, mesafe kontrollü olarak hareket ettirilmiştir. Bükme işlemi bittikten sonra otomatik olarak tekrar eski konumuna gelmektedir. 120 ve 160 ºC'lerde yaşlandırılan numunelere uygulanan bükme neticesinde, ön gerinmenin artmasıyla beraber geri esneme miktarının da arttığı gözlemlenmiştir. Ancak 200 ºC'de yaşlandırılmış numuneler üzerine yapılan deneylerde geri esneme düşmektedir (Şekil 17). Literatürde de benzer şekilde artan yaşlandırma sıcaklığıyla geri esnemenin azaldığı belirtilmiştir [Arabi Jeshvaghani ve diğerleri, 2011].

Geri esneme miktarını etkileyen parametrelerden bir diğeride akma mukavemetidir. Şekil 14'de görüldüğü gibi akma mukavemetinin artması geri esnemeyi artırmaktadır. Zira ön gerinme miktarı arttıkça, akma mukavemeti artmaktadır. Bu durum 200 ºC ye kadar olan sıcaklıklarda geçerlidir. 200 ºC den sonrasında ise tersi durum oluşmaktadır.



Şekil 17. Farklı yaşlandırma sıcaklık ve sürelerin geri esnemeye etkisi

4.SONUÇLAR

Bu çalışmada havacılık ve uzay sanayinde yoğunlukla tercih edilen 7075 serisi alüminyum alaşımında yaşlandırma işleminde ön gerinmenin mekanik özelliklere etkisi araştırılmıştır. Özellikle otomotiv sektöründe şekillendirilmiş parçalar boyama işleminden sonra 120-200 ºC sıcaklıkları arasında farklı sürelerde (10-30 dk.) fırınlama işlemine tabi tutulmaktadır. Böylece yaşlandırılabilen bir malzeme kullanıldığı zaman, fırınlama işleminde hiçbir işlem yapmadan mukavemet değerlerinde bir artış olacaktır. Bu kapsamda bu çalışmada da yaşlandırma sıcaklığı olarak 120, 160 ve 200 ºC olarak tercih edilmiştir. Yaşlandırma süresi ise 30 dakika seçilmiştir. Numunelere farklı ön gerinmeler uygulayarak, ön gerinmenin yaşlandırmadaki etkisi detaylı olarak incelenmiştir. Yapılan incelemeler sonucunda 120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklıklarında $MgZn_2$ çökeltisi yokken ön gerinme uygulanmasıyla da oluşmamıştır. 200 ºC sıcaklığında ise 30 dakika yaşlandırma süresinde $MgZn_2$ çökeltisi oluşmaya başlamış ve ön gerinmenin artmasıyla beraber hacim olarak $MgZn_2$ fazında artış görülmüştür. $MgZn_2$ çökeltisinin oluşmasından sonra, sıcaklığa bağlı oılarak yapıda yumuşama meydana gelmektedir. Ön gerinmenin artmasıyla 120 ve 160 ºC yaşlandırma sıcaklıklarında pekleşmenin etkisiyle akma mukavemeti artarken, 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında $MgZn_2$ çökeltisi nedeniyle akma mukavemeti düşmeye başlamıştır. Çekme mukavemeti de aynı şekilde bütün yaşlandırma sıcaklıklarında düşerken toplam uzama miktarı ise 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında neredeyse hiç değişmemiştir. Geri esneme sonuçlarına baktığımız zaman ise akma mukavemetiyle benzer özellikleri göstermektedir. 120 ve 160 ºC yaşlandırma

sıcaklıklarında Portevin-Le Chatelier etkisi görülmüş, 200 ºC yaşlandırma sıcaklığında ise beklenildiği üzere bu etki ortadan kaybolmuştur.

TEŞEKKÜR

Bu çalışma, Ahi Evran Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi'nce desteklenmiştir. Proje Numarası: **MMF.A3.17.001**. ("This work was supported by the Ahi Evran University Scientific Research Projects Coordination Unit. Project Number: **MMF.A3.17.001**."). Desteklerinden dolayı Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi'ne teşekkürlerimizi sunarız.

KAYNAKÇA

1. **Vasudevan A. K., Doherty R. D., (1989)**,Aluminum Alloys--Contemporary Research and Applications: Contemporary Research and Applications, Elsevier, England.
2. **Mondal C., Mukhopadhyay A. K.**, **(2005),** "On the nature of T(Al2Mg3Zn3) and S(Al2CuMg) phases present in as-cast and annealed 7055 aluminum alloy", Materials Science and Engineering: A, Vol. 391, No. 1, pp 367-376.
3. **Lalpour A., Soltanipour A., Farmanesh K.**, **(2015),** "Effect of Friction Stir Processing on the Microstructure and Superplasticity of 7075 Aluminum Alloy", Vol. No. pp
4. **Fan X.-G., Jiang D.-M., Meng Q.-C., Zhang B.-Y., Tao W.**, **(2006),** "Evolution of eutectic structures in Al-Zn-Mg-Cu alloys during heat treatment", Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Vol. 16, No. 3, pp 577-581.
5. **Lim S. T., Eun I. S., Nam S. W.**, **(2003),** "Control of equilibrium phases (M, T, S) in the modified aluminum alloy 7175 for thick forging applications", Materials Transactions, Vol. 44, No. 1, pp 181-187.
6. **Binesh B., Aghaie-Khafri M.**, **(2016),** "Phase evolution and mechanical behavior of the semi-solid SIMA processed 7075 aluminum alloy", Metals, Vol. 6, No. 3, pp 42.
7. **Özyürek D., Yilmaz R., Kibar E.**, **(2012),** "RRA işleminde yeniden çözeltiye alma parametrelerin 7075 alüminyum alaşımlarının çekme dayanımına etkisi", Gazi Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Dergisi, Vol. 27, No. 1, pp
8. **Polmear I.**, **(1996),** "Recent developments in light alloys", Materials transactions, JIM, Vol. 37, No. 1, pp 12-31.
9. **Hunsicker H.**, **(1976),** "Development of Al-Zn-Mg-CU alloys for aircraft", Philosophical Transactions for the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol. No. pp 359-376.

10. **Emani S., Benedyk J., Nash P., Chen D.**, **(2009),** "Double aging and thermomechanical heat treatment of AA7075 aluminum alloy extrusions", J Mater Sci, Vol. 44, No. 23, pp 6384-6391.
11. **Karaaslan A., Kaya I., Atapek H.**, **(2007),** "Effect of aging temperature and of retrogression treatment time on the microstructure and mechanical properties of alloy AA 7075", Metal Science and Heat Treatment, Vol. 49, No. 9, pp 443-447.
12. **Park J., Ardell A.**, **(1983),** "Microstructures of the commercial 7075 Al alloy in the T651 and T7 tempers", Metall and Mat Trans A, Vol. 14, No. 10, pp 1957-1965.
13. **Tash M. M., Alkahtani S.**, **(2015),** "Aging and Mechanical Behavior of Be-Treated 7075 Aluminum Alloys", Aging, Vol. 1, No. pp 7395.
14. **Joshi A., Shastry C., Levy M.**, **(1981),** "Effect of heat treatment on solute concentration at grain boundaries in 7075 aluminum alloy", Metallurgical Transactions A, Vol. 12, No. 6, pp 1081-1088.
15. **Viana F., Pinto A. M. P., Santos H. M. C., Lopes A. B.**, **(1999),** "Retrogression and re-ageing of 7075 aluminium alloy: microstructural characterization", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 92–93, No. pp 54-59.
16. **Pastor A., Svoboda H. G.**, **(2013),** "Time-evolution of heat affected zone (HAZ) of friction stir welds of AA7075-T651", Journal of Materials Physics and Chemistry, Vol. 1, No. 4, pp 58-64.
17. **Oskouei R. H., Barati M. R., Ibrahim R. N.**, **(2016),** "Surface characterizations of fretting fatigue damage in aluminum alloy 7075-T6 clamped joints: the beneficial role of Ni–P coatings", Materials, Vol. 9, No. 3, pp 141.
18. **Fontana M. G., Stactile W.**, **(1970),** "Corrosion Science and Technology", Plenum Press, London, Vol. 1, No. pp 149.
19. **Park J. K., Ardell A. J.**, **(1989),** "Correlation between microstructure and calorimetric behavior of aluminum alloy 7075 and Al□Zn□Mg alloys in various tempers", Materials Science and Engineering: A, Vol. 114, No. Supplement C, pp 197-203.
20. **Chen J., Zhen L., Yang S., Shao W., Dai S.**, **(2009),** "Investigation of precipitation behavior and related hardening in AA 7055 aluminum alloy", Materials Science and Engineering: A, Vol. 500, No. 1, pp 34-42.
21. **Güleryüz K., Kaçar R., (2011)**, "Deformasyon Yaşlanmasının AA7075 Alüminyum Alaşımının Mekanik Özelliklerine Etkisinin İncelenmesi", 6th International Advanced Technologies Symposium (IATS'11),
22. **Porter D. A., Easterling K. E., Sherif M., (2009)**,Phase Transformations in Metals and Alloys, (Revised Reprint), CRC press, USA.

23. **Panigrahi S. K., Jayaganthan R.**, **(2011),** "Effect of Annealing on Thermal Stability, Precipitate Evolution, and Mechanical Properties of Cryorolled Al 7075 Alloy", Metall and Mat Trans A, Vol. 42, No. 10, pp 3208-3217.
24. **Polmear I., Couper M.**, **(1988),** "Design and development of an experimental wrought aluminum alloy for use at elevated temperatures", Metall and Mat Trans A, Vol. 19, No. 4, pp 1027-1035.
25. **Clark R., Coughran B., Traina I., Hernandez A., Scheck T., Etuk C., Peters J., Lee E. W., Ogren J., Es-Said O. S.**, **(2005),** "On the correlation of mechanical and physical properties of 7075-T6 Al alloy", Engineering Failure Analysis, Vol. 12, No. 4, pp 520-526.
26. **Isadare A. D., Aremo B., Adeoye M. O., Olawale O. J., Shittu M. D.**, **(2013),** "Effect of heat treatment on some mechanical properties of 7075 aluminium alloy", Materials Research, Vol. 16, No. 1, pp 190-194.
27. **Mahathaninwong N., Plookphol T., Wannasin J., Wisutmethangoon S.**, **(2012),** "T6 heat treatment of rheocasting 7075 Al alloy", Materials Science and Engineering: A, Vol. 532, No. Supplement C, pp 91-99.
28. **Kilic S., Ozturk F., Sigirtmac T., Tekin G.**, **(2015),** "Effects of Pre-strain and Temperature on Bake Hardening of TWIP900CR Steel", Journal of Iron and Steel Research, International, Vol. 22, No. 4, pp 361-365.
29. **Cao L., Rometsch P. A., Couper M. J.**, **(2013),** "Effect of pre-ageing and natural ageing on the paint bake response of alloy AA6181A", Materials Science and Engineering: A, Vol. 571, No. Supplement C, pp 77-82.
30. **Li S.-S., Chen J.-S., Chen J., Xia C., Zeng D.**, **(2015),** "Influence of Pre-strain on the Mechanical Properties of A6111-T4P Sheet with Bake Hardening", Acta Metallurgica Sinica (English Letters), Vol. 28, No. 6, pp 678-683.
31. **Kaçar R., Güleryüz K.**, **(2015),** "Effect of Quenching Rate and Pre-strain on the Strain Ageing Behaviors of 7075 Aluminum Alloys", Materials Research, Vol. 18, No. pp 328-333.
32. **Rosalie J. M., Somekawa H., Singh A., Mukai T.**, **(2013),** "Effect of precipitation on strength and ductility in a Mg–Zn–Y alloy", Journal of Alloys and Compounds, Vol. 550, No. Supplement C, pp 114-123.
33. **Ungár T.**, **(2004),** "Microstructural parameters from X-ray diffraction peak broadening", Scripta Materialia, Vol. 51, No. 8, pp 777-781.
34. **Moumeni H., Alleg S., Djebbari C., Bentayeb F. Z., Grenèche J. M.**, **(2004),** "Synthesis and characterisation of nanostructured FeCo alloys", J Mater Sci, Vol. 39, No. 16, pp 5441-5443.
35. **Mehdaoui S., Benslim N., Aissaoui O., Benabdeslem M., Bechiri L., Otmani A., Portier X., Nouet G.**, **(2009),** "Study of the properties of CuInSe2 materials prepared from nanoparticle powder", Materials Characterization, Vol. 60, No. 5, pp 451-455.

36. **Benslim N., Mehdaoui S., Aissaoui O., Benabdeslem M., Bouasla A., Bechiri L., Otmani A., Portier X.**, **(2010),** "XRD and TEM characterizations of the mechanically alloyed CuIn0.5Ga0.5Se2 powders", Journal of Alloys and Compounds, Vol. 489, No. 2, pp 437-440.
37. **Dini G., Najafizadeh A., Monir-Vaghefi S., Ueji R.**, **(2010),** "Grain size effect on the martensite formation in a high-manganese TWIP steel by the Rietveld method", Journal of Materials Science & Technology, Vol. 26, No. 2, pp 181-186.
38. **Karpikhin A. E., Fedotov A. Y., Komlev V. S., Barinov S. M., Sirotinkin V. P., Gordeev A. S., Shamrai V. F.**, **(2016),** "Structure of hydroxyapatite powders prepared through dicalcium phosphate dihydrate hydrolysis", Inorganic Materials, Vol. 52, No. 2, pp 170-175.
39. **Heiba Z. K., Mohamed M. B., Wahba A. M.**, **(2016),** "Effect of Mo substitution on structural and magnetic properties of Zinc ferrite nanoparticles", Journal of Molecular Structure, Vol. 1108, No. pp 347-351.
40. http://maud.radiographema.eu/, 2016.
41. http://profex.doebelin.org/, 2016.
42. https://www.ill.eu/sites/fullprof/, 2016.
43. **Kilic S., Ozturk F.,** Evaluation of Mathematical Models Performances in XRD Analysis for Determination of Volumetric Ratios of Phases, in: 1st International Mediterranean Science and Engineering Congress (IMSEC), Adana, Turkey, 2016.
44. **Bouras M., Boumaiza A., Ji V., Rouag N.**, **(2012),** "XRD peak broadening characterization of deformed microstructures and heterogeneous behavior of carbon steel", Theoretical and Applied Fracture Mechanics, Vol. 61, No. Supplement C, pp 51-56.
45. **Fu P., Chu R., Xu Z., Ding G., Jiang C.**, **(2018),** "Relation of hardness with FWHM and residual stress of GCr15 steel after shot peening", Applied Surface Science, Vol. 431, No. Supplement C, pp 165-169.
46. **Scherrer P.**, **(1918),** "Estimation of the size and internal structure of colloidal particles by means of röntgen", Nachr. Ges. Wiss. Göttingen, Vol. 2, No. pp 96-100.
47. **Prabhu Y. T., Rao K. V., Kumar V. S. S., Kumari B. S.**, **(2014),** "X-ray analysis by Williamson-Hall and size-strain plot methods of ZnO nanoparticles with fuel variation", World Journal of Nano Science and Engineering, Vol. 4, No. 01, pp 21.
48. **Khorsand Zak A., Abd. Majid W. H., Abrishami M. E., Yousefi R.**, **(2011),** "X-ray analysis of ZnO nanoparticles by Williamson–Hall and size–strain plot methods", Solid State Sciences, Vol. 13, No. 1, pp 251-256.
49. **Mote V., Purushotham Y., Dole B.**, **(2012),** "Williamson-Hall analysis in estimation of lattice strain in nanometer-sized ZnO particles", Journal of Theoretical and Applied Physics, Vol. 6, No. 1, pp 6.

50. Zhao Y., Zhang J., **(2008),** "Microstrain and grain-size analysis from diffraction peak width and graphical derivation of high-pressure thermomechanics", Journal of Applied Crystallography, Vol. 41, No. 6, pp 1095-1108.

51. Arabi Jeshvaghani R., Emami M., Shahverdi H. R., Hadavi S. M. M., **(2011),** "Effects of time and temperature on the creep forming of 7075 aluminum alloy: Springback and mechanical properties", Materials Science and Engineering: A, Vol. 528, No. 29–30, pp 8795-8799.

UZAY VE HAVACILIK ALAŞIMLARININ ELEKTRİKSEL EROZYONLA DELİNMESİ İŞLEMİNDE YÜZEY BÜTÜNLÜLÜĞÜNÜN İNCELENMESİ

Tohid ABBASI, *tohid.abasi@gmail.com* Gazi Üniversitesi, 06570, Ankara, Türkiye

Merve EKİCİ, *mozcan2@kgm.gov.tr*, Gazi Üniversitesi, 06570, Ankara, Türkiye

Oğuzhan YILMAZ, *oguzhanyilmaz@gazi.edu.tr* Gazi Üniversitesi, 06570, Ankara, Türkiye

ÖZET

Bu çalışmada, elektriksel erozyonla işleme yöntemi kullanılarak, havacılık uzay sanayisinde kullanılan alaşımlar üzerinde delik delme operasyonları gerçekleştirilmiş ve elde edilen delik yüzeylerinin yüzey bütünlükleri incelenmiştir. Deneylerde Ti-6Al-4V ve Inconel 718 alaşımları iş parçası malzemesi olarak ve pirinç, bakır ise elektrot malzemesi olarak kullanılmıştır. Deliklerin çap ölçümleri alınmış ve EEİ işlemleri sonuçlarına göre küçük elektrot çaplarında daha fazla çap büyümesi olduğu görülmüştür. En yüksek ergimiş katılaşmış tabaka kalınlığı Inconel 718 iş parçasında delinen deliklerde görülmüş ve Ti-6Al-4V alaşımlarında pirinç elektrotla delinen deliklerde oluşmuştur. Ti-6Al-4V alaşımında, Inconel 718 alaşımında elde edilen yüzeylere kıyasla daha fazla yüzey çatlakları görülmüştür. Yüzey pürüzlülük sonuçlarına kıyasla Inconel 718 alaşımının her iki elektrotta Ti-6Al-4V alaşımına göre yüzey pürüzlülük değeri az oluşmuştur.

Anahtar Kelimeler: Elektro erozyon ile işleme, Ti-6Al-4V, Inconel 718, yüzey bütünlüğü

ABSTRACT

This research work presents an investigation of surface integrities of electrical discharge drilled holes on aerospace alloys. Ti-6Al-4V and Inconel 718 alloys were drilled via brass and copper electrodes in the conducted experiments. Drilled hole diameters were measured after operations and high overcut ratios were obtained for smaller diameter electrodes. Larger white cast layer was produced on both alloys when using brass electrodes. More micro cracks were observed on Ti-6Al-4V alloy then Inconel 718. Surface roughness measurements have shown that the smoother surfaces were obtained on Inconel 718 alloy.

Keywords: Electrical discharge Machining, Ti-6Al-4V, Inconel 718, Surface Integrity

1. GİRİŞ

Ti-6AL-4V ve Inconel 718 alaşımları işlenmesi zor olarak değerlendirilen ve yüksek sıcaklıklarda mukavemetlerini korumaları nedeniyle uzay ve havacılık uygulamalarında kullanılan süper alaşımlardandır. Titanyum (Ti), çeliğe göre yaklaşık %56 daha düşük yoğunluğa sahip olmasına rağmen yüksek özgül dayanıma sahip bir elementtir. Titanyum ayrıca korozyona dayanımı ve biyouyumluluğu yüksek bir malzeme olarak tanımlanır. Titanyum alaşımları arasında, Ti-6Al-4V yaygın olarak kullanılan alaşımdır ve iyi performans gösterir. Ti-6Al-4V alaşımı, içerisinde ana element olarak yer alan Alüminyum ve Vanadyum sayesinde yüksek mukavemetli, düşük ağırlık oranı, düşük elastisite modülü, düşük ısıl iletkenlik ve mükemmel korozyon direncine sahip bir alfa-beta titanyum alaşımıdır. Nikel-krom-molibden esaslı bir alaşım olan Inconel 718, yüksek sıcaklıklarda mukavemetini koruyabilen, yüksek korozyon direncine sahip ve kopma-kırılma direnci yüksek bir alaşım malzemesidir. Bu alaşımlardan üretilen parçalar otomotiv endüstrisinde, havacılık ve uzay sanayinde, elektrik santrali türbinlerinde ve gaz türbini motorlarında geniş bir alanda kullanılmaktadır [Soboyejo ve Srivatsan, 2007]. Inconel 718 ve Ti-6Al-4V, süper alaşımlar olarak nitelendirilmekte, yüksek mukavemetli olmaları ve sıcaklık ile aşınmaya karşı dirençleri nedeniyle işlenmesi zor malzemeler olarak kabul edilmektedir.

İlgili literatür çalışmalarında, Ekmekçi (2007) tarafından elektriksel erozyonla işlenmiş (EEİ) yüzeylerde dielektrik sıvı ve elektrot türünün beyaz katman kalınlığına etkisi, X-ışını kırınım metodu kullanılarak kalıntı östenit ve kalıntı gerilmeler açısından incelenmiştir. Deneyler, aynı çalışma koşullarında iki farklı tip elektrot (bakır ve grafit) ve dielektrik sıvı (gazyağı ve deiyonize su) kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Mevcut çalışma, dielektrik sıvı olarak gazyağı kullanıldığında elektrot tipinden bağımsız olarak iş parçası yüzeyinin karbonla doymuş olduğunu göstermektedir. Ghanem vd. (2003) ise çelik tiplerinin EEİ yöntemin yüzey bütünlüğüneolan etkisini araştırmışlardır. Deneyler iki sertleştirilebilir çelik ve iki sertleştirilemeyen çelik ile gerçekleştirilmiştir. Yüzey bütünlüğü; pürüzlülük, mikro sertlik, kalıntı gerilme dağılımı ve yakın yüzey hasarı ile karakterize edilmiştir. Bu araştırmalarda, elde edilen yüzey profillerinin yüzeye yakın tabakalarda daha düzensiz, daha derin tabakalarda ise oldukça düzenli olduğu; ayrıca deneysel olarak elde edilen kalıntı gerilme değerlerinin hesaplanan kalıntı gerilme değerlerinden daha düşük olduğu görülmüştür. Keskin vd. (2006) tarafından yapılan araştırmalarda, yüzey pürüzlülüğünü etkileyen parametreleri belirlemek için deneyler gerçekleştirilmiş ve çeliğin elektro deşarj ile

işlenmesinde bakır elektrot kullanılmıştır. Güç, vurum süresi ve kıvılcım süresi parametrelerinin yüzey pürüzlülüğüne etkisini belirlemek için bir denklem elde edilmiştir. Maji ve Pratihar (2010); akım, vurum süresi ve darbe boşluk oranını üç giriş parametresi, malzeme kaldırma oranı (MRR) ve yüzey pürüzlülüğünü ise (SR) ise çıkış parametresi olarak kullanılarak regresyon modelleme yapmışlardır. Her model için regresyon katsayısı belirlenmiştir. Maksimum MRR ve minimum SR'ı sağlamak için bir algoritma kullanılarak sorun çözülmüştür. Zhang vd. (2011) elektro erozyon ile işlemede, iş parçası yüzeyinde yeniden katılaşmış tabaka oluşumunu incelemişlerdir. Yeniden katılaşmış tabaka özellikleri, dielektrik sıvının türü ile büyük bir ilişkiye sahiptir. Bu araştırmada yağ içinde su (W/O) emülsiyonu dielektrik olarak kullanılmıştır. Taramalı elektron mikroskobu (SEM), X-ışını kırınım (XRD), enerji dağıtıcı spektrografi (EDS) ve mikro sertlik analizi yapılmıştır. W/O emülsiyonu ile gazyağı ve deiyonize suyu karşılaştırılmıştır. Araştırmalara göre W/O emülsiyonunda, gazyağı ve deiyonize suya göre ergiyip katılaşmış tabaka, daha yüksek, yüzey pürüzlülük, kalınlık ve mikro sertliğe sahiptir. Kanlayasiri ve Boonmung (2007), EEİ ile çelik kalıbı üretiminde işleme parametrelerinin DC53 çeliğin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. Vurum süresi, bekleme süresi, akım darbesi ve tel gerginliği incelenmiştir. Yüzey pürüzlülüğünü etkileyen parametreleri bulmak için varyans analizi (ANOVA) kullanılmıştır. ANOVA sonuçlarına göre, vurum süresi ve akım darbesi DC53 çeliğin yüzey pürüzlülüğü üzerinde önemli etkisi vardır. Yüzey pürüzlülüğü bu iki değişken arttıkça artmıştır. Son olarak, çoklu regresyon yöntemi kullanılarak vurum süresi ve akım darbesin yüzey pürüzlülüğüne etkisi bir matematiksel denklem ile ifade edilmiştir. Oğuzhan Yılmaz vd. (2009) uzay ve havacılık sanayisinde Ti-6Al-4V ve Inconel 718 malzeme ve 2 tür elektrot malzemesi (pirinç ve bakır) kullanarak elektriksel erozyon ile işleme ile ilgili incelemeler yapmışlardır. Pirinç elektrotta her iki iş parçası için için bakır elektroda göre daha yüksek işleme hızı değerleri görülmüştür. Elektrot aşınma oranları karşılaştırıldığında ise pirinç elektrot bakır elektroda göre Inconel 718'de daha az ve Ti-6Al-4V'da yüksek EAO değerine sahiptir.

Bu çalışmada, uzay ve havacılık alaşımlarının elektriksel erozyonla işlemi (EEİ) sonrasında oluşan yüzey bütünlüğü incelenmiştir. Çalışma kapsamında, EEİ yöntemi kullanılarak, Ti-6Al-4V ve Inconel 718 süper alaşım malzemelerinde delik delme operasyonlarının gerçekleştirilmesi ve elde edilen delik yüzeylerinin yüzey bütünlüklerinin detaylı bir şekide araştırılması amaçlanmıştır. Okka (2011) tarafından yapılan tez çalışmasında gerçekleştirilen deneyler soununda elde edilen parametrelerden en uygun EEİ parametre seti (boşalım akımı, vurum süresi, bekleme süresi ve kapasitans) kullanılmış ve delik delme deneyleri

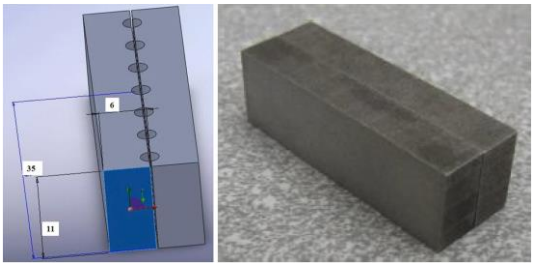
yapılmıştır. EEİ delik delme işlemleri sonunda delik formu, mikro yapı, yüzey pürüzlükleri ve topografyası, yüzey çatlakları gibi yüzey bütünlüğü unsurlarının incelenmesi ve EEİ ile delik delme işlemlerinin yüzey üzerinde bıraktıkları etkilerin ortaya çıkarılması hedeflenmiştir.

2. MATERYAL VE METOD

2. 1. Deney Numuneleri

Deneylerde iş parçası olarak Ti-6Al-4V ve Inconel 718 malzemesi kullanılmıştır. Deney numuneleri 6x11x35 mm ebatlarında hazırlanmıştır ve Şekil 1'de gösterilmiştir. Bu çalışmada iki farklı elektrot malzemesi (prinç ve bakır) silindirik formunda tek delikli ve boyları 400 mm ve dış çapları 0.5mm, 1.5mm, 2mm, 2.5mm ve 3mm olarak kullanılmıştır.

Yapılan ön deneyler ve literatürde kullanılan değerler esas alınarak boşalım akımı 12.5A, dielektrik sıvı basıncı 100 bar, elektrot dönüş devir sayısı 100 dev/dak, vurum süresi 25 µs ve bekleme süresi 12.5 µs deney parametreleri tanımlanmıştır [Okka,2011]. Mikrosertlik değerleri, numunenin boyuna belli aralıklarla yapılan ölçümler ile tespit edilmiştir. Ti-6Al-4V ve Inconel 718 malzemenin kimyasal bileşimleri Tablo 1 ve 2 'de gösterilmektedir.



Şekil 1. 6x11x35 mm ebatlarındaki iş parçaları

Tablo 1. Ti-6Al-4V alaşımının kimyasal bileşimi [Okka, 2011]

	C	Al	V	O	Fe	Ti
(%)	0.012	6.07	4.2	0.149	0.03	balans

Tablo 2. Inconel 718 alaşımının kimyasal bileşimi [Okka, 2011]

	Fe	Ni	Cr	Mo	Nb	Ti	Al	C
Min	balans	50	17	2.8	4.75	0.65	0.2	
Max		55	21	3.3	5.5	1.15	0.8	0.08

Deneylerde silindirik formunda tek delikli iki farklı elektrot malzemesi (pirinç ve bakır) kullanılmıştır. Bu elektrotlar elektriksel erozyon yönteminde çok hassas takım olarak kullanılmaktadır. Deneylerde kullanılacak elektrot malzemelerinin başlıca özellikleri Tablo 3'de verilmiştir. Deneyler, boyu 400 mm ve dış çapları 0.5mm, 1.5mm, 2mm, 2.5mm ve 3mm elektrotlar kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Tablo 3. Elektro erozyonda kullanılan elektrotların özellikleri

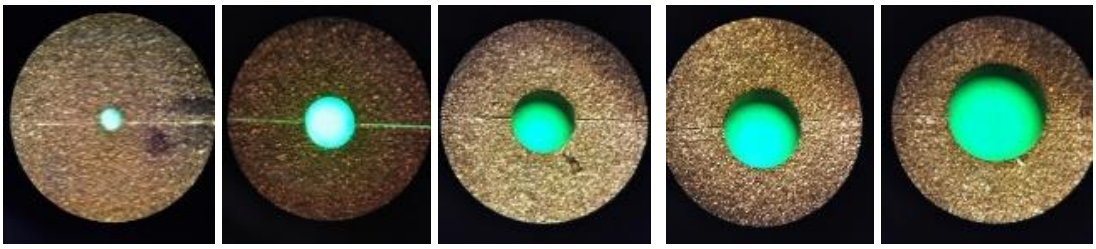
Elektrot malzemesi	**Bakır**	**Pirinç**
Erime noktası (°C)	1084	900-940
Elektriksel direnç (ohm-cm)	1.69	4.7
Isıl iletkenlik (W/m-°K)	391	159
Özgül ısı kapasitesi(J/g°C)	0.385	0.380

3. DENEYSEL SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR

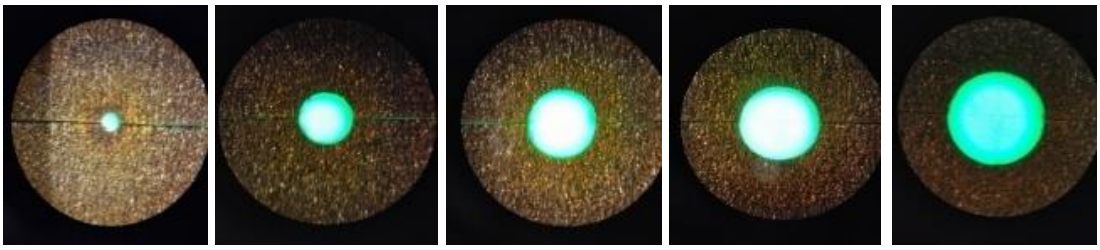
Deneysel çalışmalar sonucunda elde edilen deliklerin yüzey bütünlüğü analizleri kapsamında sırasıyla giriş ve çıkış çap ölçümleri, beyaz katman kalınlık ölçümleri, mikro yapı analizleri, SEM analizleri, EDS analizleri ve yüzey pürüzlülük ölçümleri gerçekleştirilmiş ve sonuçlar üzerinden değerlendirmelerde bulunulmuştur.

3.1 Delik giriş ve çıkış çap ölçümleri

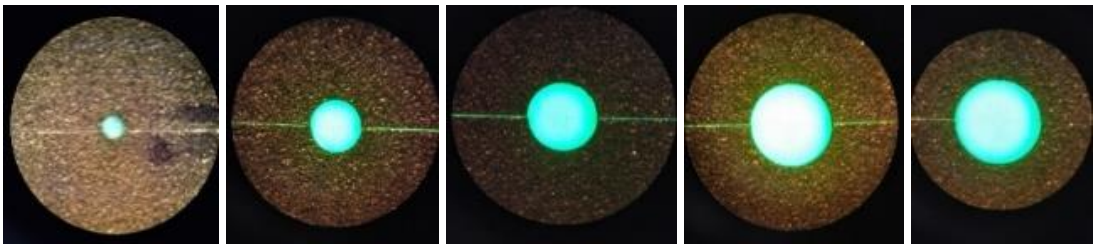
Silindirik tek delikli elektrotlar kullanılarak gerçekleştirilen EEİ ile delik delme işlemlerinde, iş parçasında oluşturulmak istenilen çap büyüklüğü özellikle boyunca delikler için büyük önem arz etmektedir. Şekil 2 ve 3'te pirinç elektrot ile delinmiş deliklerin elektrotun iş parçasına giriş kısmından alınan mikroskop görüntüleri ve Şekil 4 ve 5'te ise bakır elektrot ile alaşım malzemelerinde delinen deliklerin giriş çapları gösterilmiştir. Giriş çap büyümesi genellikle elektrot çapının %10 fazlası şeklindedir. EEİ prensibinde, elektroda gelen doğru akım enerjisinin iş parçasına doğru deşarj olması beklenir. Bu esnada, elektrodun elektriksel iletkenliği, akımın geçişine karşı göstermiş olduğu direnç ve termal iletkenlik değerleri çok büyük önem arz etmektedir. Dolayısıyla, küçük çaplı elektrotların her iki elektrot (Bakır ve Pirinç) için ağırlık, hacim ve yüzey alanlarından dolayı akım geçişlerine karşı daha az direç gösterdikleri ve bu nedenle gelen akımın büyük oranda deşarj enerjisine (büyük aralıklı kıvılcımlara) dönüşme durumu oluşmuş olabilir. Sonuçta, küçük elektrot çaplarında daha fazla çap büyümesi ile karşılaşılmıştır. Tablo 4, 5, 6 ve 7 'de verilen değerler dikkate alındığında, her çaptaki elektrot ile delinen deliklerde giriş ve çıkış delik çaplarında büyüme olduğu görülmüştür.



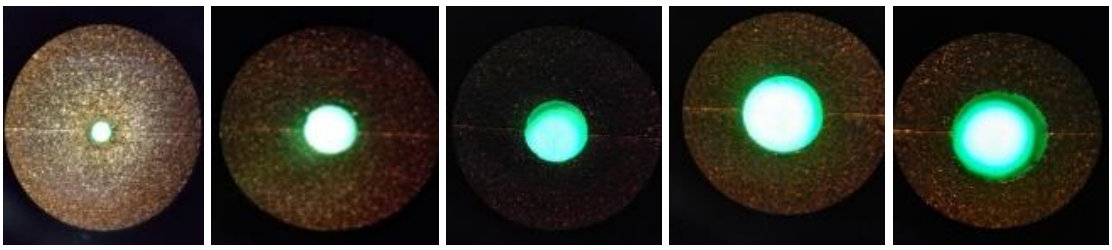
Şekil 2. Pirinç elektrot ile Inconel 718 iş parçalarında sırayla (0.5-1.5-2-2.5-3mm) deliklerinin giriş çap gösterimi



Şekil 3. Pirinç elektrot ile Ti-6Al-4V iş parçalarında sırayla (0.5-1.5-2-2.5-3mm) deliklerinin giriş çap gösterimi



Şekil 4. Bakır elektrot ile Inconel 718 iş parçalarında sırayla (0.5-1.5-2-2.5-3mm) deliklerinin giriş çap gösterimi



Şekil 5. Bakır elektrod ile Ti-6Al-4V iş parçalarında sırayla (0.5-1.5-2-2.5-3mm) deliklerinin giriş çap gösterimi

Tablo 4. Pirinç elektrot ile Inconel 718 iş parçası deliklerinin çap ölçümleri

Pirinç elektrot çapı (mm)	Deliğin giriş çapı (mm)	Deliğin çıkış çapı (mm)	% Deliğin giriş çap büyümesi
0.5	0.64	0.6	21
1.5	1.64	1.6	8.5
2	2.18	2.10	8
2.5	2.63	2.58	5
3	3.14	3.05	4

Tablo 5. Pirinç elektrot ile Ti-6Al-4V iş parçası deliklerinin çap ölçümleri

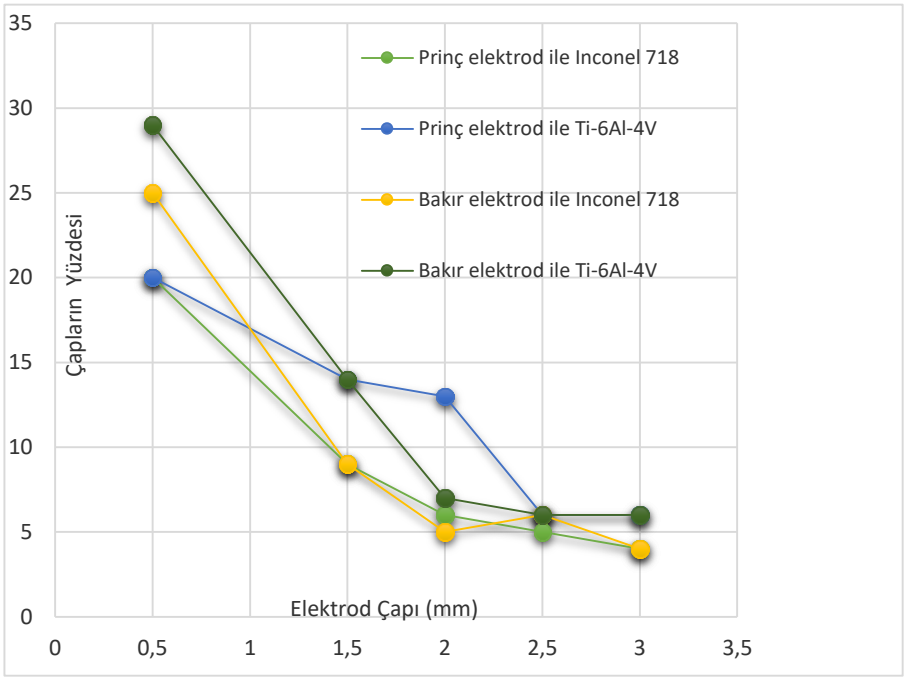
Pirinç elektrot çapı (mm)	Deliğin giriş çapı (mm)	Deliğin çıkış çapı (mm)	% Deliğin giriş çap büyümesi
0.5	0.63	0.62	20
1.5	1.76	1.62	14
2	2.31	2.17	13
2.5	2.64	2.57	5
3	3.15	3.06	4.7

Tablo 6. Bakır elektrot ile Inconel 718 iş parçası deliklerinin çap ölçümleri

Bakır elektrot çapı (mm)	Deliğin giriş çapı (mm)	Deliğin çıkış çapı (mm)	% Deliğin giriş çap büyümesi
0.5	0.68	0.57	26
1.5	1.70	1.63	14
2	2.17	2.14	7
2.5	2.67	2.60	6
3	3.22	3.12	4

Tablo 7. Bakır elektrot ile Ti-6Al-4V iş parçası deliklerinin çap ölçüleri

Bakır elektrot çapı (mm)	Deliğin giriş çapı (mm)	Deliğin çıkış çapı (mm)	% Deliğin giriş çap büyümesi
0.5	0.67	0.60	25
1.5	1.64	1.60	8.5
2	2.18	2.1	8
2.5	2.66	2.58	6
3	3.10	3	3



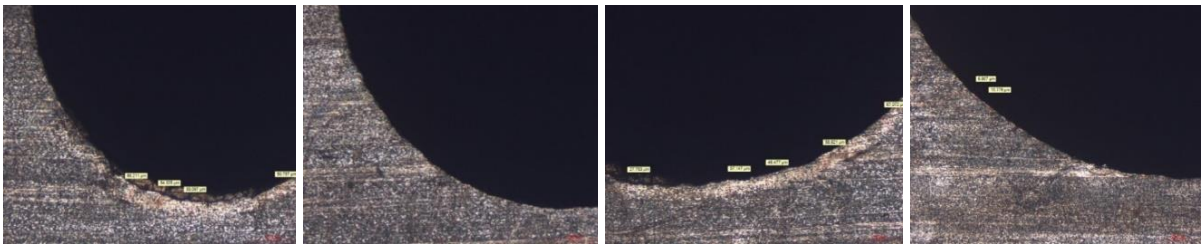
Şekil 6. Prinç ve bakır ile delinen deliklerde hesaplanan yüzdelik çap büyümesi

İş parçası malzeme özellikleri dikkate alınarak çap büyümesi değerlendirildiğinde ise iş parçası malzemelerinin termal (ısıl) iletkenlik özelliklerinin çap büyümesi üzerinde etkili olduğu görülmüştür. Örneğin, Inconel 718'in ısıl iletkenliği 11,4 W/m.K iken Ti-6Al-4V alaşımının ısıl iletkenliği 6,7 W/m.K'dır.

3. 2. Mikroyapı ve Ortalama Beyaz Katman Kalınlığı İncelemeleri

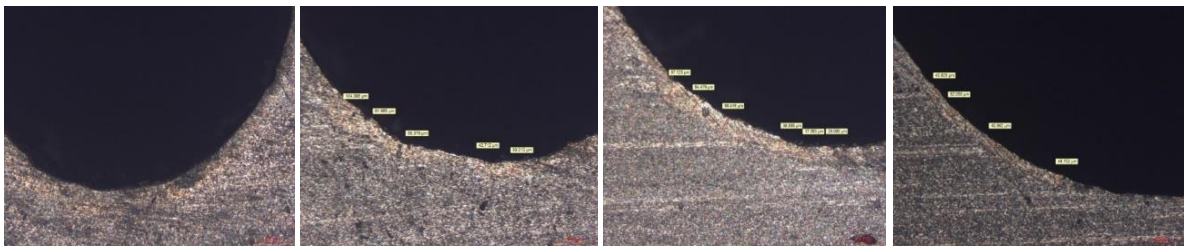
Mikroyapı ve beyaz katman kalınlığı incelemeleri için ilk aşamada tüm malzemelerin yüzeyleri, 240, 400, 600, 800, 1000 ve 1200 boyutlu zımpara kâğıtları ile mekanik olarak parlatılmıştır. Mekanik parlatma işlemlerinden sonra, numunelerin yüzeyleri kimyasal aşındırma işlemi ile dağlanmıştır. Dağlama işleminde, Ti-6Al-4V için 92 ml saf su, 6 ml nitrik asit, 2 ml Hidroflorik asit ve Inconel 718 için 45 gram Demir klorür, 9 gram Bakır amonyum klorür, 150 ml Hidroklorik asit ve 75 ml saf su kullanılmıştır. Dağlama işlemi her iki malzeme için yaklaşık olarak 20~25 saniye süre ile parça yüzeylerine uygulanmıştır ve sonrasında bu yüzeyler su ve alkol ile temizlenmiştir. Dağlama işleminden sonra, numuneler bir Leica DM 2500 M optik mikroskop kullanılarak 10x ve 20x büyütme değerlerinde görüntülenmiştir. Pirinç ve bakır elektrotlar ile delinen deliklerden alınan görüntüler (Şekil 7-10) üzerinde yapılan beyaz katman kalınlığı ölçümlerinde (Tablo 6), pirinç ve bakır elektrotların farklı beyaz katman kalınlıkları oluşturdukları gözlemlenmiştir. Ayrıca bu farklılıkların, iş parçası malzemesi ve elektrot çapları içinde geçerli olduğu görülmüştür. Örneğin, beyaz katman kalınlıkları prinç elektrot ile Ti-6Al-4V işlemede 6.9 ila 66.2µm arasında olurken; bakır elektrot

ile Ti-6Al-4V işlemede 4.9 ila 55.1 µm arasında değişmiştir. Ayrıca Pirinç elektrot ile Inconel 718 işlemede 16.5 ila 99.4 µm beyaz katman kalınlığı elde edilirken, bu değerlerin bakır elektrot ile Inconel 718 işleminde 3.9 ila 74.3 µm değerleri arasına düştüğü görülmüştür. . Şekillerde görüldüğü gibi, en yüksek tabaka kalınlığı Inconel 718'de ve Ti-6Al-4V alaşımlarında prinç elektrotla oluşmuştur.



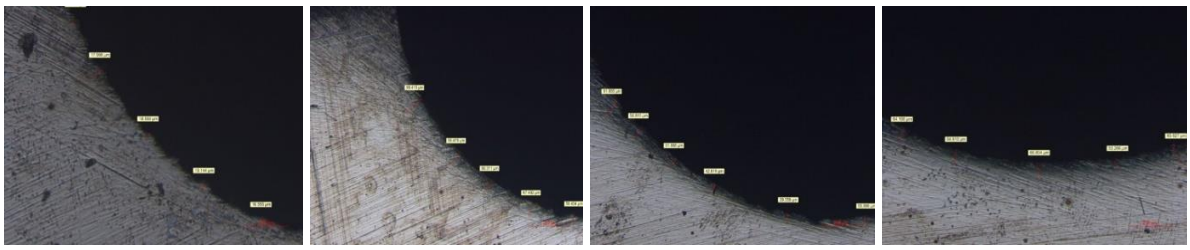
(a) (b) (c) (d)

Şekil 7. Prinç elektrod ile delinmiş Ti-6Al-4V malzemede oluşan beyaz katman (a) 1.5mm çap ile delme (b) 2mm çap ile delme (c) 2.5mm çap ile delme (d) 3mm çap ile delme



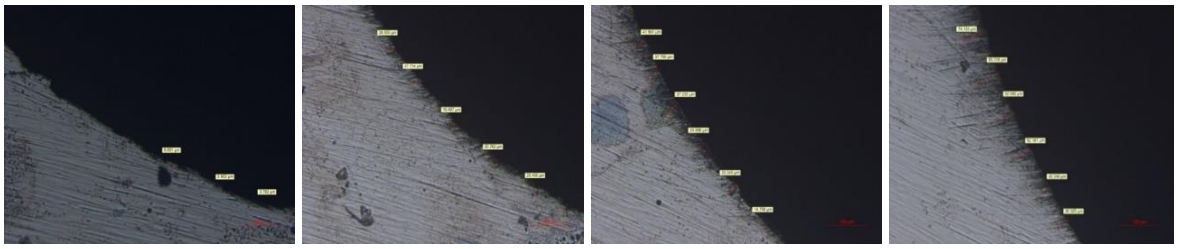
(a) (b) (c) (d)

Şekil 8. Bakır elektrod ile delinmiş Ti-6Al-4V malzemede oluşan beyaz katman(a) 1.5 mm çap ile delme (b) 2mm çap ile delme (c) 2.5mm çap ile delme (d) 3mm çap ile delme



(a) (b) (c) (d)

Şekil 9. Prinç elektrod ile delinmiş Inconel 718 malzemede oluşan beyaz katman (a) 1.5mm çap ile delme (b) 2mm çap ile delme (c) 2.5mm çap ile delme (d) 3mm çap ile delme



(a) (b) (c) (d)

Şekil 10. Bakır elektrod ile delinmiş Inconel 718 malzemede oluşan beyaz katman (a) 1.5 mm çap ile delme (b) 2mm çap ile delme (c) 2.5mm çap ile delme (d) 3mm çap ile delme

Tablo 6. EEİ sonrasında ölçülen ortalama beyaz katman kalınlıkları

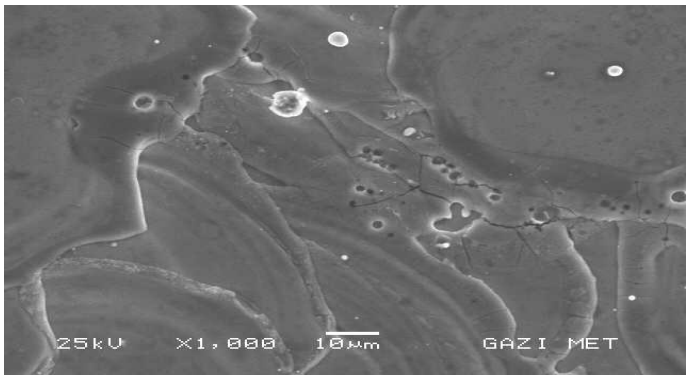
Deney	**Ortalama beyaz tabaka kalınlığı (µm)**	
Inconel 718	Bakır Elektrot	Prinç Elektrot
1.5	3.9-6.6	16.5-17.9
2	19.4-28.5	59.4-99.4
2.5	14.5-41.9	29.6-91.6
3	36.3-74.3	53.2-64.1
Ti-6Al-4V	Bakır Elektrot	Pirinç Elektrot
1.5		50.7-66.2
2	42.7-44.3	
2.5	17.3-55.1	27.7-67
3	4.9-15	6.9-20

Yüzeyde oluşan beyaz katman oldukça sert ve kırılgan bir yapıya sahiptir. Beyaz katmanın çok kalın olması çatlamaya, yüzey gerilmelerinin artmasına ve sonunda parçanın kısa sürede hasara uğramasına sebep olmaktadır. Dolayısıyla, elektriksel erozyon işleme sonucunda beyaz katman kalınlığının ince olması istenmektedir. Katman kalınlığı değerlerinde, çalışma akımına bağlı olarak doğrusal bir artış vardır.

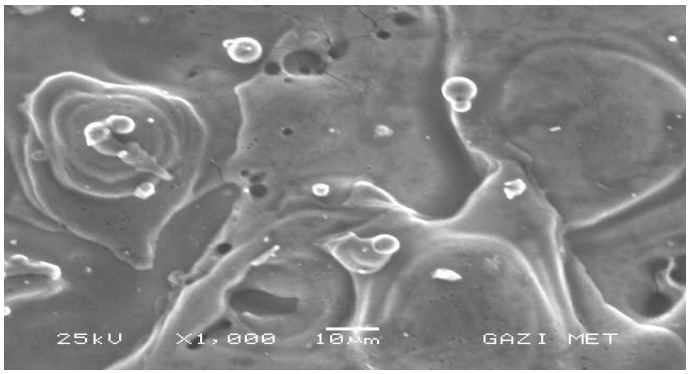
3. 3. Yüzey yapısı

Deneysel çalışmalarla elde edilen deliklerin yüzey bütünlüğü analizlerinde, SEM görüntüleri, ısının yüzeylerde bıraktığı etkilerin gözlemlenmesi için büyük önem arz etmektedir. SEM görüntülerinde, EEİ işlemlerinde oluşan kıvılcımların oluşturduğu kraterler, yüzey topografyaları, mikro çatlaklar, kalıntılar vb. etkiler incelenebilmektedir. Yüzey; malzemeden kaldırılan ve sıvı basıncı ile ara bölgeden uzaklaştırılamayan küresel taneciklerden, eriyerek yüzeye damla şeklinde yapışan döküntülerden, çatlak, kalıntı ve farklı ebatlarda gelişi güzel dağılmış kraterlerden oluşmaktadır. Her bir kıvılcım ile iş parçasının yüzeyinde bir krater oluşurken, elektrot yüzeyinde de küçük bir miktar malzeme aşınır. Dolayısıyla, elektro erozyon ile işlenmiş yüzeylerin yönsüz bir yüzey profiline sahip olduğu söylenebilir. Şekil 11-14 arasındaki SEM fotoğrafları incelendiğinde, Inconel 718'ın ergime sıcaklığı 1363 ºC ve Ti-

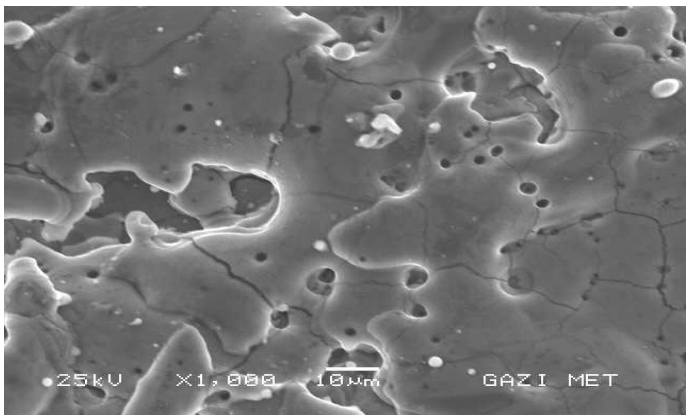
6Al-4V alaşımının ergime sıcaklığı 1649 ºC olduğundan dolayı düşük eğrime sıcaklığına sahip olan Inconel 718 iş parçasının deşarj akım nedeniyle oluşan sıcaklık etkisiyle daha kolay ergiyip buharlaştığı görülmüştür. Bunun ile birlikte Ti-6Al-4V alaşımının ısı iletkenliği (6.7 W/m-ºK) Inconel 718 alaşımına göre (11.4 W/m-ºK) daha düşüktür dolayısıyla Ti6Al4V alaşımdaki oluşan çatlaklar fazladır.



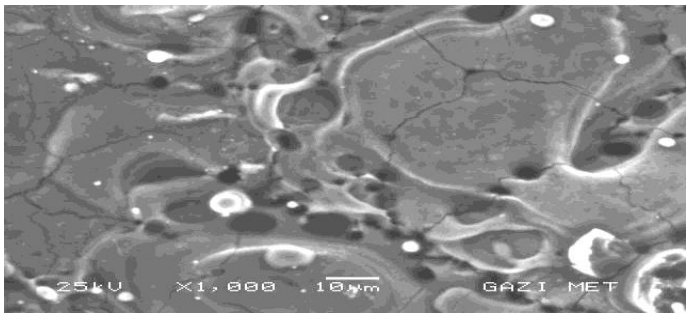
Şekil 11. Bakır elektrot (2mm çap) ile delinmiş Inconel 718'ın SEM fotoğrafları (x1000)



Şekil 12. Pirinç elektrot (2mm çap) ile delinmiş Inconel 718'ın SEM fotoğrafları (x1000)



Şekil 13. Bakır elektrot (2mm çap) ile delinmiş Ti-6Al-4V'ın SEM fotoğrafları (x1000)

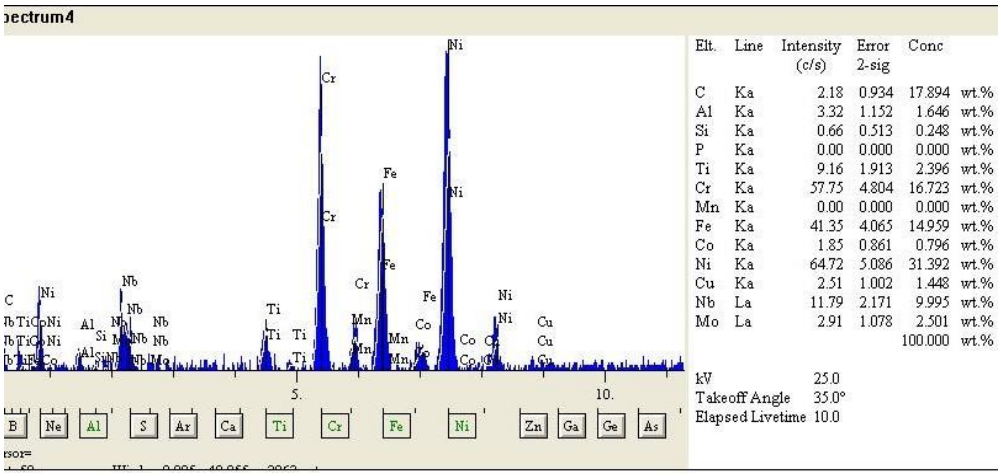


Şekil 14. Pirinç elektrot (2mm çap) ile delinmiş Ti-6Al-4V'ın SEM fotoğrafları (x1000)

SEM fotoğrafları incelendiğinde bakır yerine pirinç elektrot kullanıldığında hem Ti-6Al-4V ve hem de Inconel 718 iş parçaları üzerinde daha iyi yüzey bütünlüğü elde edildiği gözlemlenmiştir. . Bunun nedeninin Pirincin ısıl iletkenliğinin bakıra göre daha düşük olması olduğu söylenebilir.. Dolayısıyla, pirinç elektrot deşarj esasında oluşan yoğun ısı enerjisini absorbe edemez ve bu enerji daha çok iş parçası tarafından absorbe edilir.

3. 4. EDS sonuçları

Analiz sonuçlarına göre, işlenmiş yüzeylerin, ağırlıklı olarak iş parçası malzemesi ve bir miktar da elektrot malzemesinden oluştuğu görülmektedir. Şekil 15 'te farklı elektrotlarla işlenmiş yüzeylerden alınan EDS analiz sonuçlarına yer verilmiştir. Yüksek sıcaklıkta, bir miktar elektrot malzemesinin de iş parçası yüzeyine yapışmasına neden olduğu ortaya çıkmıştır. Analizi yapılan elementler Inconel 718'de Fe,Ni,Cr,Nb ve Ti-6Al-4V'da Al,V,Ti elementleridir. Inconel 718'de, grafikler incelendiğinde bakır ile delinmiş Inconel 718 oranı, pirinç ile delinmiş Inconel 718'den yüksek ve pirinç ile delinmiş Ti-6Al-4V oranı bakır ile delinmiş Ti-6Al-4V'dan yüksek olarak görülmektedir. EDS analiz sonuçlarına göre Ti-6Al-4V'da iş parçası ısıya maruz kaldığından Al ve V elementlerin oranında her iki elektrot tipi ile gerçekleştirilen elektro erozyon ile işlemeden sonra düşüş gözlenmiştir. Bu elementlerin ısıl etki nedeniyle buharlaştığı ve dilektrik sıvı ile uzaklaştırıldığı söylenebilir. Ancak Inconel 718'de her iki elektrod tipi ile gerçekleştirilen elektro erozyon işlemeden sonra Fe, Ni, Cr ve Nb elementlerinin oranlarında yükselme gözlenmiştir. Her ne kadar bu tür elementlerle ilgili bir katkı durumu olmasa da, ölçüm yapılan bölgelerdeki kalıntıların yoğunluğu bu sonucun oluşmasına sebep olmuş olabilir.



Şekil 15. EDS analiz görüntüsü (x500)

3.5. Yüzey Pürüzlülüğü sonuçları

Elektriksel erozyon işleminden sonra delinmiş yüzeylerin kalitesini değerlendirebilmek için yüzey pürüzlülüğü ölçümleri gereklidir. Bu çalışmada delinmiş deliklerin yüzey pürüzlülüğünü ölçmek için Mitutoyo SJ 410 cihazı kullanılmıştır. Ölçüm için kalem tipi temaslı yüzey pürüzlülüğü (prob) ölçüm teknikleri test edilmiştir. Yüzey pürüzlülük ölçümleri 1.5, 2.5, 3 mm çapındaki deliklerde gerçekleştirilmiştir. Yapılan deneyler neticesinde elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri Tablo 7'de verilmiştir. Bu çalışmada, iki farklı tip elektrot (Bakır ve Pirinç) kullanılarak iki farklı malzeme üzerinden (Ti-6Al-4V ve Inconel 718) imal edilmiş deliklerin yüzey pürüzlülükleri karşılaştırılmıştır. Tablo 7'deki sonuçlara göre Ti-6Al-4V iş parçasın üzerinde delinen deliklerin daha yüksek yüzey pürüzlülük değerlerine sahip oldukları görülmektedir. Bu durum Ra, Rq ve Rz değerleri için aynıdır. Titanyum alaşımının daha düşük sıcaklıklarda ergimesi ve yüzeyde daha fazla kraterler oluşmasının, yüzey pürüzlülük değerlerinin yüksek olmasına neden olduğu söylenebilir. Inconel 718 alaşımında elde edilen yüzey pürüzlülükleri göreceli olarak daha düşük çıkmıştır. Ayrıca, Ti-6Al-4V alaşımının EEİ işlemi esnasında elektrotla kimyasal reaksiyona girme eğilimi göstermesi, işleme esnasında ergitilip koparılan parçacıkların elektrota yapışması nedeniyle kıvılcımların büyük ve kararsız olması işlenen yüzeyin kalitesini bozmakta ve yüzey pürüzlülük değerlerini arttırmaktadır. Ti-6Al-4V için pirinç elektrot daha kaba yüzey oluşumuna neden olmuştur.

Tablo 7. Yüzey pürüzlülük ölçümleri

Elektrot çapı (mm)	Ra (µm)	Rq (µm)	Rz (µm)
Bakır ile delinmiş Ti-6Al-4V			
1.5	3.040	3.909	20.457
2.5	2.953	3.808	20.053
3	4.147	5.205	24.312
Bakır ile delinmiş Inconel 718			
1.5	2.067	2.699	15.266
2.5	1.950	2.543	13.882
3	2.040	2.702	18.297
Pirinç ile delinmiş Ti-6Al-4V			
1.5	3.634	4.528	22.284
2.5	3.484	4.371	20.840
3	3.831	4.813	24.519
Pirinç ile delinmiş Inconel 718			
1.5	2.609	3.215	15.276
2.5	2.065	2.693	3.215
3	3.205	4.041	15.276

4. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışma kapsamında iki farklı metal alaşımı, Ti-6Al-4V ve Inconel 718 ve iki farklı elektrot (Bakır ve Pirinç) kullanılmıştır. Deneylerde, karşılaştırmanın yapılabilmesi amacıyla, işlem parametreleri olarak boşalım akımı 12.5A, dielektrik sıvı basıncı 100 bar, elektrot takım devir sayısı 100 dev/dak, boşalım akım 12.5A, vurum süresi 25 µs ve bekleme süresi 12.5 µs tanımlanmıştır. Deneyler sonucunda, EEİ ile delik delme işlemleri için yüzey bütünlüğü analizleri (mikroskop görüntüleri, beyaz katman kalınlık ölçümleri, SEM ve EDS analizleri, yüzey pürüzlülük ölçümleri) gerçekleştirilmiştir. Yapılan incelemeler sonucunda aşağıdaki bulgular ortaya çıkmıştır:

- Pirinç elektrot her iki alaşım malzemesinde de daha düşük giriş çapı büyüme oranına sahiptir. Pirinç elektrot kullanımının Inconel 718 ve Ti-6Al-4V alaşımlarında delik delmede daha düşük giriş çapı büyüme oranı oluşturması beklenebilir.

- Beyaz katman kalınlığı, bakır elektrot kullanıldığında pirinç elektroda göre daha ince olmuştur. Çok sert ve kırılgan olan bu katmanın ince olması her zaman beklenen bir özelliktir. Bu nedenle, her iki alaşım için ince beyaz katman kalınlıkları elde edilmek istenmesi durumunda bakır elektrot tercih edilebilir.

- SEM görüntülerine göre yüzey çatlakları en fazla Ti-6Al-4V alaşımında görülmüştür. Ti-6Al-4V malzemenin bakır elektrotla elektro erozyon ile işlenmesi durumunda pirinç elektrotla işlemeye kıyasla daha fazla çatlak oluşumu gözlenmiştir.

- EEİ delik delme işleminde oluşan yüksek sıcaklığın, özellikle Ti-6Al-4V malzemesinde elemental kayıplara neden olduğu EDS analizlerinden ortaya çıkarılmıştır.

- Yüzey pürüzlülük değerleri, Ti-6Al-4V alaşımında daha yüksektir.. Ti-6Al-4V malzeme bakır yerine pirinç elektrot kullanılarak delindiğinde daha kaba yüzey oluştuğu gözlenmiştir.

KAYNAKÇA

1**. Soboyejo, W. O. and Srivatsan, T. S. (2007)**, Advanced structural materials, properties, design optimization, and applications. Taylor & Francis Group.

2. **Ekmekci, B. (2007),** Residual stresses and white layer in electric discharge machining (EDM). Applied Surface Science, 253(18), 9234-9240.

3. **Ghanem, F., Braham, C. and Sidhom, H. (2003)**, Influence of steel type on electrical discharge machined surface integrity. Materials Processing Technology, 142(11), 163-173.

4. **Keskin, Y., Halkacı, H. C. ve Kizil, M. (2006),** An experimental study for determination of the effects of machining parameters on surface roughness in electrical discharge machining (EDM). Advanced Manufacturing Technology, 28(16), 1118-1121.

5. **Maji, K. and Pratihar, D. K. (2010),** Modeling of electrical discharge machining process using conventional regression analysis and genetic algorithms. Materials Engineering and Performance, 20(12), 1121-1127.

6. **Zhang, Y., Liu, Y., Ji, R. and Cai, Y. (2011),** Study of the recast layer of a surface machined by sinking electrical discharge machining using water-in-oil emulsion as dielectric. Applied Surface Science, 257(12), 5989-5997.

7. **Kanlayasiri, K. and Boonmung, S. (2007),** Effects of wire-EDM machining variables on surface roughness of newly developed DC 53 die steel: Design of experiments and regression model. Materials Processing Technology, 192-193(12), 459- 464.

8. **Yılmaz, O. and Okka M. A. (2011),** Effect of single and multi-channel electrodes application on EDM fast hole drilling performance, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 51, No.1-4, 185-194.

9. **Okka, A. M. (2011).** An Experimental Investigation of Elektrical Dissharge Machining (EDM) Fast Hole Drilling of Aerospace Alloys. M.Sc. Thesis, University of Gaziantep.

3B YAZDIRILMIŞ KOMPOZİTLERİN YAZDIRMA PARAMETRELERİNİN YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNE ETKİSİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

Tuğçe TEZEL, *tugcetezel@akdeniz.edu.tr* Akdeniz Üniversitesi, 07058, Antalya, Türkiye

Volkan KOVAN, *kovan@akdeniz.edu.tr* Akdeniz Üniversitesi, 07058, Antalya, Türkiye

Eyüp Sabri TOPAL, *estopal@akdeniz.edu.tr* Akdeniz Üniversitesi, 07058, Antalya, Türkiye

ÖZET

3B yazdırma, karmaşık endüstriyel tasarım ve diğer zaman alıcı süreçleri içeren geleneksel üretim yöntemleriyle karşılaştırıldığında, parçaları üretmek için sadece dijital teknolojiyi kullanan bir üretim yöntemidir. Aynı zamanda eklemeli imalat olarak da adlandırılan üretim yönteminde, ABS ve PLA en yaygın kullanılan malzemelerdir. Bu malzemeler prototip imalatında yaygın olarak kullanılmasına rağmen, fonksiyonel parçalar için gerekli olan mekanik özellikleri yeterli değildir. Bu nedenle, imal edilen parçaların mekanik özelliklerini iyileştirdiği için 3B yazdırma malzemesi olarak karbon fiber takviyeli kompozitlerin potansiyeli dikkat çekicidir. Bu malzemeler, birçok metalin mekanik özelliklerini sağlarken, hafif olmaları nedeniyle ön plana çıkmaktadır. Bununla birlikte, 3B yazdırılmış parçalar için, yazdırma parametrelerinin kompozit malzemenin özelliklerini etkilediği bilinmektedir. Bu çalışmada, %15 karbon fiber takviyeli kompozit malzemeler, ergiyik biriktirme tekniği (FDM) kullanılarak imal edilmiştir. Yazdırma yönüne bağlı olarak ekstrüder sıcaklığının ve katman kalınlığının yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Anahtar Kelimeler: 3B yazdırma, Karbon fiber kompozitler, Yüzey Pürüzlülüğü

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF PRINTING PARAMETERS EFFECT ON SURFACE ROUGHNESS OF 3D PRINTED COMPOSITES

ABSTRACT

3D printing is a manufacturing method that uses only digital technology to fabricate the parts, compared to the traditional manufacturing methods involving complex industrial design and other time-consuming processes. ABS and PLA are the most commonly used materials in this

manufacturing method, also called the additive manufacturing. Although these materials are widely used in the prototype fabrication, the mechanical properties required for functional parts are not sufficient. Therefore, the potential use of carbon fiber reinforced composites as 3D printing materials is remarkable as it improves mechanical properties of the fabricated parts. These materials come into prominence due to their lightweight while providing the mechanical properties of many metals. However, for 3D printed products, it is known that the printing parameters affect the properties of the composite material. In this study, 15% carbon fiber reinforced composite materials was fabricated using fused deposition modelling (FDM). The effects of the extruder temperature and the layer thickness on the surface roughness depending on the printing orientation were investigated.

Keywords: 3D printing, Carbon fiber composites, Surface roughness

1. GİRİŞ

3B yazdırma teknolojisi parça imalatında dijital teknolojiden yararlanan geleneksel olmayan bir üretim yöntemidir. 3B yazdırma teknolojileri önceleri daha çok prototip amaçlı olarak geliştirilmiştir. Ancak artan gelişmeler ile mekanik özeliklere odaklanılmış ve yapay kemiklerin, metalik yapıların, karmaşık köpük benzeri yapıların ve çok daha çeşitli fonksiyonel parçaların imalatı mümkün hale gelmiştir [Murr ve ark. 2010, Vayre ve ark. 2012]. Aynı zamanda eklemeli imalat olarak da adlandırılan üretim yönteminde, ABS ve PLA en yaygın kullanılan malzemelerdir. Bu malzemeler prototip imalatında yaygın olarak kullanılmalarına rağmen, fonksiyonel parçalar için gerekli olan mekanik özellikleri yeterli değildir. Bu nedenle, imal edilen parçaların mekanik özelliklerini iyileştirdiği için 3B yazdırma malzemesi olarak karbon fiber takviyeli kompozitlerin potansiyeli dikkat çekicidir. Bu malzemeler, birçok metalin mekanik özelliklerini sağlarken, hafif olmaları nedeniyle ön plana çıkmaktadır. Bununla birlikte, 3B yazdırılmış parçalar için, yazdırma parametrelerinin kompozit malzemenin özelliklerini etkilediği bilinmektedir. Farklı yazdırma parametrelerinin mekanik özelliklere etkisi pek çok araştırmacı tarafından incelenmiştir.

ABS ve PLA en yaygın kullanılan malzemeler olduğu için, kompozit filament olarak da en çok bu malzemelerin matris olarak kullanıldığı malzemeler bulunmaktadır. Li ve ark. (2018) FDM parçaların ağırlığını azaltmak için mekanik özellikleri geliştirmenin acil bir ihtiyaç olduğunu belirttikleri çalışmalarında, FDM işlemi kullanılarak üretilen özel bir polilaktik asit (PLA) ve karbon fiber kompozit deney numunesinin mekanik özelliklerini ve kütle analizini deneysel olarak incelemişlerdir. Deneyler sonucu, çekme ve eğilme dayanımlarının katkısız PLA numuneden daha yüksek olduğunu rapor etmişlerdir. PLA kullanılan bir başka çalışmada, Ferreira ve ark. (2017), %15'lik bir ağırlık oranında kısa karbon fiberlerle (CF) takviye edilmiş

polilaktik asit (PLA) numuneleri incelemişlerdir. PLA/CF'nin mikroyapısında, kısa karbon fiberlerin numunelerin malzeme biriktirme yönü ile yüksek oranda uyumlu olduğunu belirtmişlerdir. Çalışmalarında, bu uyum ile gerçekleştirilen deneyler sonucu elde edilen malzeme özelliklerindeki farklılıkları açıklamışlardır. Yine PLA malzemelerin incelendiği diğer bir çalışmada Li ve ark. (2017), ergiyik biriktirme tekniği ile hazırladıkları karbon fiber/PLA kompozit malzemenin çekme, eğilme ve darbe deneylerini yapmışlardır. Sonuçlar karbon fiber/PLA kompozitin daha iyi mekanik özelliklere sahip olduğunu göstermektedir. Karbon fiber/PLA kompozitin çekme dayanımı, saf PLA ve enjeksiyon PLA numuneleri ile kıyaslandığında sırasıyla 1,27 katı ve 1,04 katı olduğu görülmektedir. Saf PLA numuneleri ile karşılaştırıldığında, karbon fiber/PLA kompozitin maksimum eğilme yükü ve eğilme dayanımı sırasıyla %22,10 ve %33,33 oranında artmıştır. Saf PLA ve enjeksiyon PLA örnekleri ile karşılaştırıldığında, karbon fiber/PLA kompozitin darbe dayanımının sırasıyla %15,84 ve %9,95 arttığı görülmektedir.

Kompozit filamentler ile 3B yazdırılan numunelerin özelliklerinin iyileşmesi ile araştırmacılar, en uygun takviye maddesi oranı ve boyutunu tespit edecekleri çalışmalara yönelmişlerdir. Bu amaçla Ning ve ark. (2015) çalışmalarında FDM ile imal edilen farklı oran ve uzunlukta karbon fiber içeren termoplastik kompozit parçaların mekanik özelliklerini araştırmışlardır. FDM ile numunelerin imalatından sonra, numunelerin çekme ve eğilme özelliklerini deneysel olarak incelemişlerdir. Deneyler sonucu ağırlıkça %5 karbon fiber içeren numunelerin çekme mukavemetinin, ağırlıkça %7,5 karbon fiber içeren numunelerin ise elastisite modülünün en yüksek değere sahip olduğu belirtilmiştir.

Karbon fiberler ile sağlanan iyileşmeler araştırmacıları farklı takviye malzemelerini araştırmaya teşvik etmiştir. Karbon nanotüpler bu amaçla en çok kullanılan takviye malzemelerinin başında gelmektedir. Salem ve ark. (2016) çalışmalarında filament bileşiminin, takviyelerin (kısa lifler ve nanotüpler) ve 3B yazdırma parametrelerinin mikroyapı ve mekanik davranış üzerindeki etkisinin iyi anlaşılmadığını ve sistematik çalışmalara ihtiyaç olduğunu belirtmiştirler. Çalışmalarında karbon fiber ve karbon nanotüp takviyeli ve takviyesiz bileşimlerde ABS ve PLA malzemeleri çeşitli yazdırma parametrelerinde 3B yazdırmışlardır. Bu malzemelerin mikroyapılarını, çekme davranışlarını ve kırılma tokluklarını karakterize etmişlerdir. Deneyler sonucu karbon nanotüp takviyelerinin ABS malzemelerin dayanımını önemli seviyede iyileştirdiği tespit edilmiştir. Diğer bir çalışmada Dul ve ark. (2018), ergiyik biriktirme tekniği (FDM) için uygun, %1, %2, %4, %6 ve %8 akrilonitril-bütadien-stiren (ABS)/karbon nanotüp (CNT) kompozit filamentler üretmişlerdir. FDM için filamentlerin en uygun CNT oranının ağırlıkça % 6 olduğunu rapor etmişlerdir. Bu kompozit için termal, mekanik ve elektriksel özelliklerin ayrıntılı bir incelemesini yapmışlardır. Sonuç olarak kopma uzamasında bir azalma ile birlikte elastisite modülü ve çekme dayanımında önemli bir artış görüldüğü belirtilmiştir. Bir

diğer çalışmada, Ahmed ve ark. (2017) çalışmalarında ABS, PLA, karbon fiber takviyeli ABS, karbon fiber takviyeli PLA ve karbon nanotüp takviyeli ABS filamentlerden imal ettikleri numunelere çekme deneyi uygulamışlardır. Deneyler sonucu takviyeli filamentler için elde edilen elastisite modülünün, takviyesizlere göre daha yüksek olduğu tespit edilmiştir. Son olarak Patanwala ve ark. (2017) çalışmalarında, ergiyik biriktirme tekniğini (FDM) kullanarak karbon nanotüp/polilaktik asit (CNT-PLA) kompozitleri 3B yazdırmışlardır. İlk olarak %0,5, %2,5 ve %5 oranlarında, ortalama 128nm çapa ve 2,5 mikron uzunluğa sahip olan CNT'leri PLA ile birleştirerek filamentler elde etmişlerdir. Bu filamentler ile yazdırdıkları CNT/PLA çekme testi numuneleri ile mekanik özellikleri inceledikleri çalışmaları sonucu, %5 CNT eklenmesinin elastisite modülünü %30 arttırdığı, fakat çekme dayanımını azalttığı bildirilmiştir.

ABS ve PLA için elde edilen sonuçlar, araştırmacıları diğer malzemeleri araştırmaya yöneltmiştir. Bu amaçla, Liao ve ark. (2018) çalışmalarında, ergiyik biriktirme tekniği (FDM) için karbon fiber (CF) takviyeli poliamid 12 (PA12) kompozitlerin termal ve mekanik özelliklerini incelemişlerdir. Çalışmada farklı kütle oranında CF/PA12 kompozitlerin 3B yazdırılabilir filamentleri imal edilmiş ve FDM'de kullanılmıştır. Sonuçlar, ağırlıkça %10 CF/PA12 kompozitlerin çekme dayanımının ve eğilme dayanımının sırasıyla %102,2 ve %251,1 oranında arttığını göstermektedir. Diğer bir çalışmada, Berretta ve ark. (2017) % 1 ve % 5 karbon nanotüp içeren PEEK kompozit numuneler üretmişlerdir. Bu numunelerin çekme dayanımını, katmanlar arası yapışmayı ve mikroyapılarını imalatın üç aşaması boyunca incelemişlerdir: kompozit filamentler, tek kat FDM numuneler ve imal edilmiş test numuneleri. Deneyler sonucu işlemin her adımı ile daha düşük performansa sahip yapılar elde ettiklerini rapor etmişlerdir. Bir diğer çalışmada, Dickson ve ark. (2017) çalışmalarında, ergiyik biriktirme tekniği kullanarak sürekli karbon, kevlar ve cam elyaf takviyeli naylon kompozitler üreterek performanslarını incelemişlerdir. İnceledikleri kompozitlerden karbon fiber kullanılarak imal edilenlerin, mekanik mukavemet bakımından en büyük artışı sağladığını rapor etmişlerdir. Çekme dayanımı değerlerinin, takviyeli olmayan naylon numunelere göre 6,3 katına çıktığı çalışmalarında belirtilmiştir.

Sonuç olarak Ning ve ark. (2016) çalışmalarında belirttiği gibi, kompozit parçaların imalatı sırasında FDM işlem parametrelerinin doğru seçimi, parça kalitesini ve özelliklerini etkilemektedir. Ning ve ark. (2016) FDM işlem parametrelerinin kompozitlerin çekme özellikleri üzerindeki etkilerinin araştırılmadığını da vurgulamışlar ve çalışmalarında, %5 oranında karbon fiber içeriğine sahip kompozit numuneleri bir FDM makinesi kullanarak imal etmişler ve çekme testi uygulamışlardır. Deneyler sonucu işlem parametrelerinin (dolgu hızı, nozul sıcaklığı ve tabaka kalınlığı vb.) kompozit parçaların çekme özelliklerini etkilediklerini rapor etmişlerdir.

Bu çalışmalar öncelikle farklı yazdırma parametreleri kullanılarak elde edilen sonuçların farklılığını göstermektedir. Araştırmalar FDM ile imal edilmiş takviyesiz parçaların mekanik özelliklerinin enjeksiyonla imal edilmiş parçalar ile kıyaslandığında daha düşük olduğunu ancak kompozitlerin enjeksiyon kalıplamayla imal edilmiş parçalar ile rekabet edebileceğini göstermektedir. FDM ile imal edilmiş parçaların mekanik özelliklerini artıracak kompozitler ile 3B yazdırma, özgül performans kriteri gerektiren mühendislik uygulamalarının bakış açısına göre oldukça faydalı olacaktır.

Literatürdeki çalışmalar incelendiğinde, FDM ile 3B yazdırılmış kompozit parçaların yazdırma parametreleri ile yüzey pürüzlülüğü arasındaki ilişkiyi gösteren herhangi bir bilimsel çalışma bulunmamaktadır. Bu çalışmada, %15 karbon fiber takviyeli kompozit malzemeler, ergiyik biriktirme tekniği (FDM) kullanılarak imal edilmiştir. Yazdırma yönüne bağlı olarak ekstrüder sıcaklığının ve katman kalınlığının yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi incelenmiştir.

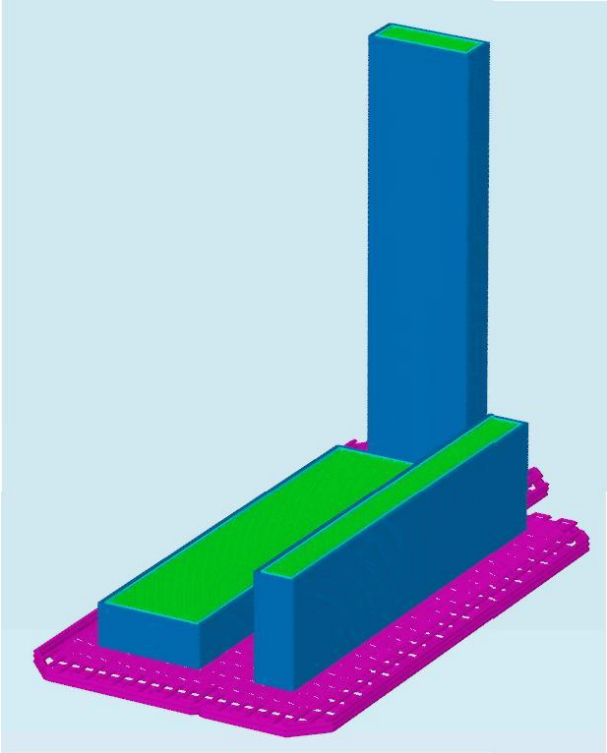
2. MATERYAL VE YÖNTEM

Polilaktik asit (PLA) FDM sistemlerinde yaygın şekilde kullanılan bir malzemedir. PLA mısır nişastası veya şeker kamışı gibi yenilenebilir kaynaklardan sentezlenen biyo-çözünür bir termoplastiktir. Amorf bir plastik olması PLA'yı FDM sistemleri için mükemmel bir seçenek yapar. PLA'nın güçlü mekanik özellikleri ve yüksek cam geçiş sıcaklığı, PLA'dan imal edilmiş parçaların çok çeşitli uygulamalarda kullanımına imkân tanır.

Bu çalışmada yüzey pürüzlülüğü ölçüm numuneleri, Frosch firması tarafından üretilen 1,75 mm çapında %15 karbon fiber takviyeli PLA malzeme ile Zmorph yazıcı kullanılarak imal edilmiştir. 3D yazıcı 250 x 235 x 165 mm boyutlarında bir modeli X ve Y eksenleri için 14µm, Z ekseni için 0,625 µm konumlama hassasiyeti ile imal edebilmektedir. Deney numunelerinin yazdırılmasında, üç farklı katman kalınlığı (0,1 mm, 0,2 mm ve 0,4 mm), üç farklı yazdırma sıcaklığı (190°C, 210°C ve 230°C) ve üç farklı yazdırma yönü (düz, yan ve dik) kullanılmıştır. Özel hazırlanan 3B yazdırma kodları ile tüm numuneler için; numune çevresine ve alt-üst yüzeyine 4 kabuk kullanılmış ve numunenin iç kısmı, belirlenen yazdırma açılarında (-45°/+45°) ve %35 dolgu kullanılarak yazdırılmıştır. PLA malzeme, 65°C ısıtılmış yazdırma yatağına, 60 mm/s hızda ekstrude edilmiştir. Şekil 1'de farklı yazdırma yönlerinde hazırlanmış numunelerin yazıcıya göndermek için hazırlanmış ekstrüder yolları görülmektedir.

Yüzey pürüzlülüğü ölçümleri Taylor Hobson (Surtronic 25) test cihazı ile yapılmıştır. Surtronic 25, yüzey pürüzlülüğü ölçümü için portatif bir cihazdır ve hem atölyede hem de laboratuvarda kullanıma uygundur. Yüzey pürüzlülüğü değerlendirmesi için ölçülen parametreler arasında, Ra, Rz ve Rt bulunmaktadır. Parametre değerlendirmeleri ve cihazın diğer fonksiyonları

mikroişlemci tabanlıdır. Ölçüm sonuçları bir LCD ekranda görüntülenmiş ve daha fazla değerlendirme için bilgisayara kayıt edilmiştir.



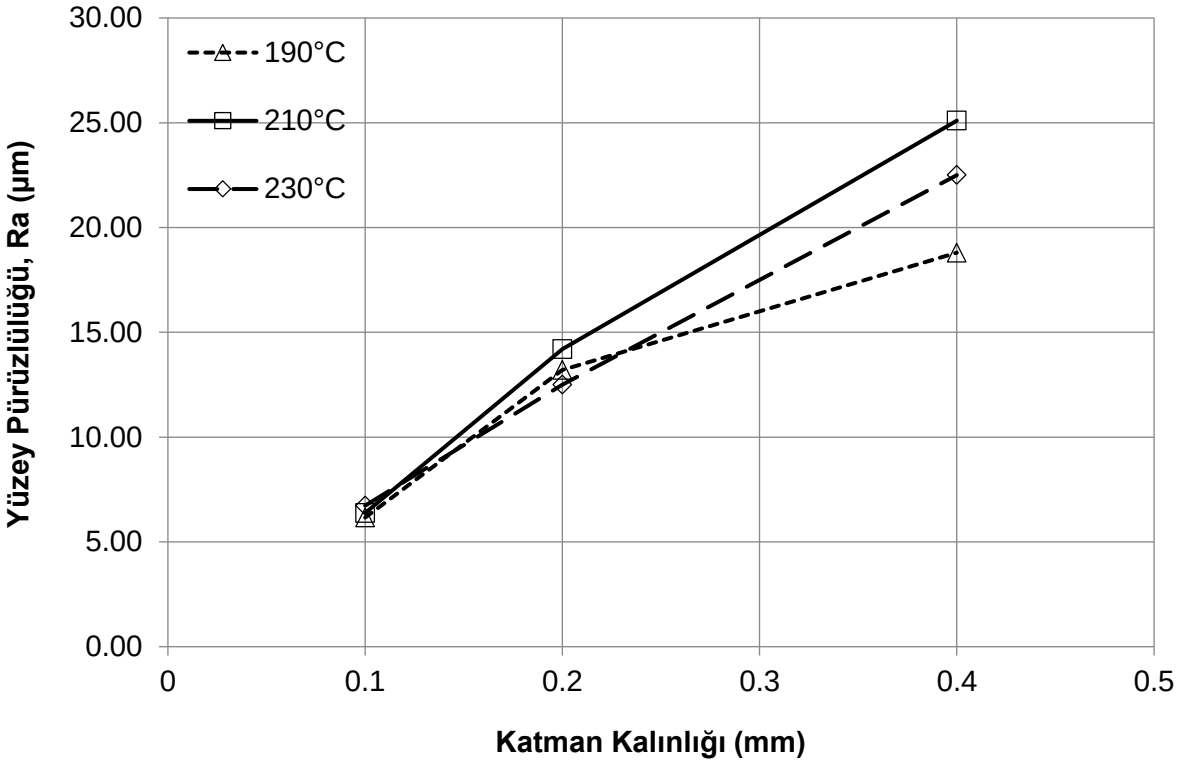
Şekil 1. ASTM F2921 terminolojisine göre yüzey pürüzlülüğü deneylerinde kullanılan üç farklı yazdırma yönü

3. BULGULAR VE TARTIŞMA

3B yazıcı ile üretim süresi FDM makinelerine ve yazdırma parametrelerine göre farklılık göstermektedir. Ayrıca yazdırılacak parça boyutlarına bağlı olarak yazdırma süresi önemli derecede değişmektedir. Katman kalınlığının etkisi imalat işleminden sonra tercihen iyi yüzey kalitesi ve çözünürlük olarak görülebilir ancak daha fazla katman inşa edileceği için imalat zamanında önemli bir artış gözlenmektedir. Çalışmada kullanılan üç farklı katman kalınlığı için gerekli imalat süreleri; 0,1 mm katman kalınlığı için 70 dakika, 0,2 mm kalınlığı için 40 dakika ve 0,4 mm katman kalınlığı için 23 dakika olarak tespit edilmiştir. Görüldüğü gibi azalan katman kalınlığı ile yazdırma zamanı önemli miktarda artmaktadır. Ancak, yazdırma sıcaklığının değişimi yazdırma süresinde kayda değer bir değişime neden olmamaktadır.

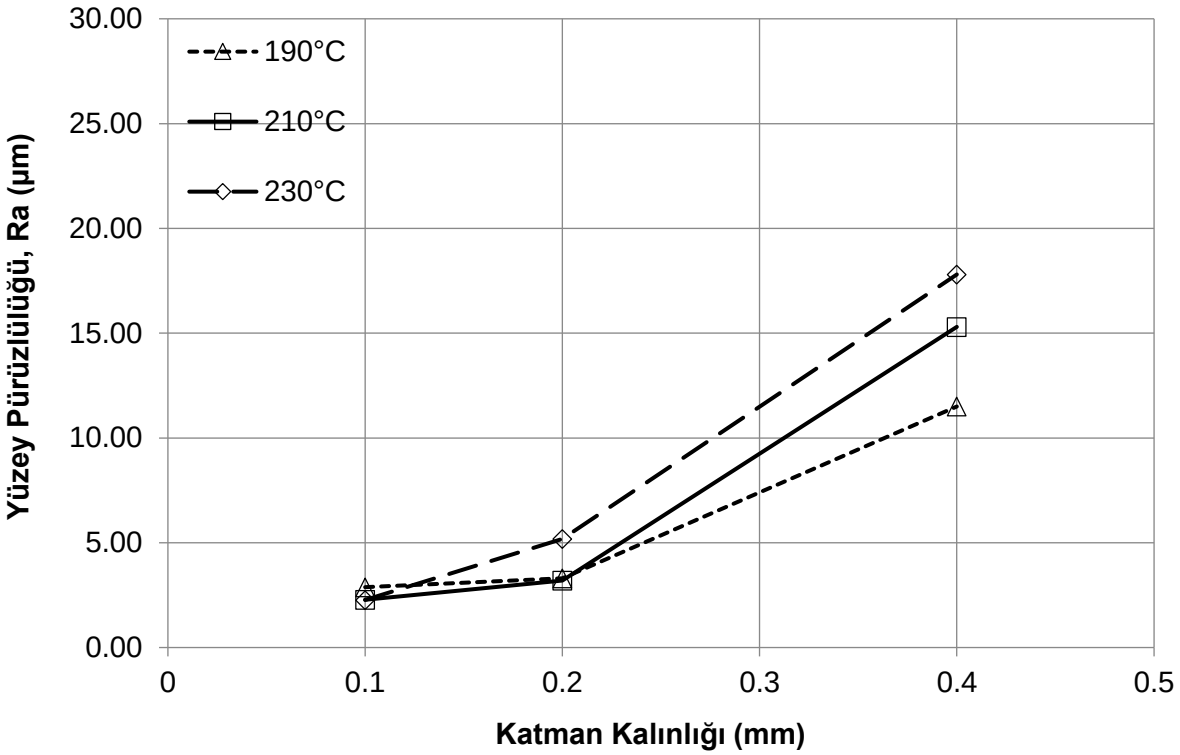
Farklı yazdırma yönü ve katman kalınlıklarına sahip numunelerin optik incelemeleri sonucu tarama ve çevre yazdırmaları arasındaki boşluklar tüm yazdırma yönleri için 0,4mm katman kalınlığında daha görünür ve belirgindir. Yine tüm yazdırma yönleri için tarama ve çevre yazdırmaları arasındaki boşlukların 0,1mm katman kalınlığı kullanıldığında en küçük durumuna geldiği görülmektedir. Bu yazdırma yönünde, FDM ekstrüzyon ucu daha az bir

geometrik alan kapsadığı için daha sıkışık taramalar oluşturmaktadır. Böylece taramalar arasında çok küçük boşluk oluşmasına ya da hiç boşluk oluşmamasına sebep olmaktadır. Dik yazdırma yönünde yazdırılmış farklı katman kalınlıklarına ve yazdırma sıcaklıklarına sahip numunelerin yüzey pürüzlülükleri Şekil 2'de yer almaktadır. Şekilde görüldüğü üzere 0,1mm katman kalınlığında, tüm yazdırma sıcaklıklarında elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerlerinde önemli bir farklılık bulunmamaktadır. Artan katman kalınlığı ile tüm yazdırma sıcaklıklarında yüzey pürüzlülüğü değerlerinin arttığı görülmektedir. En düşük artış 190°C yazdırma sıcaklığında gözlenmiştir ve 0,4mm katman kalınlığında en düşük yüzey pürüzlülüğü değeri bu yazdırma sıcaklığında elde edilmiştir. Hem 0,2 mm hem de 0,4 mm katman kalınlıklarında en yüksek yüzey pürüzlülüğü değerleri ise 210°C'de yazdırılan numunelerden elde edilmiştir.

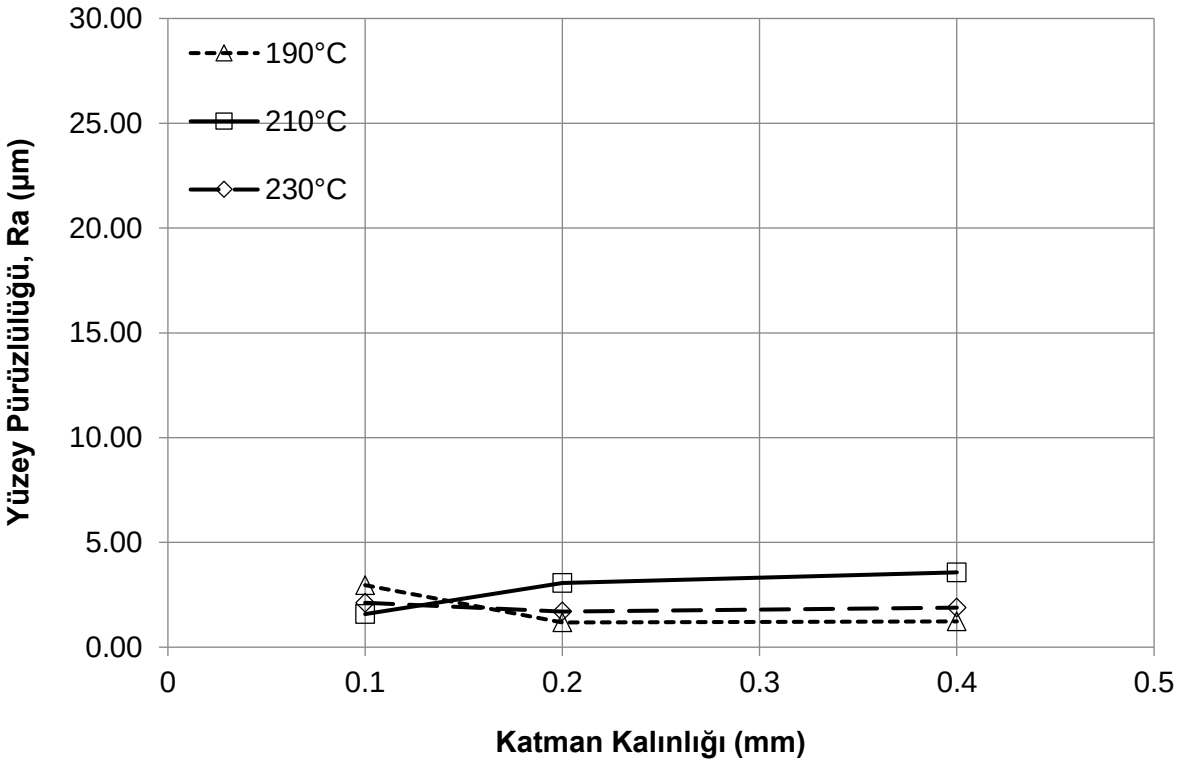


Şekil 2. Dik yazdırma yönü için farklı sıcaklık ve katman kalınlığı için yüzey pürüzlülükleri

Şekil 3'te ise yan yazdırma yönünde yazdırılmış farklı katman kalınlıklarına ve yazdırma sıcaklıklarına sahip numunelerin yüzey pürüzlülükleri görülmektedir. Dik yazdırma yönünde olduğu gibi, 0,1mm katman kalınlığında tüm yazdırma sıcaklıklarında elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerlerinde önemli bir farklılık bulunmamaktadır. Artan katman kalınlığı ile yine dik yazdırma yönünde olduğu gibi tüm yazdırma sıcaklıklarında yüzey pürüzlülüğü değerlerinin arttığı görülmektedir. En düşük artış 190°C yazdırma sıcaklığında gözlemlenmiştir ve burada da 0,4 mm katman kalınlığında en düşük yüzey pürüzlülüğü değeri bu yazdırma sıcaklığında elde edilmiştir. Dik yazdırma yönünden farklı olarak, 0,2mm ve 0,4mm katman kalınlıklarında en yüksek yüzey pürüzlülüğü değerleri ise 230°C'de yazdırılan numunelerden elde edilmiştir.



Şekil 3. Yan yazdırma yönü için farklı sıcaklık ve katman kalınlığı için yüzey pürüzlülükleri



Şekil 4. Düz yazdırma yönü için farklı sıcaklık ve katman kalınlığı için yüzey pürüzlülükleri

Şekil 4'te ise düz yazdırma yönünde yazdırılmış farklı katman kalınlıklarına ve yazdırma sıcaklıklarına sahip numunelerin yüzey pürüzlülükleri görülmektedir. Şekilden de görüldüğü üzere, değişen katman kalınlığı ve yazdırma sıcaklıklarında elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerleri arasında önemli bir farklılık bulunmamaktadır.

4. SONUÇ VE ÖNERİLER

Çalışma sonucu FDM ile imal edilmiş %15 karbon içeren PLA kompozitlerin yüzey pürüzlülüklerine, katman kalınlığının ve yazdırma sıcaklığının yazdırma yönüne bağlı olarak etkisi incelenmiştir. Sonuçlar, yazdırma parametrelerinin yüzey pürüzlülüğünde çok önemli bir rolü olduğunu göstermektedir. Üç yazdırma yönü arasında en iyi yüzey pürüzlülük değerleri düz yazdırılan numunelerde elde edilmiştir. Bunu sırasıyla yan ve dik yazdırılan numuneler takip etmektedir. Tüm yazdırma yönleri ve yazdırma sıcaklıklarında artan katman kalınlığı ile yüzey pürüzlülüğü değerleri artmaktadır. Yazdırma sıcaklıkları arasında ise daha düşük yazdırma sıcaklığının daha yüksek yüzey kalitesi verdiği tespit edilmiştir. Deneysel çalışmalar esnasında incelenen farklı yazdırma yönleri, aslında 3B yazıcı kullanılarak imal edilen herhangi bir kompozit parçanın üç farklı yüzeyini temsil etmektedir. Bir başka deyişle FDM ile imal edilmiş yapısal parçalarda bu çalışmadan elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerlerinin dikkate alınması, daha kaliteli 3B yazdırma ürünlerinin elde edilebilmesi için faydalı olacaktır.

5. TEŞEKKÜR

Bu çalışma Akdeniz Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi tarafından desteklenmiştir. Proje Numarası: FYD-2018-2808.

6. KAYNAKÇA

1. **Murr, L.E., Gaytan, S.M., Medina, F., Martinez, E., Martinez, J.L., Hernandez, D.H., Wicker, R.B. (2010),** "Characterization of Ti–6Al–4V open cellular foams fabricated by additive manufacturing using electron beam melting", Mater. Sci. Eng. A, Vol.527, No.7, pp 1861-1868.

2. **Vayre, B., Vignat, F., Villeneuve, F. (2012),** "Designing for Additive Manufacturing", Proceedings of the 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems, Atina, pp 632-637.

3. **Liao, G., Li, Z., Cheng, Y., Xu, D., Zhu, D., Jiang, S., Guo, J., Chen, X., Xu, G., Zhu, Y. (2018),** "Properties of oriented carbon fiber/polyamide 12 composite parts fabricated by fused deposition modeling", Mater. Des., Vol.139, pp 283-292.

4. **Li, Y., Gao, S., Dong, R., Ding, X., Duan, X. (2018),** "Additive Manufacturing of PLA and CF/PLA Binding Layer Specimens via Fused Deposition Modeling", J. Mater. Eng. Perform, Vol.27, No.2, pp 492-500.

5. **Dul, S., Fambri, L., Pegoretti, A. (2018),** "Filaments production and fused deposition modelling of ABS/carbon nanotubes composites", Nanomaterials, Vol.8, No.49, pp 1-25 .

6. **Berretta, S., Davies, R., Shyng, Y.T., Wang, Y., Ghita, O. (2017),** "Fused Deposition Modelling of high temperature polymers: Exploring CNT PEEK composites", Polym. Test., Vol.63, pp 251-262.

7. **Ferreira, R.T.L., Amatte, I.C., Dutra, T.A., Burger, D. (2017),** "Experimental characterization and micrography of 3D printed PLA and PLA reinforced with short carbon fibers", Composites Part B, Vol.124, pp 88-100.

8. **Dickson, A.N., Barry, J.N., McDonnell, K.A., Dowling, D.P. (2017),** "Fabrication of continuous carbon, glass and Kevlar fibre reinforced polymer composites using additive manufacturing", Additive Manufacturing, 16, pp 146-152.

9. **Li, Y.-H., Dong, Q., Tai, Q.-A., Gao, S.-Y., Guan, H., Yan, W. (2017),** "Mechanical properties of carbon fiber composite in fused deposition modeling of additive manufacturing", Journal of Plasticity Engineering, Vol.24, No.3, pp 225-230.

10. **Ahmed, M., Islam, M., Vanhoose, J., Rahman, M. (2017),** "Comparisons of Elasticity Moduli of Different Specimens Made Through Three Dimensional Printing", 3D Print Addit Manuf, Vol.4, No. 2, pp 105-109.

11. **Patanwala, H.S., Hong, D., Vora, S.R., Bognet, B., Ma, A.W.K. (2017),** "The microstructure and mechanical properties of 3D printed carbon nanotube-polylactic acid composites", Polym. Compos.

12. **Ning, F., Cong, W., Jia, Z., Wang, F., Zhang, M. (2017),** "Additive manufacturing of CFRP composites using fused deposition modeling: Effects of process parameters", J. Compos. Mater., Vol. 51, No.4, pp 451-462.

13. **Salem, A., Singh, M., Halbig, M.C. (2016),** "3-D printing and characterization of polymer composites with different reinforcements", Ceram Eng Sci Proc, Vol.36, No.6, pp 115-122.

14. **Ning, F., Cong, W., Qiu, J., Wei, J., Wang, S. (2015),** "Additive manufacturing of carbon fiber reinforced thermoplastic composites using fused deposition modeling", Composites Part B, Vol.80, pp 369-378.

AISI 316L ÇELİĞİNİN TORNALANMASINDA KESİCİ TAKIM FORMLARININ YÜZEY BÜTÜNLÜĞÜ ÜZERİNE ETKİSİ

Hüseyin Gürbüz, *huseyin.gurbuz@batman.edu.tr* Batman Üniversitesi, 72100, Batman, Türkiye

Ulvi Şeker*, useker@gazi.edu.tr* Gazi Üniversitesi, 06500, Ankara, Türkiye

Fırat Kafkas, *fkafkas@gazi.edu.tr* Gazi Üniversitesi, 06500, Ankara, Türkiye

ÖZET

Bu çalışmada, AISI 316L çeliğin işlenmesinde kesici takım formlarının ve kesme parametrelerinin yüzey bütünlüğü üzerine etkileri deneysel olarak araştırılmıştır. Kesme deneylerinde, PVD kaplı MM ve MF formlu sementit karbür kesici takımlar ve PSBNR 2525M12 formunda takım tutucu kullanılmıştır. Kesme parametreleri dört farklı kesme hızı, üç farklı ilerleme ve iki farklı kesme derinliği şeklinde belirlenmiştir. Yüzey bütünlüğü; yüzey pürüzlülüğü, kalıntı gerilmeler, mikrosertlik ve mikroyapı analizleri açısından değerlendirilmiştir. Bütün kesme şartlarında, kesme derinliği ve ilerleme değeri arttığında yüzey bütünlüğünün kötüleştiği, buna karşın kesme hızındaki artışla birlikte yüzey bütünlüğünün iyileştiği görülmüştür. Kesici takım formları karşılaştırıldığında en iyi yüzey bütünlüğü sonuçları MF formlu kesici takımlarla, en kötü yüzey bütünlüğü sonuçları ise MM formlu kesici takımlarla elde edilmiştir. Talaş açısı artıkça yüzey bütünlüğü iyileşmiştir. En kötü yüzey bütünlüğü kesme hızı 200 m/dak, ilerleme 0,1 mm/dev ve kesme derinliği 1,25 mm olduğunda, en iyi yüzey bütünlüğü ise kesme hızı 125 m/dak, ilerleme 0,3 mm/dev ve kesme derinliği 2,5 mm olduğunda elde edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Yüzey bütünlüğü, AISI 316L, Kesici takım formu, Kalıntı gerilmeler, Mikrosertlik ve Mikroyapı.

EFFECTS OF CUTTING TOOL FORMS ON THE SURFACE INTEGRITY IN TURNING OF AISI 316L STAINLESS STEEL

ABSTRACT

In this study, the effects of the cutting tool forms and cutting parameters on the surface integrity were experimentally investigated in machining of AISI 316L steel. In cutting tests,

PVD coated MM and MF formed cutting tools and tool holder suitable for these cutting tools were used. Cutting parameters were determined by using three different feed rate, four different cutting speeds and two different depths of cut. The surface integrity was evaluated in terms of surface roughness, residual stress, microhardness and microstructure analysis. In all cutting conditions, it was observed that the surface integrity worsened when the depth of cut and feed rate increased, whereas the surface integrity improved when the cutting speed increased. When the cutting tool forms were compared, the best surface integrity results were obtained with the cutting tools which had MF form, while the worst surface integrity results were obtained by the cutting tools which had MM form. As rake angle increased, surface integrity improved. The worst surface integrity was obtained with the cutting speed 125 m/min, feed rate 0.3 mm/rev and depth of cut 2.5 mm**,** while the best surface integrity was obtained with the cutting speed 200 m/min, feed rate 0.1 mm/rev and depth of cut 1.25 mm.

Keywords: Surface integrity, AISI 316L, Cutting tool Form, Residual stress, Microhardness and Microstructure.

1. Giriş

İmalat süreçlerinden kaynaklı oluşan yüzeyin yapısı, ürün performansı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu uzun zamandan beri kabul edilmektedir [Lucca, 1998]. “Yüzey bütünlüğü” terimi Field ve Kahles tarafından 1964 yılında kullanılmaya başlamış [Lucca, 1998; Field, 1964; Saini, 2012] ve bir işleme sonucu ya da diğer yüzey işleme operasyonlarıyla üretilen bir yüzeyin yapısında bulunabilir ya da geliştirilmiş durum olarak tanımlamışlardır [Lucca, 1998; Field, 1964]. Yüzey bütünlüğü, 1964 yılından beri tüm dünyada üretim çevrelerinde artan bir ilgi görmektedir [Lucca, 1998; Saini 2012; Field, 1964]. İşlenmiş yüzeylerin yüzey bütünlüğünü geniş bir alanda 1970’li yılların başında “Metcut” araştırma topluluğu tarafından yapılmıştır. Özellikle, yüksek mukavemetli çelikler için yüzey altındaki kalıntı gerilmeler ile yorulma ömrü arasındaki yüksek bir ilişkinin olduğunu göstermişlerdir [Field, 1971; Alexander, 2010]. Daha sonra 1971 yılında Field ve Kahles yüzey bütünlüğünü, yüzey geometrik değerleri ve fiziksel özellikleri (kalıntı gerilmeler, sertlik ve yüzey katmanların mikroyapısı v.b.) arasındaki ilişki olarak tanımlamışlardır [Field, 1971; Javidi, 2008].

Alexander ve ark., AISI 304 paslanmaz çeliğinin tornalamasıyla oluşan yüzey bütünlüğü üzerinde kesme parametrelerin etkisini incelemişlerdir. Yapmış oldukları çalışmada, yüzey pürüzlülüğünü en çok ilerlemenin etkilediğini ve işlenmiş yüzeylerin altında yaklaşık 60-70 µm’luk bir çalışma sertleşmesi katmanı oluştuğunu bulmuşlardır [Javidi, 2008]. Smith ve ark., AISI 52100 çeliğinin sert tornalamasında yorulma performansı üzerinde yüzey bütünlüğünün

etkisini araştırmışlardır. Bütün yüzey bütünlüğünü deneyleri incelendiğinde yorulma ömrü üzerinde en büyük etkiye basma kalıntı gerilmelerin sebep olduğunu vurgulamışlardır [Smith, 2007]. Shi ve Liu ise AISI 52100 çeliği üzerinden kaba ve ince talaş kaldırarak yorulma ömrü ve yüzey bütünlüğünü geliştirmeye çalışmışlardır [Shi, 2010]. Choi, ilerlemenin işlenmiş yüzeylerin yorulma ömrü ve yüzey bütünlüğü üzerindeki etkisini araştırmıştır. Yaptığı deneysel çalışmayla yüksek ilerlemenin çevresel ve eksenel yönde daha fazla basma gerilme oluşmasına ve işlenmiş yüzey altında katman yumuşamasına sebep olduğunu ortaya koymuştur [Choi, 2015]. Cordin ve ark. CoCrMo alaşımının kuru tornalanmasında kesme hızı ve ilerlemenin yüzey bütünlüğü üzerinde etkisini araştırmışlardır. Yapmış oldukları çalışmada ilerleme ve kesme hızının yüzey bütünlüğü üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu ortaya koymuşlardır [Bordin, 2014]. Chaudhari ve ark., sert tornalama ile oluşan yüzey bütünlüğü için süreç kontrolleri yapmışlardır. Bu çalışmada, finiş sert tornalamada yüzey bütünlüğünü kontrol etmek için yeni bir takım ömrü kriteri önermişlerdir [[Chaudhari, 2016]. Abboud ve ark.,finiş tornalama sırasında oluşan Ti alaşımlarının kalıntı gerilmelerini ve yüzey bütünlüğünü incelemişlerdir. Kesme hızı, ilerleme ve kesici takım burun radyüsünün kalıntı gerilmeler üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu bulmuşlardır. Araştırılan finiş işleme aralığının işlenmiş yüzey altında önemli bir metalürjik değişikliklere neden olmadığını ortaya koymuşlardır [Abboud 2016]. Sharman ve ark. Inconel 718'in tornalanmasında kalıntı gerilmeler ve yüzey bütünlüğü üzerinde kesici takım burun yarıçapının etkisini incelemişlerdir. Sonuçlar, kesici takım burun yarıçapı arttığında, kesme kuvvetlerin, mikroyapı deformasyon derinliğinin arttığı ve işlenmiş yüzeye yakın yerde çekme kalıntı gerilmeler elde etkilerini göstermiştir [Sharman, 2015]. Marques ve ark., Inconel 718'in MQL soğutma yöntemiyle tornalaması sonucu oluşan yüzey bütünlüğünü incelemişlerdir. Yaptıtları deneysel çalışmalar sonucunda takım ömrünün arttığını kalıntı gerilmelerin basma şeklinde ortaya çıktığını bulmuşlardır [Marques, 2016]. Iturbe ve ark., Inconel 718'in geleneksel kriyojenik soğutma yöntemlerle işlenmesi sırasında yüzey bütünlüğü analizini yapmışlardır. Yüzey bütünlüğünü yüzey pürüzlülüğü, mikro yapısal değişiklik ve mikro sertlik açısından incelemişlerdir. Sonuçlar, geleneksel soğutmanın hem işlenebilirlik hem de yüzey bütünlüğünde en iyi seçenek olduğunu göstermiştir [Iturbe, 2016]. Devillez ve ark., kesme hızının değişimine bağlı olarak Inconel 718'in kuru ve soğutma sıvısı kullanılarak işlenmesiyle iş parçasının yüzey bütünlüğü üzerinde etkisi araştırmışlardır. Elde etmiş oldukları sonuçlar ışığında, kesme hızının değişimine bağlı olarak soğutma sıvısı kullanıldığında, kalıntı gerilmelerin, mikrosertlik değerlerinin düştüğünü ve aynı zamanda deformasyondan etkilenmiş bölgenin daha az olduğunu ortaya koymuşlardır [Devillez, 2011]. YAO ve ark., PVD kaplı kesici takımlarla TiAl alaşımlarının tornalanması sonucu oluşan yüzey bütünlüğü araştırmışlardır. PVD kaplı kesici takımlar karşılaştırdıklarında SM formlu kesici takımlar elde edilen yüzey bütünlüğü sonuçlarının daha iyi olduğunu ortay

koymuşlardır [Yao, 2017]. Liu ve ark. 17-4PH paslanmaz çeliğin yüzey bütünlüğü ve yorulma ömrünü incelemişlerdir. Kesme parametrelerin işlenmiş iş parçalarının yüzey bütünlüğü ve yorulma ömrü üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu bulmuşlardır [Liu, 2016]. Bordina ve ark., yaptıkları deneysel çalışmada CoCrMo alaşımının kuru tonlanmasında yüzey bütünlüğü üzerinde kesme hızı ve ilerlemenin etkisine bakmışlardır. Kesme hızı ve ilerlemenin yüzey bütünlüğü üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu vurgulamışlardır [Bordina, 2014]. Pretorius ve ark., polikristalin elmas (PCD) kesici takımlarla Ti–6Al–2Sn–4Zr–6Mo malzemesinin tornalaması sırasında oluşan iş parçasının yüzey bütünlüğünü ve kesici takımdaki aşınmaları incelemişlerdir. Yeni ve aşınmış kesici takımlar kullanıldığında oluşan mikrosertlikerde kayda değer bir farklılık olmadığını kalıntı gerilmlerin hem kesme hemde ilerleme yönünde basma kalıntı gerilme şeklinde oluştuğunu bulmuşlardır [Pretorius, 2015].
Gerçekleştirilen çalışmanın amacı; farklı kesici takım formlarına ve kesme parametrelerindeki değişime bağlı olarak kesme deneyleri sırasında oluşan kesme kuvvetlerinin ve işlenmiş parçalar üzerindeki yüzey pürüzlülüklerinin ölçülmesi, işleme sonucu oluşmuş kalıntı gerilmelerinin belirlenmesi, yüzey katmanlarının metalurjik yapısı (mikroyapısal değişikliklerin belirlenmesi ve mikrosertliklerin ölçülmesi) ve tüm bunların birbiriyle olan ilişkilerinin ortaya konulmasıyla, yüzey bütünlüğünün iyileştirilmesi olarak özetlenebilir [Gurbuz, 2012; Gürbüz, 2017].

2. MATERYAL METOT

Deneysel çalışmalar

İş parçası malzemesi

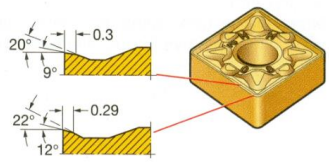
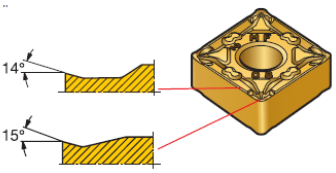
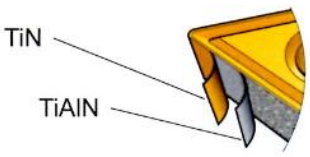
Deneylerde iş parçası malzemesi olarak Ø 25x125 mm boyutlarında AISI 316L östenitik paslanmaz çelik kullanılmıştır. Malzemenin kimyasal kompozisyonu orijinal sertifikasından belirlenmiş olup Tablo 1.'de verilmiştir.

%C	%Mn	%Si	%S	%P	%Ni
0,023	1,27	0,44	0,021	0,034	10,10
%Cr	%Mo	%Cu	%N	%Co	
16,17	2,13	0,45	0,043	0,16	

Tablo 1. AISI 316L östenitik paslanmaz çeliğin kimyasal bileşimi

Kesici takımlar, kesme parametreleri ve deneylerin yapılışı

ISO 3685'te [ISO 3685, 1993] belirtilen deney şartlarına uygun olarak SNMG formunda sementit karbür kesici takımlar ile bu kesici takımlara uygun 75° yanaşma açısına sahip PSBNR 2525M12 formunda takım tutucu kullanılmıştır [Sandvik Coromant, 2010]. İş parçası malzemesine uygun ISO M15 kalitelerine karşılık gelen SANDVIK takım firmasının PVD kaplı GC1025 kalitesi seçilmiştir. Kesici takımlar için üretici takım firmasının SNMG 120408 MM/MF formlu kesici takımları belirlenmiştir. Kesme parametreleri, takım üretici firma verileri ve ISO 3685'teki öneriler dikkate alınarak seçilmiştir. Deneylerde kullanılan kesme parametreleri ve kesici takım özellikleri Tablo 2'de verilmiştir [Sandvik Coromant, 2010; Sandvik Coromant El Kitabı, 2005].

Kesici takımlar	Kaplama özellikleri		Kesme Parametreleri		
			Kesme hızı V (m/dak)	İlerleme f (mm/dev)	Kesme derinliği a (mm)
MM 	**Bileşim**	**Kalınlık**	125 150 175 200	0,1 0,2 0,3	1,25 2,5
	İki katlı TiN-TiAlN	4 µm			
MF 	**PVD** 				

Tablo 2. Deneylerde kullanılan kesici takımlar ve kesme parametreleri

Deneylerde, iş parçalarından 75 mm uzunluğunda talaş kaldırılarak ölçüm yapılmıştır. Tornalama işlemelerinde aynı şartlarda iş parçalarını işlemek için her bir kesme deneyinde yeni bir kesici takım kullanılmıştır. Her bir tornalama işlemi sonrası tezgâh durdurularak kesme parametreleri değiştirilmiş ve her bir kesici takım formu için 24 adet deney yapılarak toplam 48 adet deney gerçekleştirilmiştir.

Takım tezgâhı ve kesme kuvvetlerinin ve yüzey pürüzlülüklerinin ölçülmesi

Deneylerde TC-35 JOHNFORD marka CNC torna tezgâhı kullanılmıştır. Kesme kuvvetleri, *KİSTLER 9275B* tipi dinamometre ile ölçülmüştür. Kesme kuvvetleri için kesme süresince elde edilen kuvvet değerlerinin ortalamaları alınmıştır. İşlenen parçaların yüzey pürüzlülüklerinin ölçülmesi için 9633 seri numaralı Mahr Perthometer M1 yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı kullanılmıştır. Yüzey üzerinden çevresel olarak rastgele seçilmiş 10 ölçüm

noktasından 5,6 mm ölçme boyunda ölçüm yapılarak bunların aritmetik ortalamaları alınmıştır.

Kalıntı gerilmelerin ölçülmesi ve tespiti

Kalıntı gerilmelerin belirlenmesinde $\sin^2 \psi$ metodu kullanılarak, X-Işını kırınımı tekniği tarafından ölçülmüştür. İşlenen parçalarda oluşmuş kalıntı gerilmelerinin ölçülmesi için X-Işını kırınım ölçüm cihazı (*SEIFERT XRD 3003 PTS*) kullanılmıştır. İşlenmiş her bir yüzey üzerinde özellikle de kesici takımın en fazla aşınma sürecine girdiği düşünülen iş parçasından ayrıldığı noktaya en yakın bölgeden üç ölçüm alınarak kalıntı gerilmeler ölçülmüştür. İş parçasında ölçülen kalıntı gerilme değerlerinin (hem çevresel hem de eksenel yönde) ortalamaları alınarak grafikler elde edilmiştir. İşleme sonucu oluşmuş kalıntı gerilme profillerinin derinliği, her bir iş parçasının yüzeyi üzerinden 5 µm ölçme boyunda alınmıştır. AISI 316L iş parçası malzemesi için X-ışın analizinde kullanılan parametreler Tablo 3'te verilmiştir.

Test Material (Test malzemesi)	Fe_{γ}	[Outeiro, 2006; Outeiro, 2002; M'Saoubi,1999]
Spot area (mm^2) yer alanı	1	[M'Saoubi,1999]
$1/2S_2$(MPa^{-1})	$6{,}531 \times 10^{-6}$	[M'Saoubi,1999]
$-S_1$ (MPa^{-1})	$1{,}429 \times 10^{-6}$	[M'Saoubi,1999]
Wavelength (dalga boyu)	Mn	[Outeiro, 2006; Outeiro, 2008; Outeiro, 2002; M'Saoubi,1999]
Radiation (radyasyon)	K_{α}	Outeiro, 2006; Outeiro, 2008; Outeiro, 2002; M'Saoubi,1999]
Filter (Filtre)	Cr	[Outeiro, 2006; Outeiro, 2002; M'Saoubi,1999]
Bragg angle 2θ (˚) bragg açısı	128,70˚	[Cullity, 1978]
Lattice planes (Kafes düzlemi)	(hkl)=(220)	[Cullity, 1978]
Young modul (Elastikiyet modülü) Gpa	196	[Outeiro, 2008]
Poisson's ratio	0,28	[Outeiro, 2008]

Tablo 3. X-ışın analizinde kullanılan parametreler

Mikrosertlik ölçümleri ve mikroyapı incelemeleri

Mikrosertlik ve mikroyapı deneylerinin yapılacağı numuneler, iş parçası üzerinde kalıntı gerilmelerin ölçüldüğü yere en yakın bölgeden 15 mm kalınlığında olacak şekilde tel

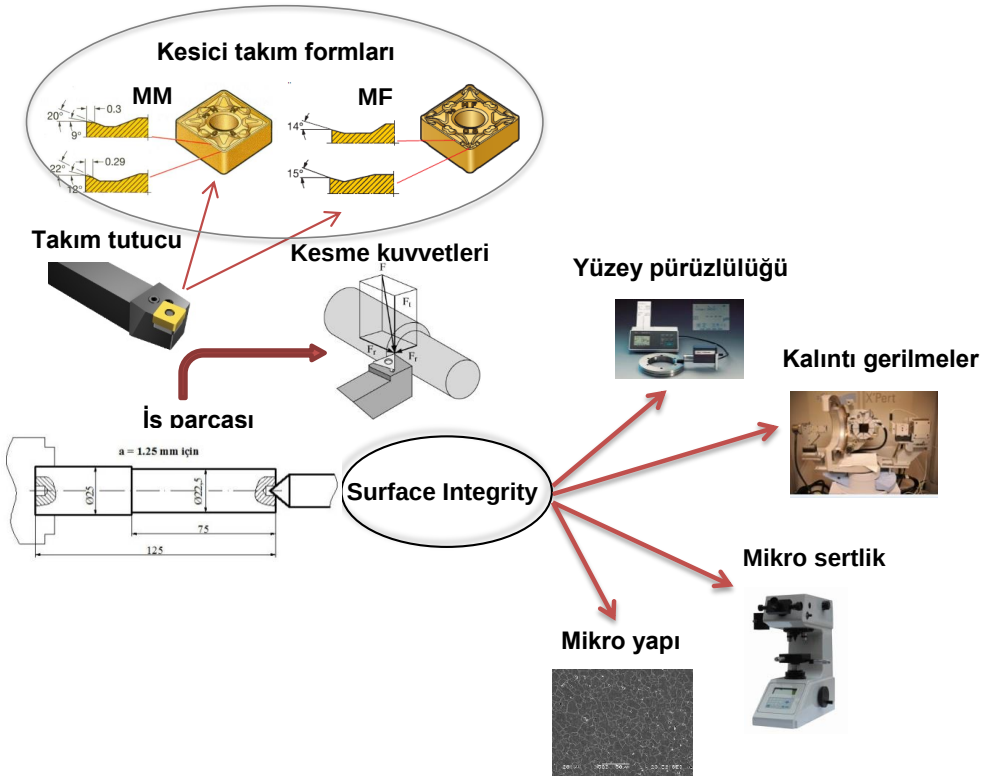
erozyonda kesilip hazırlanmıştır. Numunelerin metalografik çalışmaları 3 aşamada (zımparalama, parlatma ve dağlama) gerçekleştirilmiştir.

Mikrosertlik testi

Talaş kaldırma işlemi ile numunelerde oluşmuş sertliklerinin ölçülmesi için vickers sertlik testlerinin yapılabildiği *SHIMADZU HMV2* model mikrosertlik cihazı kullanılmıştır. Mikrosertlik deneyleri vickers sertlik ölçme yöntemiyle 0,5 kgf (4,903N) yük altında 5 saniye bekletilerek yapılmıştır. Mikrosertlik ölçümleri, her bir iş parçasının kalıntı gerilmelerin ölçüldüğü yere en yakın bölgeden 15 mm kalınlığında olacak şekilde tel erozyonda kesilip hazırlanmıştır. Hazırlanmış numuneler üzerinden işlenmiş yüzeyin kenarından ham malzemeye (iş parçası merkezine) doğru 0,1 artışlarla, 1,4 mm derinliğe kadar, çevresel olarak 120˚ olacak şekilde, 3 farklı noktadan ölçüm yapılarak aritmetik ortalamaları alınmıştır.

Mikroyapı analizi

İşleme sonucu oluşmuş mikroyapı karakterizasyon çalışmaları *Jeol JSM 6060LV* model Tarama Elektron Mikroskobu (SEM) ile yapılmıştır. Yapılan deneysel çalışmanın şekilsel özeti aşağıdaki Şekil 1.'de verilmiştir



Şekil 1. Deneysel çalışmanın şekilsel özeti

3. DENEY SONUÇLARI VE TARTIŞMA

CNC torna tezgâhında kesici takım formları ile kesme parametrelerindeki değişime bağlı olarak kesme deneyleri yapılmıştır. İşleme sırasında oluşmuş kesme kuvvetleri, işlenmiş parçalar üzerindeki yüzey pürüzlülükleri değerleri, işlenen parçalarda oluşmuş kalıntı gerilmeler ve işleme sonucu oluşmuş yüzey katmanlarının metalurjik yapısı; mikroyapısal değişiklikler belirlenerek ve mikrosertlikler ölçülerek bu değerler üzerine etkili parametrelerin ve bu parametrelerin birbirleriyle olan ilişkileri yorumlanmıştır.

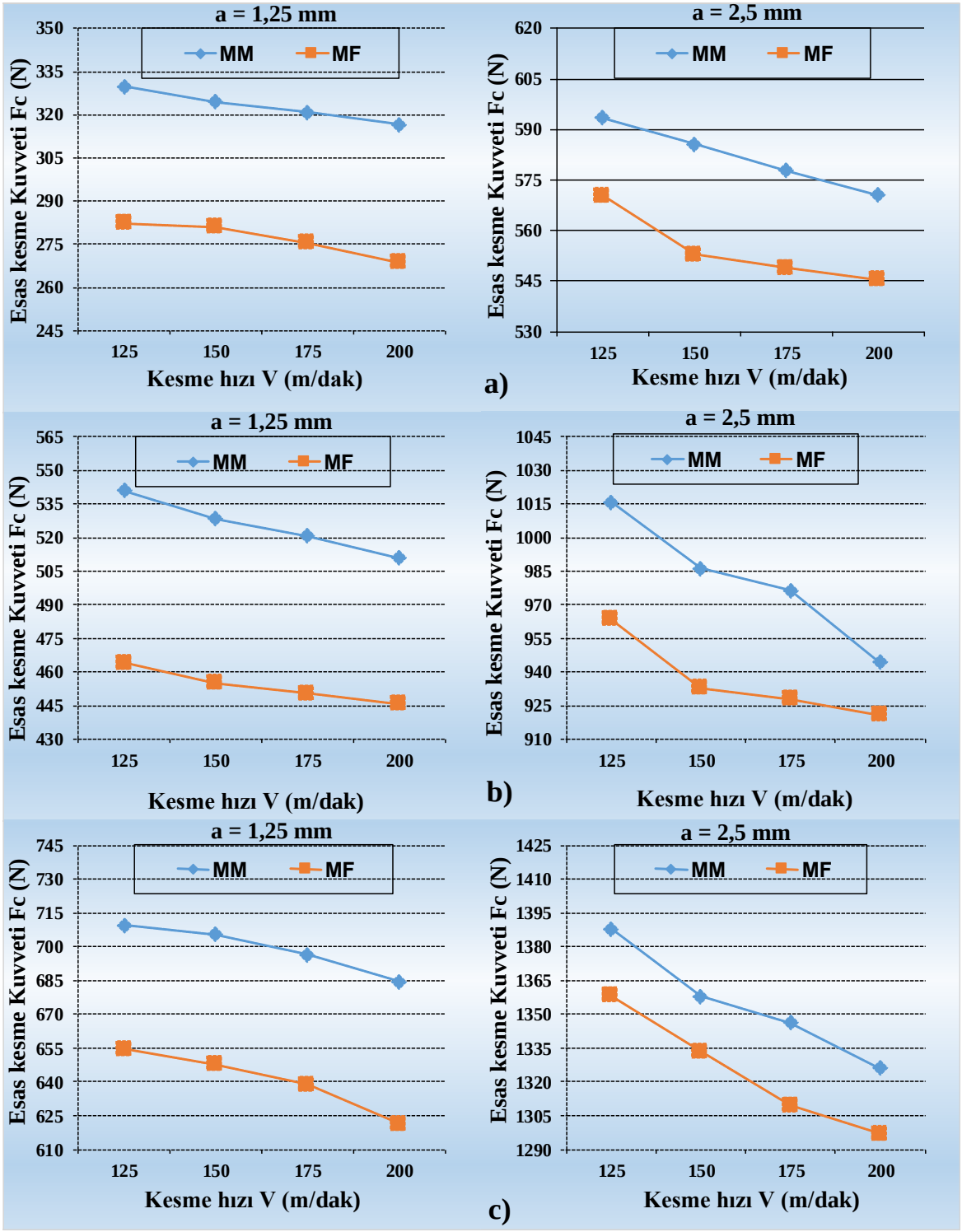
Esas kesme kuvvetinin (Fc) değerlendirilmesi

Kesici takım formu, kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliğine göre esas kesme kuvvetinindeki değişimler Şekil 2'de grafik olarak gösterilmiştir. GC1025 (PVD) kalitesinde MM/MF formlu kesici takımlarda kesici kenar düzlüğü ve talaş açısının [MM (0,30/9°)[1] - MF (0/14°)[1]] kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi değerlendirilmiştir. Şekil 2'deki grafiğe bakıldığında, genel olarak kesme derinliği ve ilerleme artığında esas kesme kuvvetinin arttığı, buna karşın kesme hızındaki artışla birlikte esas kesme kuvvetinin azaldığı söylenebilir. Ortaya çıkan bu durum her iki kesici takım formu içinde aynıdır. Bu durum literatürle paralellik arz etmektedir [Chen, 2000; Trent,1989; Şeker, 1997; Zhao, 2006]. Artan kesme hızı ile esas kesme kuvvetindeki düşüş sıcaklık artışı nedeniyle kesici takım talaş yüzeyindeki temas alanın azalması ve kısmen de akma bölgesinde (ikinci deformasyon bölgesi) kayma dayanımın azalması ile açıklanmıştır [Trent, 1989; Çiftçi, 2006]. Öte yandan kesme hızı artığında, kesici takım/talaş ara yüzeyindeki sıcaklık artacağından dolayı kesici takım/talaş ara yüzeyinde sürtünme katsayısı azalır bu da esas kesme kuvvetinin azalması ile sonuçlanır [Zhao, 2006]. İlerleme ve kesme derinliğinin artması ile esas kesme kuvvetinin artması beklenen bir durumdur [Şeker, 1997]. Ortaya çıkan bu durumu Kienzle'nin aşağıdaki eşitliğinden (Eş.1) açıklamak mümkündür. Kienzle'nin eşitliğinde;

$$Fc = Axks \tag{1}$$

Esas kesme kuvveti (*Fc*), talaş kesit alanı (A), özgül kesme direnci (ks) talaş kesiti "ilerleme × kesme derinliği" olarak ifade edildiğine göre ilerleme ve kesme derinliğinin artmasına bağlı olarak, talaş kesit alanı (A) artacağından esas kesme kuvvetinin de artması beklenen bir sonuçtur. Şekil 2'deki grafikler incelendiğinde; tüm işleme deneyleri için, en yüksek esas kesme kuvvetinin MM formlu kesici takımlarla, en düşük esas kesme kuvvetinin ise MF formlu kesici takımlarla elde edilmiştir.

[1] Bu ifadelerde ilk terim kesici kenar düzlüğünün ölçüsünü, ikinci terim talaş açısını ifade etmektedir.



Şekil 2. İki farklı kesici takım formu için kesme hızına bağlı olarak esas kesme kuvveti Fc (N) değişimi a) f=0,1 mm/dev b) f=0,2 mm/dev c) f=0,3 mm/dev

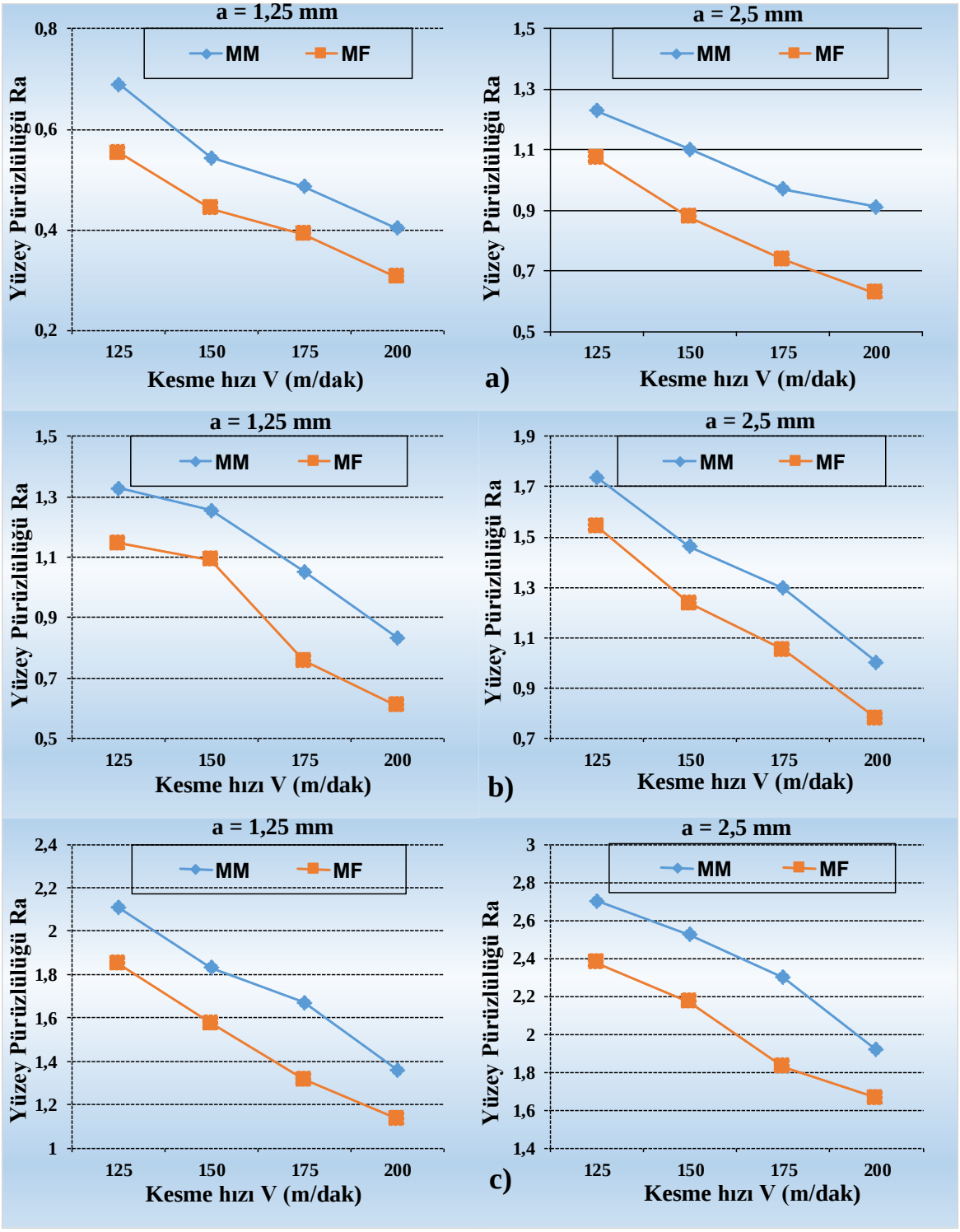
Bu durum en yüksek talaş açısına MF (14˚), en düşük talaş açısına MM (9°) (Tablo 2.) sahip olmasıyla açıklanmıştır. Talaş açısı artıkça kayma açısı da artar [Aslantaş, 2010; Shih, 1996; Moufki, 1998; Saglam, 2006]. Bundan dolayı küçük talaş açısı kayma düzlemi açısını

azalttırarak esas kesme kuvvetlerini artırırken, büyük talaş açısı ise kayma düzlemi açısını artırarak esas kesme kuvvetlerini azaltmaktadır. Aynı zamanda, talaş açısının artmasına bağlı olarak takım/talaş temas uzunluğu ve sürtünme kuvveti azalacağından ve buna bağlı olarak da talaş akışını kolaylaştıracağından esas kesme kuvvetleri de azalacaktır [Saglam, 2006; Günay, 2005; Günay, 2005; Günay, 2004]. Ayrıca, Tablo 2.'deki MM - MF formlu kesici takımların kesici kenar formlarına bakıldığında, MM formlu kesici takımın 0,30 mm kesici kenar düzlüğüne MF formlu kesici takımın ise keskin kesici kenar formuna sahip olduğu görülmektedir. Daha büyük kesici kenar düzlüğü talaş/takım temas alanını artırırken keskin kesici kenar ise talaş/takım temas alanını azaltmakta ve talaş akışını kolaylaştırmasına yardım etmektedir. Sonuç olarak MF formlu kesici takımın keskin kenar sayesinde, azalan talaş/takım temas uzunluğu ve talaş akışının kolaylaştırmasına yardım ederek esas kesme kuvvetleri ve ısı oluşumunun azalmasına yardımcı olur. İki farklı kesici takım formu içinde en düşük esas kesme kuvvetleri; kesme hızı 200 m/dak, ilerleme 0,1 mm/dev ve kesme derinliği 1,25 mm olduğunda, en yüksek esas kesme kuvvetleri ise; kesme hızı 125 m/dak, ilerleme 0,3 mm/dev ve kesme derinliği 2,5 mm olduğunda elde edilmiştir.

Yüzey pürüzlülüğünün değerlendirilmesi (Ra)

Kesme parametreleri ve kesici takım formuna [MM (0,30/9°) - MF (0/14°)] göre elde edilen ortalama yüzey pürüzlülük değerlerindeki (Ra) değişimler Şekil 3'te grafik olarak gösterilmiştir. Şekil 3'teki grafiklere bakıldığında kesme hızındaki artışa bağlı olarak yüzey pürüzlülüğünün azalma eğiliminde olduğu görülmektedir. Ortaya çıkan bu eğilim 2 farklı kesici takım formu içinde aynıdır. Bu düşme eğilimi beklenen bir eğilimdir. Yüzey pürüzlülüğünü iyileştirmek için kesme hızının arttırılması, literatürdeki en yaygın yöntemdir [Boothroyd, 1989; Shaw, 1989; De Garmo, 1997]. Kesme hızının artması ile iyileşen yüzey pürüzlülüğü, yüksek hızlarda artan sıcaklığa bağlı olarak, deformasyon işleminin kolaylaşması, iş parçası malzemesinin, kesici kenar ve burun yarıçapı çevresinde rahat bir şekilde deforme edilmesi ve bu yüksek sıcaklıklarda oluşan akma bölgesine bağlı olarak açıklanabilir. Aynı zamanda kolay deforme edilen malzemede işleme esnasında yırtılma olmadan şekillendirilebilmekte ve dolayısı ile iş parçası yüzey kalitesinde bir iyileşme gözlenmektedir [Gökkaya, 2004]. Bazı araştırmacılarda, kesme hızının artması ile yüzey pürüzlüğünün düşmesini, kesme hızını artması ile yığıntı talaş (BUE) oluşum eğilimin azalmasına bağlı olarak açıklamışlardır [Çiftçi, 2006; Munoz–Escalona, 1998; Thamizhmanii, 2007]. Yapılan deneylerde kesme derinliğindeki artışa bağlı olarak yüzey pürüzlülüğünün arttığı gözlenmiştir (Şekil 3). Kesme derinliğindeki artışa bağlı olarak, yüzey pürüzlülüğünün artması ise artan talaş kesit alanına atfedilmiştir. Yüzey pürüzlülüğü üzerinde ilerlemenin

etkisini değerlendirmek için Şekil 3'teki grafikler yorumlandığında, ilerleme artıkça yüzey pürüzlülüğü kötüleşmiştir.



Şekil 3. İki farklı kesici takım formu için kesme hızına bağlı olarak yüzey pürüzlülüğü Ra değişimi a) f=0,1 mm/dev b) f=0,2 mm/dev c) f=0,3 mm/dev

Bu durumu; ideal yüzey pürüzlülüğünün tahmininde kullanılan Eş. 2'den faydalanarak açıklamak mümkündür [Hagiwara, 2009].

$$Ra = \frac{0{,}0321 \times f^2}{r_\varepsilon} \quad (2)$$

(burada eşitlikte Ra: yüzey pürüzlülüğü, f: ilerleme (mm/dev), r_ε ise kesici takım burun yarıçapını (mm)) ifade etmektedir. Eş. 2'den ilerleme ve yüzey pürüzlülüğünün birbiriyle doğru orantılı olduğu görülmektedir. İlerleme değerinin değişimi yüzey pürüzlülüğünün değerini doğrudan etkilemektedir. Bundan dolayı ilerleme artıkça, yüzey pürüzlülüğü değeri de artacak dolayısıyla yüzey kalitesi de kötüleşecektir. Şekil 5.'teki grafiklere bakıldığında en iyi yüzey kalitesi MF formlu kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerde, en kötü yüzey kalitesi ise MM formlu kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerde görülmüştür. Deneylerdeki bütün kesme şartlarında, en iyi yüzey kalitesinin MF formlu kesici takımda, en kötü yüzey kalitesinin ise MM formlu kesici takımda görülmesi; MF formlu kesici takımın (14°) talaş açısına ve MM formlu kesici takım ise (9°) talaş açısına sahip olmasıyla (Tablo 2.) ilişkilendirilmiştir. Talaş açısı artıkça yüzey pürüzlülük değerlerinin düştüğü ve talaş açısı azaldıkça ise yüzey pürüzlülük değerlerinin arttığı bilinmektedir. Talaş açısının artması ile yığıntı talaş (BUE) oluşum eğilimi azalacağından ve bunu sonucu olarak kesici takım talaş yüzeyinde sürtünme katsayısı küçüleceğinden yüzey pürüzlülük değerleri azalır [Trent, 1989]. Talaş açısının küçülmesiyle artan temas alanı yüzey pürüzlülük değerlerinin artmasına sebep olur [Günay, 2007]. Ayrıca MF formlu kesici takımın MM formlu kesici takıma göre keskin kesici kenar formuna sahip olmasına ve MM formlu kesici takımın 0,30 mm kesici kenar düzlüğüne sahip olmasına (Tablo 2.) atfedilmiştir. Bu kesici kenar düzlüğü talaşın takımla sürtünme alanı artmasına katkıda bulunarak MM formlu kesici takımla elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerinin artmasına sebep olacağı düşünülmektedir. Aynı zamanda üretici firma tarafından iyi yüzey kalitesi elde etmek için MF formlu kesici takımı önermiş olması böyle bir kesici takımdan iyi bir yüzey kalitesi beklenir [Sandvik Coromant, 2010]. Deneylerde en düşük yüzey pürüzlülüğünün, kesme hızı 200 m/dak, ilerleme 0,1 mm/dev ve kesme derinliği 1,25 mm olduğunda MF formlu kesici takımlarla, en yüksek yüzey pürüzlülüğü ise kesme hızı 125 m/dak, ilerleme 0,3 mm/dev ve kesme derinliği 2,5 mm olduğunda MM formlu kesici takımlarla elde edilmiştir.

Kalıntı gerilmelerin değerlendirilmesi (Çevresel ve Eksenel yönde)

Deneyler sonucunda, uygulanan kesme parametrelerine ve İki farklı kesici takım formuna bağlı olarak çevresel ve eksenel yönde ölçülen kalıntı gerilme değerleri Şekil 4 – Şekil 5'te verilmiştir. Şekil 4 – Şekil 5'teki değerler incelendiğinde; tüm işleme deneyleri için işlenmiş yüzey üzerinde elde edilen kalıntı gerilmelerin, çekme kalıntı gerilmeleri şeklinde ve en yüksek çekme kalıntı gerilmelerin çevresel yönde en düşük çekme kalıntı gerilmelerin ise eksenel yönde gerçekleştiği görülmektedir. Konuyla ilgili önceki çalışmalarda da aynı eğilim

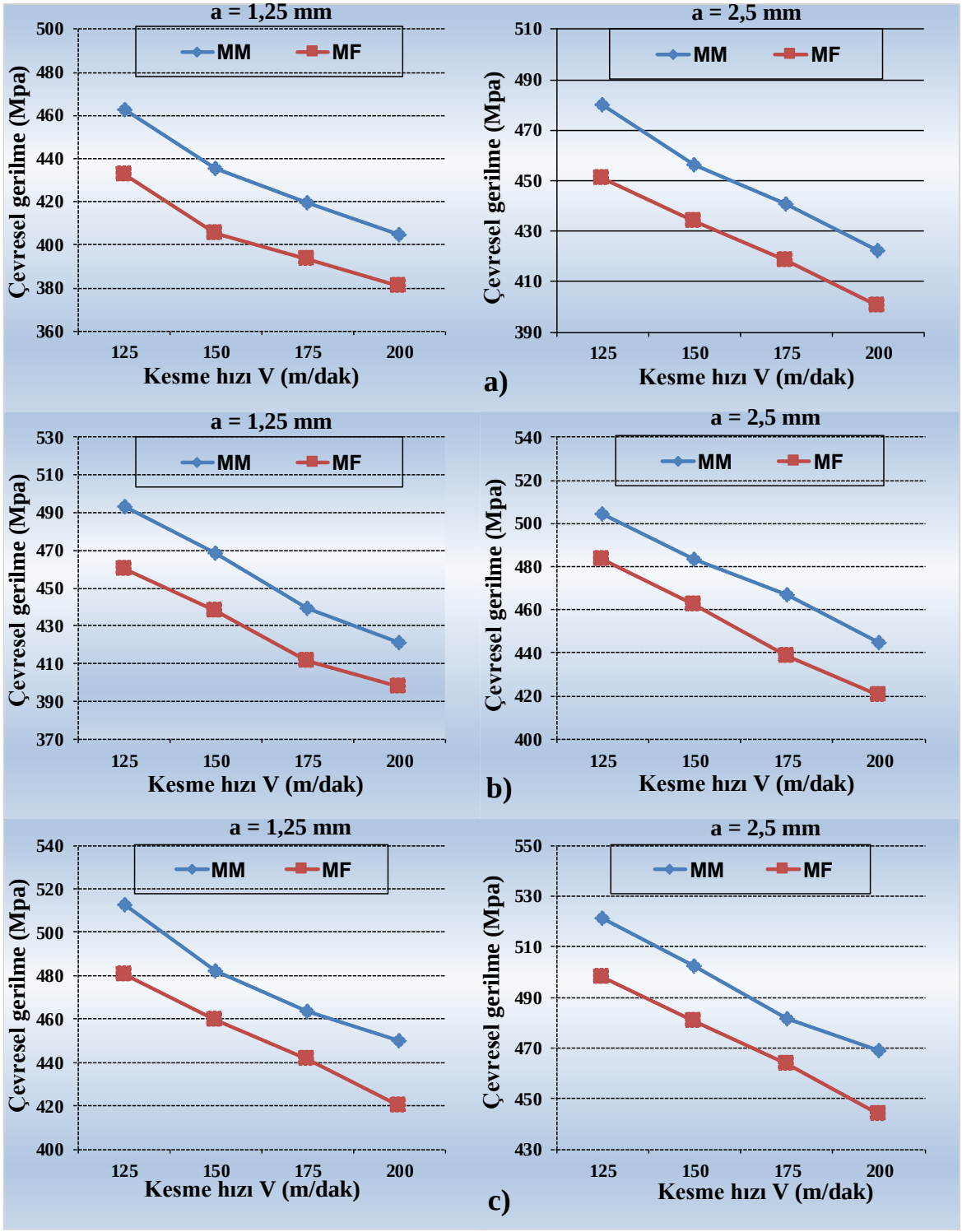
görülmüştür [M'Saoubi, 1999; Outeiro, 2006]. Östenitik paslanmaz çelikler; düşük ısı iletkenlikleri, yüksek çekme mukavemeti, yüksek süneklik ve yüksek çalışma sertleşmesi nedeniyle işlenmesi zor malzemeler olarak kabul edilirler [Outeiro, 2008; Outeiro, 2002; M'Saoubi, 1999 Outeiro, 2006; Maranhão, 2010]. Bu özellikler, yüksek kesme kuvvetleri, yüksek kesme sıcaklığı, hızlı takım aşınması, BUE oluşumu, kötü yüzey kalitesine ve talaş kırma zorluklarına neden olur [Maranhão, 2010]. Bu tür çeliklerde görülen çalışma sertleşmesi, mekanik değişimlere, işlenmiş yüzey üzerindeki çok yönlü davranışlara ve bu durum da düzensiz talaş tiplerine ve titreşimlere neden olmaktadır [M'Saoubi, 1999; Maranhão, 2010]. Östenitik paslanmaz çeliklerin düşük ısı iletkenliklerinden dolayı kesme bölgesinde ısı yoğunlaşmasına bağlı olarak işlenmiş yüzey üzerinde ve kesici kenar etrafında daha yüksek bölgesel sıcaklıklar görülebilir [Outeiro, 2008; Outeiro, 2002; M'Saoubi, 1999, Outeiro, 2006; Maranhão, 2010]. Sonuç olarak, östenitik paslanmaz çeliklerin işlenmesi sırasında oluşan yüksek kesme kuvvetleri ile birlikte işlenmiş yüzey üzerinde ve kesici kenar etrafına yüksek bölgesel sıcaklıklar, iş parçalarının işlenmiş yüzeylerinde yüksek çekme kalıntı gerilmelerine (bazı zamanlar 1000 MPa değerine kadar) sebep olur [Jacobus, 1999].

Çekme kalıntı gerilmeler

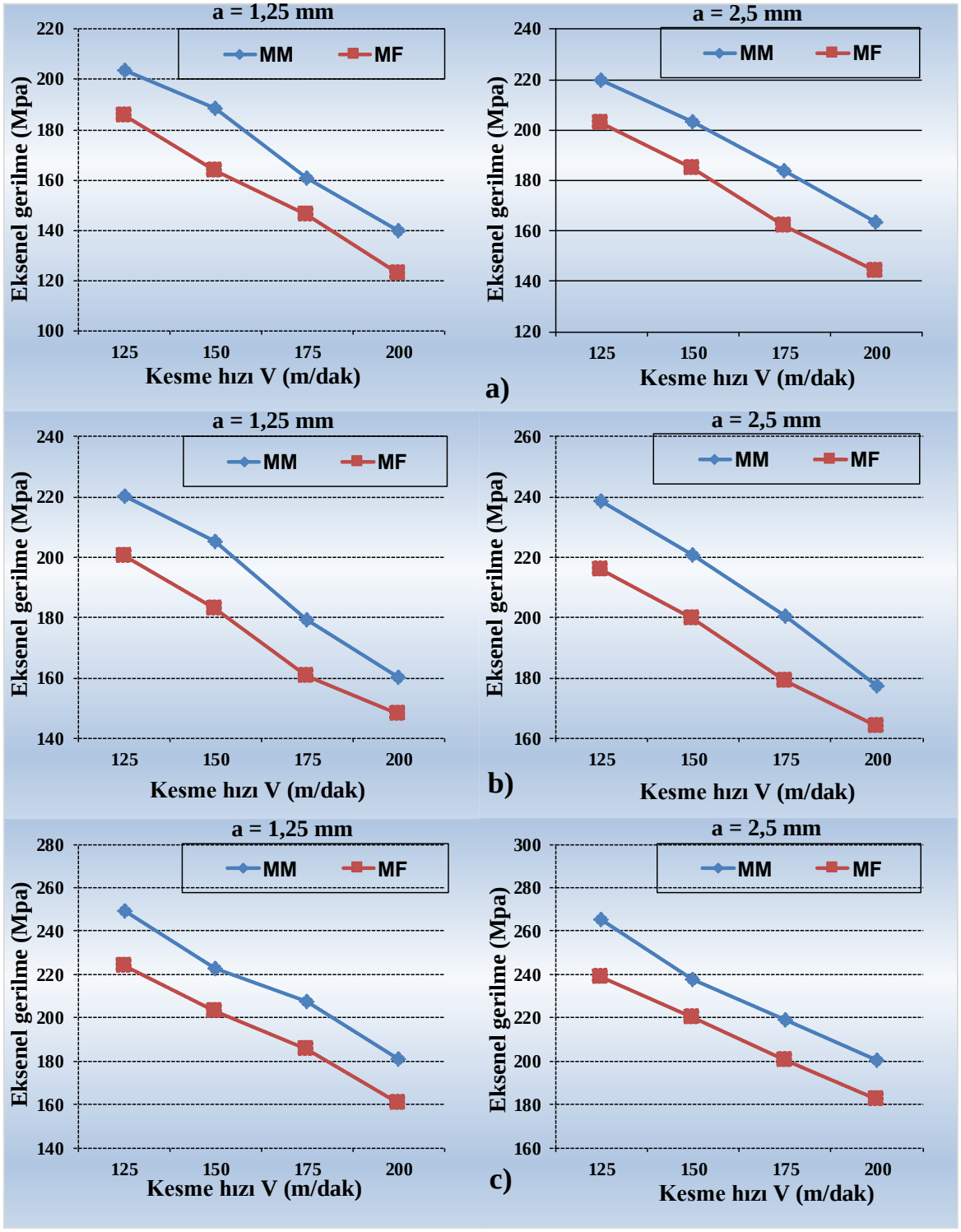
İki farklı kesici takım formuna ve kesme parametreleriene göre çekme kalıntı gerilmelerdeki (çevresel ve eksenel yönde) değişimler Şekil 4 – Şekil 5'te grafik olarak gösterilmiştir. Şekil 4 – Şekil 5'teki grafikler incelendiğinde; tüm işleme deneyleri için, en yüksek çekme kalıntı gerilmelerinin çevresel yönde en düşük çekme kalıntı gerilmelerin ise eksenel yönde gerçekleştiği görülmektedir. Konuyla ilgili önceki çalışmalarda da aynı eğilim görülmüştür [Outeiro, 2006; M'Saoubi, 1999]. Yapılan deneysel çalışmalarda, genel olarak kesme derinliği ve ilerleme artığında çekme kalıntı gerilmelerinin; (çevresel ve eksenel yönde) arttığı, buna karşın kesme hızındaki artışla birlikte çekme kalıntı gerilmelerinin (çevresel ve eksenel yönde) azaldığı görülmektedir (Şekil 4 – Şekil 5). Ortaya çıkan bu durum İki farklı kesici takım formu için de aynıdır. Kesme hızı artıkça çekme kalıntı gerilmeleri (çevresel ve eksenel yönde) azalmıştır. Konuyla ilgili önceki çalışmalarda da benzer sonuçlar ortaya çıkmıştı r[Outeiro, 2002; Kishawy, 1998; Liu, 1982]. Kesme hızının, kesme bölgesindeki sıcaklık üzerindeki etkisinden dolayı işleme sırasında kalıntı gerilmeler üzerinde de önemli bir etkiye sahiptir [Kishawy, 1998]. Yüksek kesme hızlarında yüksek enerji tüketimi sebebiyle daha yüksek ısı açığa çıkar. Kesme hızı artığında daha fazla ısı oluşmasına rağmen işlenmiş yüzeyde oluşan çekme kalıntı gerilmelerinin büyüklüğü azalmıştır. Benzer sonuçlar, Liu ve Barash tarafından düşük karbonlu çeliklerin işlenmesi sırasında düşük kesme hızlarında yüksek çekme kalıntı gerilmeleri elde ederek göstermişlerdir [Liu, 1982]. İşleme sırasında, oluşan ısının yaklaşık %10-15 kadarı iş parçasına transfer edilir [Liu, 1982; Sandvik

Coromant, 1994]. Yüksek kesme hızlarında işleme yapıldığında artan talaş hızına paralel olarak iş parçasına transfer olan ısı miktarı azalır [Liu, 1982]. Kesme hızındaki artışa bağlı olarak çekme kalıntı gerilmelerindeki bu düşüş tamamen iş parçasına transfer olan ısının miktarına bağlı olarak termal yüklerin azalmasıyla alakalıdır. İlerleme miktarı arttıkça çekme kalıntı gerilmeleri de (çevresel ve eksenel yönde) artmıştır. Bu durum literatürle paralellik arz etmektedir [Outeiro, 2002; Matsumoto, 1999; Sharman, 2006]. İlerleme miktarı, kalıntı gerilme profilinin biçimi üzerinde güçlü bir etkiye sahiptir. İlerleme miktarı arttıkça, artan talaş kesiti kesme kuvvetlerini de artırır. Daha yüksek ilerleme miktarının kesme kuvvetlerinin artmasına neden olmasından dolayı gerekli enerji ihtiyacı da artar. Söz konusu bu durum, ilerleme miktarının artması plastik deformasyon için gerekli enerji miktarını artıracağından ve bu enerji ısı enerjisi olarak açığa çıkacağından artan ısı ve mekanik yüklerle birlikte yüzeyde çekme kalıntı gerilmelerinin (çevresel ve eksenel yönde) artmasına sebep olmuştur (Şekil 6 - Şekil 7). Şekil 4 - Şekil 5'teki grafikler incelendiğinde kesme derinliği artıkça çekme kalıntı gerilmelerinin (çevresel ve eksenel yönde) artığı görülmektedir. Ama bu etki kesme hızı ve ilerlemenin etkisi kadar belirgin olmamıştır. Literatüre bakıldığında benzer sonuçlar görmek mümkündür [Dahlman, 2004; Sasahara, 2004; Gunnberg, 2006]. Tüm işleme deneyleri için, en yüksek çekme kalıntı gerilmeleri MM formlu kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerden, en düşük çekme kalıntı gerilmeleri ise MF formlu kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerden elde edilmiştir. Bu kesici takımlara ait talaş açılarına bakıldığında en yüksek talaş açısına MF (14°), en düşük talaş açısına MM (9°) sahip olduğu görülmektedir (Tablo 2.). Talaş açısı artıkça kayma açısı da artar [Aslantaş, 2010; Shih, 1996; Moufki, 1998; Saglam, 2006]. Kayma açısı arttığında metalin plastik deformasyonu daha kısa bir kayma düzlemi boyunca gerçekleşeceğinden kayma düzleminde oluşan ısı azalır. Aynı zamanda, talaş açısının artmasına bağlı olarak takım/talaş temas uzunluğu ve sürtünme kuvveti azalacağından buna bağlı olarak da talaş akışını kolaylaştıracağından kesme kuvvetleri de azalacaktır [Saglam, 2006; Günay, 2005; Günay, 2005; Günay, 2004]. Azalan bu mekanik ve termal yükler iş parçasının yüzeyinde termal ve mekanik etkiyi azaltarak çekme kalıntı gerilmelerinin azalmasına sebep olacaktır. Ayrıca MM formlu kesici takımlarla elde edilen çekme kalıntı gerilmelerin MF formlu kesici takımlara göre yüksek çıkmasının sebebi MM formlu kesici takımın 0,30 mm kesici kenar düzlüğüne ve MF formlu kesici takımında keskin kesici kenar formuna sahip olmasına (Tablo 2.) atfedilmiştir. Bu kesici kenar düzlüğü talaş/takım temas alanını artırırken keskin kesici kenar ise talaş/takım temas alanını azaltmakta ve talaş akışını kolaylaştırmasına yardım etmektedir. Böylelikle MF formlu kesici takımın keskin kenar sayesinde, azalan talaş/takım temas uzunluğu ve talaş akışının kolaylaştırmasına yardım ederek kesme kuvvetleri ve ısı oluşumunun azalmasına yardımcı olur. Sonuç olarak azalan termal ve mekanik yükler en düşük çekme kalıntı gerilmelerin MF formlu kesici takımlarla

işlenmiş yüzeylerde en yüksek çekme kalıntı gerilmelerin ise MM formlu kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerde oluşmasına sebep olacağı düşünülmektedir.



Şekil 4. İki farklı kesici takım formu için kesme hızına bağlı olarak Çevresel Gerilme (MPa) değişimi a) f=0,1 mm/dev b) f=0,2 mm/dev c) f=0,3 mm/dev



Şekil 5. İki farklı kesici takım formu için için kesme hızına bağlı olarak Eksenel Gerilme (MPa) değişimi a) f=0,1 mm/dev b) f=0,2 mm/dev c) f=0,3 mm/dev

En düşük çekme kalıntı gerilmeleri (çevresel ve eksenel); kesme hızı 200 m/dak, ilerleme 0,1 mm/dev ve kesme derinliği 1,25 mm olduğunda, en yüksek çekme kalıntı gerilmeleri (çevresel ve eksenel) ise; kesme hızı 125 m/dak, ilerleme 0,3 mm/dev ve kesme derinliği 2,5 mm olduğunda elde edilmiştir.

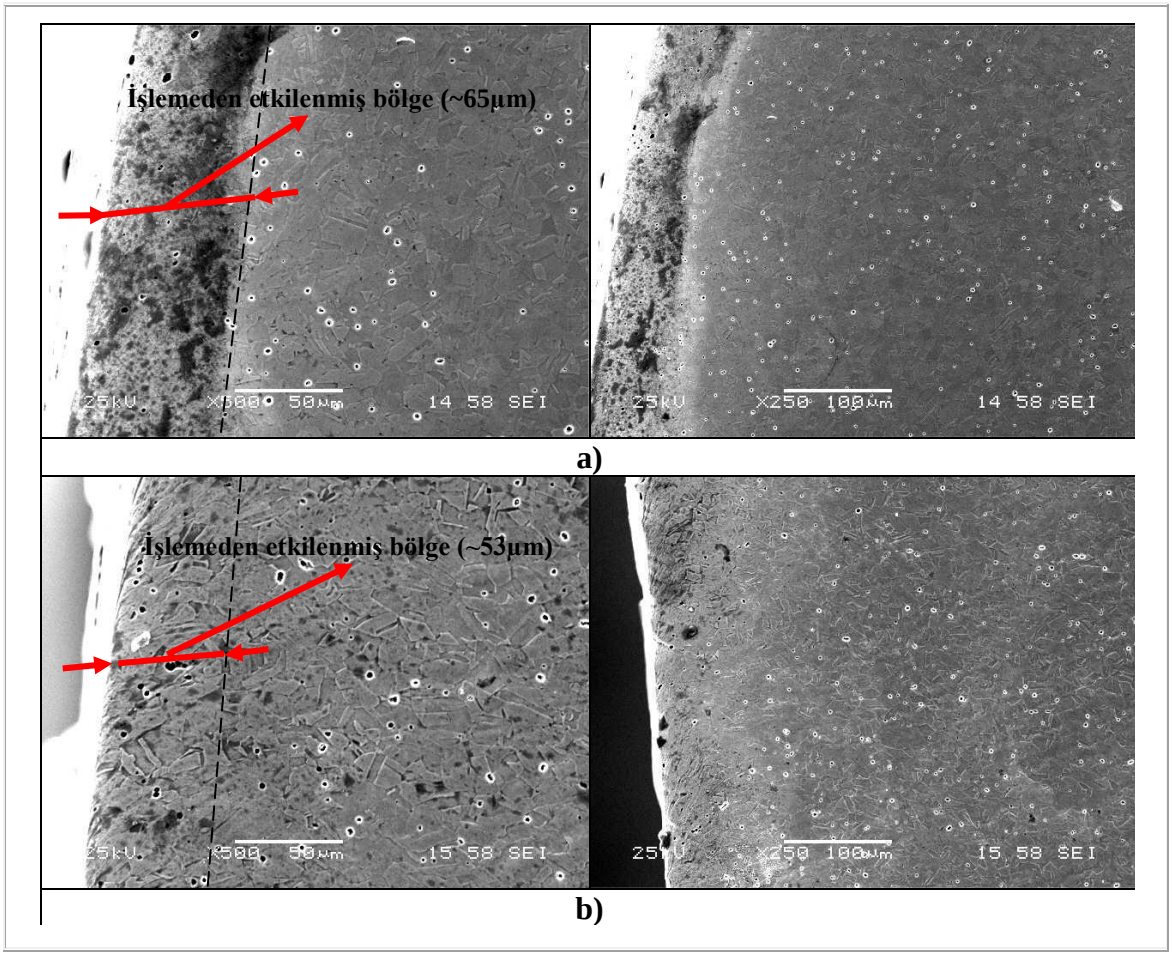
Mikroyapı İncelemelerinin Değerlendirilmesi

Yüzey bütünlüğünü oluşturan en önemli parametrelerden biri de mikroyapı değişikliğidir [Devillez, 2011; Bosheh, 2006;Jawahir, 2011; Barbacki, 2003]. Genellikle, tornalama işlemi esnasındaki plastik deformasyon işlenmiş yüzey ve yüzey altı katmanında mikroyapı değişikliğine neden olur [Barbacki, 2003; Ulutan, 2011; Ezugwu, 1999]. İşleme operasyonları sırasında iş parçası malzemeleri, termal ve mekanik yüklere ve kimyasal etkilere maruz kalmaktadır. Malzemenin mikroyapı değişiklikleri, faz dönüşümleri ve plastik deformasyonlarının ana nedenleri, termal ve mekanik etkilerdir [Ulutan, 2011; Yang, 1999]. Bir işleme sürecinde kesme kuvvetlerinin neden olduğu mekanik yükler ve yüksek sıcaklıklar işlenmiş yüzey altında homojen olmayan plastik deforme edilmiş bir katman oluşturur [Field, 1971; Kishawy, 2001].

Mikroyapı değişimleri

İşlenmiş yüzey altında oluşan mikroyapı değişikliğini görmek için kesme kuvvetlerin ve kalıntı gerilmelerin en yüksek çıktığı (V=125 m/dak, f=0,3 mm/dev ve a=2,5 mm) kesme parametrelerinde işlenmiş iş parçaları seçilmiştir. İki farklı kesici takım formuna ve belirlenen parametrelere bağlı olarak işlenmiş yüzeylerin altında oluşmuş mikroyapı değişikleri Resim 1.'de gösterilmiştir. Tornalama işlemi neticesinde oluşmuş yüzey altındaki mikroyapı değişimlerinin SEM görüntüleri (Resim 1.) incelendiğinde işlenmiş yüzey altında deformasyona uğramış bölgede bir mikroyapı değişikliği görülmektedir. Konuyla ilgili önceki çalışmalarda da benzer sonuçlar ortaya çıkmıştır Field, 1971; Devillez, 2011; Ezugwu, 1999; Che-Haron, 2001; Che-Haron, 2005; Sharman, 2004]. İşlenmiş yüzey altındaki mikroyapı değişimi görmek için, MM ve MF formlarına sahip kesici takımlar birbirleriyle karşılaştırılmıştır (Resim 1). Resim 1'e bakıldığında en fazla deformasyondan etkilenmiş bölgenin MM(~65µm) formuna sahip kesici takımın oluşturduğu en az deformasyondan etkilenmiş bölgenin ise MF(~53µm) formlu kesici takımın oluşturduğu görülmektedir. Bu durum kesici takımların sahip olmuş oldukları talaş açılarıyla ilişkilendirilebilir (Tablo 2). Talaş açısının azalmasına bağlı kayma açısı azalacağından [Aslantaş, 2010; Shih, 1996; Moufki, 1998; Saglam, 2006], takım/talaş temas uzunluğu ve sürtünme kuvveti artacağından [Saglam, 2006; Günay, (2005; Günay, 2005; Günay, 2004], iş parçasına iletilen ısı miktarı da artacaktır. Ayrıca, MM formlu kesici takımla elde edilmiş kesme kuvvetleri MF formlu kesici takımla elde edilmiş olan kesme kuvvetlerinden daha yüksek çıkmıştır (Şekil 2). MM formlu kesici takımla oluşan plastik deformasyonda hem mekanik yüklerin hem de termal yüklerin yüksek olması işlenmiş yüzey altında daha fazla bir deformasyon bölgesi oluşturmuştur. Tablo 2'ye bakıldığında MM formlu kesici takımın 0,30 mm kesici kenar düzlüğüne ve MF formlu kesici takımında keskin kesici kenar formuna sahip olduğu görülmektedir. Bu kesici kenar düzlüğü talaş/takım temas alanını artırırken keskin kesici kenar ise talaş/takım temas alanını azaltmakta ve talaş akışını

kolaylaştırmasına yardım etmektedir. Böylelikle MF formlu kesici takımın keskin kenar sayesinde, azalan talaş/takım temas uzunluğu ve talaş akışının kolaylaştırmasına yardım ederek kesme kuvvetleri ve ısı oluşumunun azalmasına yardımcı olur. Sonuç olarak azalan termal ve mekanik yükler en az deformasyondan etkilenmiş bölgenin MF formlu kesici takımla işlenmiş yüzey altında en fazla deformasyondan etkilenmiş bölgenin ise MM formlu kesici takımla işlenmiş yüzey altında oluşmasına sebep olacağı düşünülmektedir.

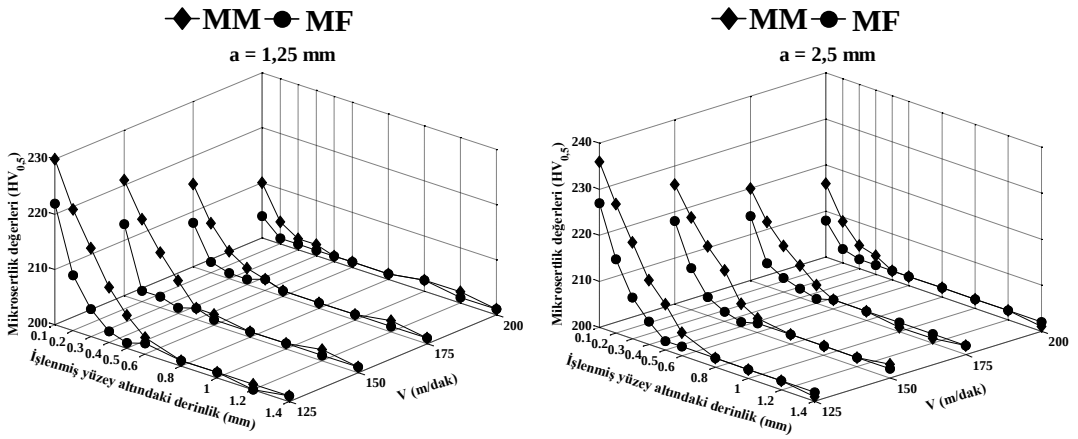


Resim 1. V=125 m/dak, f=0,3 mm/dev ve a=2,5 mm kesme parametrelerinde iki farklı kesici takım formuna bağlı olarak işlenmiş yüzey altındaki mikroyapı değişimlerinin SEM görüntüleri a) MM Formu b) MF Formu

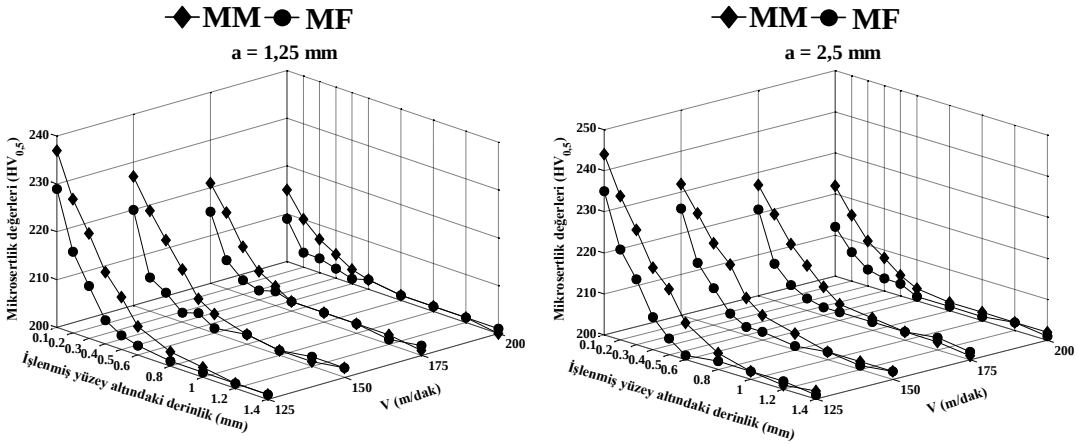
Mikrosertlik ölçümlerinin değerlendirilmesi

Deneyler sonucunda, uygulanan kesme parametrelerine (kesme hızı, ilerleme, kesme derinliği) ve İki farklı kesici takım formuna bağlı olarak ölçülen mikrosertlik değerleri (HV0,5) Şekil 6'da verilmiştir. Şekil 6'daki grafikler incelendiğinde; tüm işleme deneyleri için, işlenmiş yüzeyin hemen altında deformasyona uğramış yerden deformasyona uğramamış malzemeye (bulk material) doğru gidildikçe mikrosertlik değerlerinin azalıp malzemenin ortalama sertlik değerine (202±3) ulaştığı gözlenmiştir. Konuyla ilgili önceki çalışmalarda da aynı eğilim

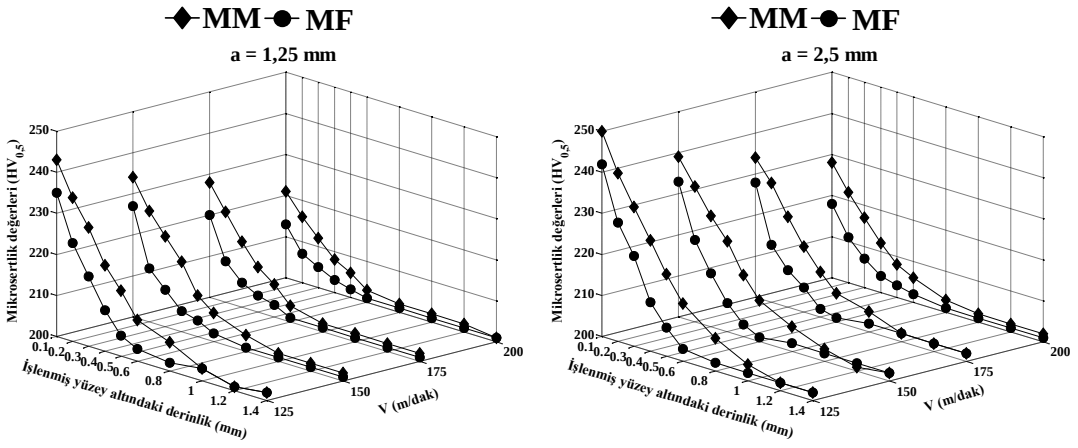
görülmüştür Devillez, 2011; Bosheh, 2006; Ulutan, 2011; Ezugwu, 1999; Che-Haron, 2001; Che-Haron, 2005; Pawade, 2008; Coelho, 2004]. Araştırmacılar, işlemeden sonra işlenmiş yüzeye en yakın bölgede en yüksek sertlik değerini elde edilmesinin sebebi plastik deformasyona bağlı olarak bir çalışma sertleşmesinden (work-hardening) kaynaklandığını vurgulamıştır Ulutan, 2011; Che-Haron, 2001; Che-Haron, 2005; Pawade, 2008; Coelho, 2004]. Literatürde, işlenmiş yüzey altında deformasyonların sebep olduğu işlemeye karşılık olarak kolayca bir çalışma sertleşmesi katmanı şekillenebileceği ifade edilmiştir [Ulutan, 2011]. MM ve MF formlu kesici takımlar birbirleriyle karşılaştırıldığında (Şekil 6) en yüksek mikrosertlik değerleri MM formuna sahip kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerin altında oluştuğu görülmektedir. Bu kesici takımlara ait talaş açılarına bakıldığında en yüksek talaş açısına MF (14°) formuna sahip kesici takımda, en düşük talaş açısının ise MM (9°) formuna sahip kesici takımda (Tablo 2.) olduğu görülmektedir. Talaş açısının azalmasına bağlı kayma açısı azalacağından [Aslantaş, 2010; Shih, 1996; Moufki, 1998; Saglam, 2006], takım/talaş temas uzunluğu ve sürtünme kuvveti artacağından [Saglam, 2006; Günay, 2005; Günay, 2005; Günay, 2004] kesme kuvvetleri ve iş parçasına iletilen ısı miktarı da artacaktır. Yukarıda bahsedildiği gibi talaş açısının azalmasıyla plastik deformasyon sürecinde hem termal hemde mekanik yüklerin artmasıyla işlenmiş iş parçası yüzeyi altında deformasyondan etkilenmiş bölgenin artmasına sebep olacaktır. MM formlu kesici takımla oluşan plastik deformasyonda hem mekanik yüklerin hem de termal yüklerin yüksek olması işlenmiş yüzey altında daha fazla bir deformasyon bölgesi oluşturmuştur. Aynı zamanda en fazla deformasyondan etkilenmiş bölgenin MM formuna sahip kesici takımla işlenmiş yüzeyin altında, en az deformasyondan etkilenmiş bölgenin ise MF formuna sahip kesici takımla işlenmiş yüzeyin altında görülmesinin sebebi MM formlu kesici takımın 0,30 mm kesici kenar düzlüğüne ve MF formlu kesici takımında keskin kesici kenar formuna sahip olmasına (Şekil 4.1) atfedilmiştir. Bu kesici kenar düzlüğü talaş/takım temas alanını artırırken keskin kesici kenar ise talaş/takım temas alanını azaltmakta ve talaş akışını kolaylaştırmasına yardım etmektedir. Böylelikle MF formlu kesici takımın keskin kenarı sayesinde, azalan talaş/takım temas uzunluğu ve talaş akışının kolaylaştırmasına yardım ederek kesme kuvvetleri ve ısı oluşumunun azalmasına yardımcı olur. Azalan termal ve mekanik yükler sayesinde en az deformasyondan etkilenmiş bölgenin MF formlu kesici takımla işlenmiş yüzeyin alında, en fazla deformasyondan etkilenmiş bölgenin ise MM formlu kesici takımla işlenmiş yüzeyin altında oluşmasına sebep olacağı düşünülmektedir. Sonuç olarak deformasyon miktarının artış veya azalışına bağlı olarak en düşük mikrosertlik değeri işlenmiş yüzey altında en az deformasyon oluşturan MF(~53µm) formlu kesici takımda en yüksek mikrosertlik değeri ise en fazla deformasyon oluşturan MM(~65µm) formuna sahip kesici takımda elde edilmiştir (Resim 1.).



a)



b)



c)

Şekil 7. İki farklı kesici takım formu için kesme hızına bağlı olarak Mikrosertlik ($HV_{0,5}$) değişimi a) f=0,1 mm/dev b) f=0,2 mm/dev c) f=0,3 mm/dev

Literatürde yapılan çalışmalarda da en yüksek mikrosertlik değerini işlenmiş yüzey altında mikroyapının en fazla deformasyona uğradığı yerde en düşük mikrosertlik değerini ise en az

deformasyona uğramış yerde elde ettiğini ifade edilmiştir [Che-Haron, 2001; Che-Haron, 2005].

4. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada AISI 316L östenitik paslanmaz çeliğin işlenmesinde kesici takım formu ve kesme parametrelerinin yüzey bütünlüğü üzerine etkileri deneysel olarak araştırılmış ve yapılan çalışmalardan elde edilen bulgular değerlendirilerek, aşağıda maddeler halinde özetlenen sonuçlar elde edilmiştir:

- En iyi yüzey kalitesinin MF formuna sahip kesici takımlarla, en kötü yüzey kalitesinin ise MM formuna sahip kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerden elde edilmiştir. En yüksek çekme kalıntı gerilmeleri (çevresel ve eksenel yönde) MM formuna sahip kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerde, en düşük çekme kalıntı gerilmeleri (çevresel ve eksenel yönde) ise MF formuna sahip kesici takımlarla işlenmiş yüzeylerde görülmüştür.

- Işlenmiş yüzey altındaki en fazla deformasyon MM(~65µm) formuna sahip kesici takımla, işlenmiş yüzey altındaki en az deformasyon ise MF(~53µm) formlu kesici takımla işlenmiş yüzey altında oluştuğu görülmüştür. En düşük mikrosertlik değleri işlenmiş yüzey altında en az deformasyon oluşturan MF formuna sahip kesici takımlarla, en yüksek mikrosertlik değerleri ise işlenmiş yüzey altında en fazla deformasyon oluşturan MM formuna sahip kesici takımlarla elde edilmiştir

- Bütün kesme şartlarında, kesme derinliği ve ilerleme değeri arttığında yüzey bütünlüğünün kötüleştiği, buna karşın kesme hızındaki artışla birlikte yüzey bütünlüğünün iyileştiği görülmüştür.

- Kesici takım formları karşılaştırıldığında en iyi yüzey bütünlüğü sonuçları MF formlu kesici takımlarla, en kötü yüzey bütünlüğü sonuçları ise MM formlu kesici takımlarla elde edilmiştir. Talaş açısı artıkça yüzey bütünlüğü iyileşmiştir.

- En iyi yüzey bütünlüğü kesme hızı 200 m/dak, ilerleme 0,1 mm/dev ve kesme derinliği 1,25 mm olduğunda, en kötü yüzey bütünlüğü ise kesme hızı 125 m/dak, ilerleme 0,3 mm/dev ve kesme derinliği 2,5 mm olduğunda elde edilmiştir.

5. TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu çalışmanın gerçekleşmesinde finansman desteği sağlayan Gazi Üniversitesi Bilimsel Araştırma projelerine (Proje kodu: 07/2009–33) ve X- ışın kırınımı tarafından ölçülen kalıntı gerilme analiz ölçümleri için Atılım üniversitesi “Metal şekilllendirme mükemmeliyet merkezine” teşekkür eder.

KAYNAKLAR

1. **Lucca, D.A., Brinksmeier, E., Goch, G.** (1998), “Progress in assessing surface and subsurface integrity”, Annals of the ClRP, Vol. 47 No 2, pp 669-693.
2. **Field, M., Kahles, J.F.** (1964), “The surface integrity of machined and ground high strength steels”, DMIC Report, Vol. 210, pp 54-77
3. **Saini, S., Ahuja, I.S, Sharma V.S.** (2012), “The effect of cutting parameters on surface integrity in hard turning”, Applied Mechanics and Materials, vol. 110, No 116, pp 751-757.
4. **Field, M., Kahles, J. F.** (1971), “Review of Surface integrity of machined components”, Annals of the CIRP, Vol. 20 No 2, 153-163.
5. **Alexander, D., Bernardo, L., David, J., Escobar, Maria, D.** (2010), “Effect of the variation of cutting parameters in surface integrity in turning processing of an AISI 304 austenitic stainless steel”, Technical contribution to the First International Brazilian Conference on Tribology, Brazil, pp. 434-446.
6. **Javidi, A., Rieger U., Eichlseder W.** (2008), “The effect of machining on the surface integrity and fatigue life (Technical note)”, International Journal of Fatigue, Vol. 30, pp 2050-2055.
7. **Smith, S., Melkote, S.N., Lara-Curzio, E., Watkins T.R., Allard, L., Riester, L.** (2007), “Effect of surface integrity of hard turned AISI 52100 steel on fatigue performance”, Materials Science and Engineering, Vol. 459, pp. 337-346.
8. **Shi, J., Liu Richard, C.** (2010), “Two-step cutting for improving surface integrity and rolling contact fatigue performance of hard machined surfaces”, Materials and Manufacturing Processes, Vol.25, pp. 495-502.
9. **Choi, Y.** (2015), “Influence of feed rate on surface integrity and fatigue performance of machined surfaces”, International Journal of Fatigue, Vol. 78, pp. 46–52.
10. **Bordin, A., Bruschi, S., Ghiotti, A.** (2014), “The effect of cutting speed and feed rate on the surface integrity in dry turning of CoCrMo alloy”, 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI), Procedia CIRP, Vol.13, pp. 219-224.
11. **Chaudhari R.G., Hashimoto F.** (2016), “Process controls for surface integrity generated by hard turning” 3rd CIRP Conference on Surface Integrity (CIRP CSI), Procedia CIRP, Vol. 45, pp. 15-18.

12. **Abboud E., Attia H. Shi, B., Damir, A., Thomson, V., Mebrahtu Y.** (2016), "Residual stresses and surface integrity of Ti-alloys during finish turning –guidelines for compressive residual stresses", 3rd CIRP Conference on Surface Integrity (CIRP CSI), Procedia CIRP Vol. 45, pp. 55-58.
13. **Sharman, A.R.C. Hughes, J.I., Ridgway, K.** (2015), "The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 216, pp. 123-132.
14. **Marques, A., Guimarães, C., Batista da Silva, R., Fonseca, M. da P. C. Sales, W. F., Machado, Á. R.** (2016). "Surface Integrity Analysis of Inconel 718 after Turning with Different Solid Lubricants Dispersed in Neat Oil Delivered by MQL", Procedia Manufacturing, Vol. 5, pp. 609–620.
15. **Iturbe, A., Hormaetxe, E. Garay, A., Arrazola, P.J.** (2016), "Surface integrity analysis when machining Inconel 718 with conventional and cryogenic cooling", 3rd CIRP Conference on Surface Integrity (CIRP CSI), Procedia CIRP, Vol 45, pp. 67-70.
16. **Devillez, A., Coz, G.L., Dominiak, S., Dudzinski, D.** (2011), "Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 211, pp. 1590-1598
17. **Yao, C., Lin, J., Wu, D., Ren, J.** (2017), "Surface integrity and fatigue behavior when turning ɣ-TiAl alloy with optimized PVD-coated carbide inserts", Chinese Journal of Aeronautics, https://doi.org/10.1016/j.cja.2017.06.002.
18. **Liu, G., Huang, C., Zou B., Wang, X., Liu, Z.** (2016), "Surface integrity and fatigue performance of 17-4PH stainless steel after cutting operations", Surface & Coatings Technology, Vol. 307, pp. 182-189.
19. **Bordina, A., Bruschia, S., Ghiottia, A.** (2014), "The effect of cutting speed and feed rate on the surface integrity in dry turning of CoCrMo alloy", 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI), Procedia CIRP Vol.13, pp. 219-224.
20. **Pretorius, C.J., Soo, S. L., Aspinwall, D. K., Harden, P. M. M'Saoubi, Rachid, Mantle, A. L.** (2015), "Tool wear behaviour and workpiece surface integrity when turning Ti– 6Al–2Sn–4Zr–6Mo with polycrystalline diamond tooling", CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 64, pp. 109-112.
21. **Gurbuz, H.** (2012), "AISI 316l Çeliğin İşlenmesinde Kesici Takım Geometrisi ve Kaplama Tiplerinin Yüzey Bütünlüğü Üzerindeki Etkilerinin Araştırılması", Doktora Tezi, Gazi Üniversitesi, Türkiye, Sf.1-179.
22. **Gürbüz H., Şeker, U., Kafkas F.** (2017), "Investigation of effects of cutting insert rake face forms on surface integrity", The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 90, No. 9-12, pp. 3507-3522.
23. **ISO 3685,** (1993), "Tool-life testing with single-point turning tools", pp.1-12.

24. **Sandvik Coromant,** (2010), “Sipariş Katoloğu- Sandvik Coromanttan Kesici Takımlar 2009”, C-2900:8 AB Sandvik Coromant, İsveç, A123.
25. **Sandvik Coromant,** (2010), “Teknik Kılavuz”, C-2900:7 AB Sandvik Coromant, İsveç A101, pp.103-105.
26. **Sandvik Coromant El Kitabı,** (2005), “Talaşlı İmalat Teknolojisi Teknik Kılavuzu”, C-2900:3 AB Sandvik Coromant, İsveç, A73.
27. **Outeiro, J.C., Dias A.M., Jawahir I.S.** (2006), “On the effects of residual stresses induced by coated and uncoated cutting tools with finite edge radii in turning operations”, Annals of the CIRP, Vol. 55, No. 1, pp. 111-116.
28. **Outeiro, J.C., Pina, J.C., M’Saoubi, R., Pusavec, F., Jawahir, I.S.** (2008), “Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials”, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 57, pp. 77-80.
29. **Outeiro, J.C., Dias, A.M., Lebrun, J.L., Astakhov, V.P.** (2002), “Machining residual stresses in AISI 316L steel and their correlation with the cutting parameters”, Machining Science and Technology, Vol. 6, No. 2, 251-270.
30. **M'Saoubi, R., Outeiro, J.C., Changeux, B., Lebrun, J.L., Moraäo Dias, A.** (1999), “Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 96, pp. 225-233.
31. **Cullity, B.D.** (1978), “Elements of X-ray diffraction 2nd ed.”, Addison-Wesley Series in Metallurgy and Materials, Canada, pp. 86-87, 460-461.
32. Chen, W. (2000), “Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 40, pp.455-466.
33. **Trent, E.M**. (1989), “Metal cutting”, Butterworths Press, London, pp.1-171.
34. **Şeker, U.** (1997), “Takım tasarımı ders notları”, Gazi Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi, Ankara, Sf. 5-11, 33-44, 47-72.
35. **Zhao, J., Ai, X., Li, Z.** (2006), “Finite element analysis of cutting forces in high speed machining”, Materials Science Forum, Vol. 532-533, pp. 753-756.
36. **Çiftçi, İ.** (2006), “Machining of austenitic stainless steels using CVD multi-layer coated cemented carbide tools”, Tribology International, Vol. 39, pp. 565-569.
37. **Aslantaş, K., Ucun, İ., Ucun, İ.** (2010), “Ortagonal kesme işleminde kesici takım kaplama malzemesinin talaş kayma açısı üzerindeki etkisinin modellenmesi”, 2. Ulusal Tasarım imalat ve Analiz Kongresi, Balıkesir, Sf. 10-19.
38. **Shih,** A.J. (1996), “Finite element analysis of the rake angle effects in orthogonal cutting”, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 38, No.1, 1-17.

39. **Moufki, A., Molinari, A., Dudzinski, D.** (1998), "Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law", Journal of Mechanical Physics of Solids, Vol. 46, pp. 2103-2138.
40. **Saglam, H., Unsacar, F., Yaldiz, S.** (2006), "Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature", International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 46, pp. 132-141.
41. **Günay, M., Şeker, U**. (2005), "Kesici takim talaş açısının ilerleme kuvveti üzerindeki etkisinin araştırılması", Politeknik Dergisi, Vol. 8, No. 4, pp. 323-328.
42. **Günay, M., Korkut, İ., Aslan, E., Şeker, U.** (2005), "Experimental investigation of the effect of cutting tool rake angle on main cutting force", Journal of Materials Processing Technology, Vol.166, pp. 44-49.
43. **Günay, M., Aslan, E., Korkut, İ., Şeker, U.** (2004), "Investigation of the effect of rake angle on main cutting force", International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 44, pp. 953-959.
44. **Boothroyd, G.** (1989), "Fundamentals of metal machining and machine tools", Second edition, McGraw-Hill, New York, pp.166-172.
45. **Shaw, M. C.** (1989), "Metal cutting principles", Oxford University Press, Oxford, pp.1-9.
46. **De Garmo, E.P., Black, J.T., Kohser, R.A.** (1997), "Materials and processes in manufacturing", Prentice-Hall Inc., New Jersey, pp. 214-652.
47. **Gökkaya, H., Sur, G., Dilipak, H.** (2004), "PVD ve CVD Kaplamalı sementit karbür kesici takımların işleme parametrelerine bağlı olarak yüzey pürüzlülüğüne etkisinin deneysel olarak incelenmesi", Teknoloji Dergisi, Vol. 7, No. 3, pp. 473-478.
48. **Munoz–Escalona, P., Cassier, Z.** (1998), "Influence of the critical cutting speed on the surface finish of turned steel", Wear, Vol. 218, pp. 103-109.
49. **Thamizhmanii, S., Kamarudin, K.E., Rahim, A., Saparudin, A., Hassan, S.** (2007), "Tool wear and surface roughness in turning AISI 8620 using coated ceramic tool", Proceedings of the World Congress on Engineering, Vol II WCE, London, pp. 1157-1161.
50. **Hagiwara, M., Chen, S., Jawahir, I.S.** (2009), "Contour finish turning operations with coated grooved tools: Optimization of Machining Performance", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, pp. 332-342.
51. **Günay, M.** (2007), "Investigation of the interaction between the surface quality and rake angle in machining of AISI 1040 steel", Journal of Engineering and Natural Sciences, Vol. 26, pp.105-111.
52. **Outeiro, J.C., Umbrello, D., M'Saoubi, R.** (2006), "Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L Steel", International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 46, No. 14, pp. 1786-1794.

53. **Maranhão, C., Davim P.J.** (2010), “Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation”, Simulation Modelling Practice and Theory, Vol. 18, pp. 139-156.
54. **Jacobus, J.K.,** (1999), “Modelling of the in-plane biaxial residual stress from machining”, PhD Thesis, University of Illinois, Urbana-Chambaign, A.B.D., pp.1-23.
55. **Kishawy, H.E.A**. (1998), “Chip formation and surface integrity in high speed machining of hardened steel”, Doctor of Philosophy, Mc Master Universty, Canada, pp. 87-89.
56. **Liu, C.R., Barash, M.M.** (1982), “Variables governing patterns of mechanical residual stress in a machined surface”, Journal of Engineering for Industry, Transactions ASME, Vol. 104, No. 3, pp. 257-264.
57. **Sandvik Coromant**, (1994). “Modern metal cutting–A practical handbook”, English Edition, Sandvik Coromant, Sweden, I-III.
58. **Matsumoto, Y., Hashimoto, F., Lahoti, G.** (1999), “Surface integrity generated by precision hard turning”, Annals of the CIRP, Vol. 48, No. 1, pp. 59-62.
59. **Sharman, A.R.C., Hughes, J.I., Ridgway, K.** (2006), “An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718 when turning”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 173, pp. 359-367.
60. **Dahlman, P., Gunnberg, F., Jacobson, M.** (2004), “The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 147, pp. 181-184.
61. **Sasahara, H., Obikawa, T., Shirakashi, T.** (2004), “Prediction model of surface residual stress within a machined surface by combining two orthogonal plane models”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 44, pp. 815-822.
62. **Gunnberg, F., Escursell M., Jacobson, M.** (2006), “The influence of cutting parameters on residual stresses and surface topography during hard turning of 18MnCr5 case carburised steel”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 174, pp. 82-90.
63. **Bosheh, S.S., Mativenga, P.T.** (2006), “White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speeds using CBN tooling”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, pp. 225-233.
64. **Jawahir, I.S., Brinksmeier, E., Saoubi, R.M., Aspinwall, D.K., Outeiro, J.C., Meyer, D., Umbrello, D., Jayala, A.D.** (2011). “Surface integrity in material removal processes: Recent advances”, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 60, pp. 603-626.
65. **Barbacki, A., Kawalec, M., Hamrol, A.** (2003), “Turning and grinding as a source of microstructural changes in the surface layer of hardened steel”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 133, pp. 21-25.

66. **Ulutan, D., Ozel, T.** (2011), “Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 51, pp 250-280.
67. **Ezugwu, E.O., Wang, Z.M., Okeke, C.I.** (1999), “Tool life and surface integrity when machining Inconel 718 with PVD and CVD coated tools”, Tribology Transactions, Vol. 42, No. 2, pp. 353-360.
68. **Yang, X., Liu, C.R.** (1999), “Machining titanium and its alloys”, Machining Science and Technology, Vol. 3, No.1, pp. 107-139.
69. **Kishawy, H.A., Elbestawi, M.A.** (2001), “Tool wear and surface integrity during high-speed turning of hardened steel with polycrystalline cubic boron nitride tools”, Journal of Engineering Manufacture, Vol. 215, pp. 755-767.
70. **Che-Haron, C.H.** (2001), “Tool life and surface integrity in turning titanium alloy”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 118, pp. 231-237.
71. **Che-Haron, C.H., Jawaid, A.** (2005), “The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti–6%Al–4%V”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 166, pp. 188-192.
72. **Sharman, A.R.C., Hughes, J.I., Ridgway, K.** (2004), “Workpiece surface integrity and tool life issues when turning Inconel 718 nickel based superalloy”, Machining Science And Technology, Vol. 8, No. 3, pp. 399-414.
73. **Pawade, R.S., Joshi, S.S., Brahmankar P.K.** (2008), “Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 48, pp. 15-28.
74. **Coelho, R.T., Silva, L.R., Braghini Jr, A., Bezerra, A.A.** (2004), “Some effects of cutting edge preparation and geometric modifications when turning Inconel 718 at high cutting speeds”, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 148, No. 1, pp.147-153.

RENE 65 SÜPER ALAŞIMININ DELİK DELME İŞLEMİNDE FARKLI PARAMETRELERİN TAGUCHI YÖNTEMİYLE ANALİZİ

Furkan BİLGİÇ, *Furkan.Bilgic@tei.com.tr* TEI Tusaş Motor Sanayi A.Ş., 26003, Eskişehir

Ümit ER, *umiter@ogu.edu.tr* Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, 26480, Eskişehir

Mustafa ULUTAN, *mulutan@ogu.edu.tr* Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, 26480, Eskişehir

ÖZET

Bu çalışmada, Rene 65 süper alaşımına uygulanan delik delme işleminde kullanılan üç farklı matkap takımının; tezgâhın çektiği yüke, takım aşınmasına ve yüzey pürüzlülüğüne olan etkileri incelenmiştir. Farklı özellikteki matkaplar, üç farklı tezgâh devri ve üç farklı ilerleme parametrelerinde Taguchi L9 ortogonal dizisine göre analiz edilmiştir. Deney sonuçlarına göre, tezgâhın çektiği yük açısından, içten soğutmalı matkap, 300 devir ve 1 inch/dk ilerlemenin en iyi sonuçlar olduğu belirlenmiştir. Takım aşınması ve yüzey pürüzlülüğü dikkate alındığında ise TiAlN kaplamalı matkap, 500 devir ve 2 inch/dk parametrelerinin en iyi sonucu verdiği tespit edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Nikel-esaslı süper alaşım, Rene 65, delik delme, kesme parametreleri, Taguchi yöntemi

ABSTRACT

In this study, the effects of three different drill sets used for drilling process to Rene 65 super alloy on the power consumed by the machine, tool wears and surface roughness were investigated. Different drill types were analyzed for three different spindle speeds and three different feed rates of the tools by using Taguchi L9 orthogonal array. According to the results, the internal cooling drill at 300 rpm and 1 inch/min feed of the tool has the best result in terms of power consumed by the machine. By the view of tool wear and surface roughness, the TiAlN coated drill at 500 rpm and 2 inch/min has the best result.

Keywords: Nickel-based super alloy, Rene 65, drilling, cutting parameters, Taguchi method

1. GİRİŞ

Süper alaşımlar, havacılık sektöründe yüksek sıcaklık ve korozyon dirençleri ve iyi derecede mukavemet/ağırlık oranları ile bilinmekte ve sıklıkla kullanılmaktadır [1]. Nikel esaslı alaşımlar, havacılık sektöründe kullanılan süper alaşımlar içerisinde %80'lik pay ile en çok kullanımı olan grubu oluşturmaktadır. Örneğin, bir gaz türbinli motorun malzeme gereksiniminin yaklaşık %40-50'lik kısmını nikel esaslı süper alaşımlar teşkil etmektedir [2, 3]. Havacılık sektöründe yoğun kullanımı olan nikel esaslı süper alaşımların talaşlı imalatının ise oldukça zor olduğu ifade edilmektedir [3, 4].

Metal kesme yöntemleri içinde en çok kullanılan, en karmaşık, bu yüzden de hassas parametre seçilmesi gereken en önemli operasyonlardan biri delik delmedir [5]. Delik delme işlemi, geleneksel talaşlı imalat yöntemleri içerisinde %30'luk oran ile kullanımı en yaygın işlem olarak karşımıza çıkmaktadır [6]. Delik delme süreçleri sadece genel makine imalat sektöründe değil aynı zamanda havacılık endüstrinde de büyük öneme sahiptir. Delik delme işlemi aynı zamanda raybalama, ölçüye getirme ve kılavuz salma gibi işlemlerin de ilk basamağıdır. Delik delme sonrası deliğin yüzey kalitesi ve metalografik özellikleri delik delme işlemi için en önemli çıktıyı oluşturmaktadır. Yüzey pürüzlülük değerleri istenilen yüzey kalitesini sağlamıyorsa ya da delik yüzeyi istenilen metalografik yapıda değilse, bu, seçilen takımların ve parametrelerin uygun seçilmediği anlamına gelmektedir. Bu noktada da kullanılacak olan takımların özellikleri büyük önem taşımaktadır. Delik delme işlemlerinde en önemli takımlar ise delik delmenin genellikle ilk aşamasını oluşturan matkaplardır. Matkap seçimi yapılırken en önemli faktörlerden biri matkap uçlarının ömrünü de kontrol altında tutarak matkabın aşınması ve korozyona olan etkilerini minimuma indirmektir. Talaşlı imalatta istenilen bu özellikleri yakalamak için en etkili yöntem olarak yüzey kaplamaları kendilerini göstermişlerdir. Teknolojinin de gelişmesiyle birlikte matkapların kaplanmasında CVD ve PVD yöntemleriyle; TiN, TiAlN, TiCN, CrN gibi nitrür bileşiklerinin kullanılması ile matkabın, belirli bir tokluk değerine sahip olmasının yanı sıra özellikle yüksek sıcaklıklarda aşınma ve oksidasyona dayanıklılık gibi mekanik özellikleri de iyileştirilmektedir [1, 3, 5-12]. Bu kaplamaların; AISI 304 paslanmaz çelik [5] , alüminyum alaşımları [6], Inconel 718 [7, 9], AISI 1050 [8] ve çeşitli nikel-esaslı alaşımların [10-12] delinmesinde kullanıldığı görülmektedir.

Mühendislikte belirli bir çıktıya etki eden faktörlerin sayısal olarak analizi ve yorumlanması çok önemlidir. Bu noktada eski tarihlerden bu yana insanlar ortaya çıkan ürünün ya da malzemenin ardında yatan ve bu ürünün oluşmasına etki eden faktörleri saptamaya ve anlamaya çalışmışlardır. 1900'lü yılların başına kadar geleneksel yöntemlerle deneyler yapılarak çıktıya etki eden faktörler incelenmeye çalışılmıştır ancak ürün çeşitliliğindeki artış

ve dolayısıyla ortaya çıkan faktörlerin ve farklı parametrelerin artışı geleneksel yöntemlerle deney yapmayı ve sonuçları görmeyi zorlaştırmıştır. Çıktıya etki eden sayısal veri büyüdükçe yapılması gereken deney sayısı artmış ve bu da önemli bir zaman ve maliyet dezavantajı getirmiştir. Geleneksel yöntemlerin yetersiz kalması üzerine geliştirilen deney tasarım teknikleri, yeni bir süreç geliştirme ve iyileştirme amacıyla mevcut süreci düzeltmede çok önemli bir rol oynamaktadır. Burada amaç, sağlam (robust tasarım: çeşitli koşullarda uygun işlev gören ürün tasarımı) bir süreç geliştirirken değişkenliğin kaynağı olan, kontrol edilemeyen değişkenlerin etkisinin en aza indirgendiği bir süreç ile en iyi koşulları sağlamaktır.

Deney tasarımı çalışmalarında faktöriyel tasarım, cevap yüzeyi metodu ve Taguchi yöntemi günümüzde yaygın bir kullanıma sahiptir. Bu yöntemler içinde Taguchi yöntemi, diğer yöntemlere göre daha az deney sayısı ve daha az maliyetle hızlı bir şekilde sonuca ulaşmayı sağlaması bakımından literatürde yaygın kullanılan yöntem olarak görülmektedir [13, 14]. Taguchi deney yönteminin uygulanması noktasında özellikle havacılık ve savunma sanayiinde kullanılan süper alaşımların işlenmesinde işleme parametrelerinin ürüne hangi ölçüde etki ettiği ve en iyi deney çıktısını oluşturacak parametrelerin seçiminin büyük önemi vardır. Süper alaşımlar özellikle havacılık sanayii tarafından ağırlıklı olarak tercih edildiği için hassas toleranslar gerektirmekte ve dolayısıyla parçanın işlenmesine etki eden parametrelerin de, klasik metal kesme işlemlerinden farklı olarak malzemenin işlenmesinin zorluğundan dolayı hassas olarak seçilmesi gerekmektedir.

Taguchi yöntemi farklı parametrelerin, farklı seviyeleri arasından en iyi kombinasyonu saptamak için oldukça kullanışlı bir yöntemdir. Her bir parametrenin, her bir seviyesini içeren tüm kombinasyonlar için oldukça fazla deneysel çalışma yapılması gereken durumlarda Taguchi yönteminde ortogonal dizi tablosu kullanılarak çok daha az sayıda deneysel çalışmayla sonuca ulaşmak mümkündür [15, 16].

Taguchi Deney Tasarım yönteminde elde edilen deney sonuçları sinyal/gürültü (S/N) oranına çevrilerek değerlendirilmektedir. Sinyal/gürültü oranı değeri küçük değer iyi, büyük değer iyi, nominal değer iyi olarak kalite değerinin hedeflendiği değere göre farklı şekillerde hesaplanır ve analiz edilir.

Delik delme işleminde deliğin yüzey kalitesini ve takım aşınmasını etkileyen önemli parametrelerden biri de işlenen bölgenin optimum olarak soğutulmasıdır. Bunun için, endüstride, soğutmanın uygun konsantrasyondaki kesme sıvıları ile matkabı dışarıdan ya da matkabın kendi içinden soğutulması veya kesme sıvısı kullanılmadan işlenmesi gibi farklı parametreler kullanılmaktadır. Kullanılan matkabın kaplamalı ya da kaplamasız oluşu ve

mekanik özellikleriyle birlikte uygun kesme sıvısının delik delme bölgesini soğutması delik delme işleminde önemli parametreleri oluşturmaktadır. Diğer önemli parametreler ise işlem sırasında matkabın çalışacağı devir ve ilerlemenin seçilmesidir. Eğer devir ve ilerleme yüksek seçilirse delik yapısında malzemede bozulmalar ve yüzey kalitesinin istenen özelliklerde sağlanamaması görülürken, düşük seçilmesi ise operasyonun gereğinden fazla uzun sürmesine ve yine deliğin yüzey kalitesinin bozulmasına neden olabilir. Bu yüzden matkabın devir ve ilerlemesinin en iyi koşulları sağlayacak şekilde seçilmesi büyük önem taşımaktadır.

Rene 65, uçak motorlarında kullanılan disk ve ring parçalarında uniform ve daha ince yapılı tane yapısına sahip, yüksek alaşımlı ve çökelme sertleşmesi uygulanabilir nikel-esaslı bir süper alaşımdır. Rene 65 geleneksel sıcak çekme, döküm ve halka haddeleme metotlarıyla da üretilebilir. Rene 65 alaşımını oluşturan maddelerin ağırlıkça yüzdeleri ve disk parçalarında kullanılan diğer süper alaşımların yüzdeleri karşılaştırmalı olarak Tablo 1'de verilmiştir [17].

Tablo 1. Bazı Nikel-esaslı süper alaşımların kimyasal bileşimleri

	Ni	Cr	Mo	W	Co	Fe	Nb	Ti	Al	Zr	B
René 65	Bal.	16	4	4	13	1	0,7	3,7	2,1	0,05	0,016
Waspaloy	Bal.	19,4	4,25	-	13,25	-	-	3	1,3	0,05	0,006
718 Plus	Bal.	18	2,8	1	9	10	5,4	0,7	1,45	-	0,006
718	Bal.	18,1	2,9	-	-	18	5,4	1	0,45	-	-
Alloy 720	Bal.	16	3	1,25	15	-	-	5	2,5	0,03	0,015

Nikel-esaslı alaşımların delme operasyonlarına yönelik araştırmalar literatürde oldukça kısıtlıdır. Motorcu vd. Waspalloy süper alaşımının kaplanmış ve kaplanmamış karbür takımlarla delinmesi sonrasında ortalama yüzey pürüzlülüğü (Ra) üzerine kesici takım tipinin, kesme hızının, ilerlemenin ve matkap uç açısının etkilerini araştırmışlardır. Taguchi metodu kullanarak yüzey pürüzlülüğü üzerine matkap uç açısının etkisini yaklaşık %49 olarak belirlemişlerdir [1]. Farid vd. Inconel 718 delinmesinde kullanılmış takımlar kullanarak oldukça iyi sonuçlar elde etmişlerdir. Çalışmalarında boyut, yüzey pürüzlülüğü ve çapak yüksekliğini dikkate almışlardır [2]. Kıvak vd. 2012 yılında yayınlanan çalışmalarında, Inconel 718 nikel esaslı alaşımının delme işleminde TiN, TiAlN kaplanmış ve kaplanmamış matkap uçlarını kullanmışlardır. Yüksek kesme hızları ve ilerlemelerin bir arada kullanıldığı durumlarda takım performansı ve delik kalitesinde düşüşler gözlemlemişlerdir [7]. Chen ve Liao, Inconel 718 süper alaşımının TiAlN kaplanmış karbür takımla delinmesinde sürtünme kuvvetinin takımın hasar görmesinde en etkili faktör olduğunu belirtmişlerdir. Nano-partikül takviyeli kesme sıvısı kullanılmasının, sürtünme kuvvetini azaltarak takım ömrünü üç kat

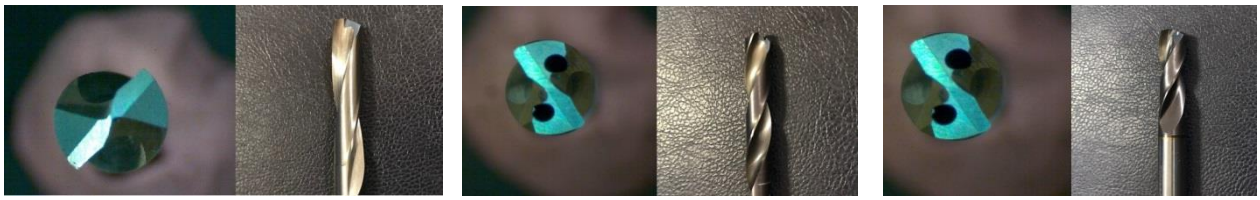
arttırdığını da belirlemişlerdir [9]. Qiao vd., çalışmalarında özel geliştirilmiş yüksek hız çeliklerinin toz metalürjisi ile üretilmiş nikel-esaslı süper alaşımların delinmesinde CBN ve kaplı karbür takımlara göre ekonomik sonuçlar verdiğini belirtmişlerdir [11]. Hood vd., Haynes 282 nikel esaslı alaşımın TiAlN kaplı matkapla delinmesini incelemişlerdir. Düşük işlem koşullarında serbest yüzey aşınmasının düzgün geliştiğini bulmalarına rağmen testlerin yarısından çoğunda takım köşe pahlarında aşırı aşınma/kırılma belirlemişledir. İşlem şartlarının değiştirilmesi yüzey pürüzlülüğünü oldukça kısıtlı bir şekilde etkilemiştir [12]. Corne vd., Inconel 625 benzeri süper alaşımların delinmesinde güç ve kuvvet değerlerinin beklenmedik bir şekilde arttığına işaret ederek bu durumun takımın çok erken hasar görmesine neden olduğunu söylemişlerdir [18]. Bu, takım durumunun izlenmesinin endüstride ne derece önemli olduğunu göstermektedir yorumunu da yapmışlardır [18]. Popa vd., Udimet 720 nikel-esaslı süper alaşımının delinmesinde serbest yüzey ve çentik aşınmalarının ana hasar mekanizmaları olduğunu belirmişlerdir [19].

Bu çalışmada, Rene 65 nikel-esaslı süper alaşımının farklı parametrelerle işlenerek en iyi parametrelerin tespiti için Taguchi L9 ortogonal deney tasarım dizisi ile kullanılan matkap ve özellikleri, işlenen bölgenin soğutulması ve seçilen devir ve ilerlemenin, istenilen çıktılara (tezgâhın çektiği yük, takım aşınması ve delik yüzey kaliteleri) hangi ölçüde etki ettikleri bulunmaya çalışılmıştır.

2. DENEYSEL ÇALIŞMALAR

2.1. Materyal ve Yöntem

Deneylerle Rene 65 malzemenin farklı matkap türleri ve parametreler için delik delmede gösterdiği performansın incelenmesi amaçlanmıştır. Deneylerin yapılabilmesi için Rene 65 süper alaşımlı malzeme DMU125 Deckel Maho tezgâhına fikstür yoluyla bağlanmıştır. Deneylerde farklı matkap türlerinin farklı parametrelerde delik delme sırasında Rene 65 malzeme üzerindeki etkileri incelenecektir. Bunun için, deneylerde, çapları ∅ 0,311 inch olan 3 farklı matkap seçilmiştir. Deneylerde kullanılan matkap tipleri Şekil 1'de verilmiştir.



a) b) c)

Şekil 1. Deneylerde kullanılan matkaplar; a) düz matkap - dıştan su vermeli, b) içten su vermeli matkap ve c) TiAlN kaplamalı matkap (içten su verme aktif edilmeden) - dıştan su vermeli

Matkapların ilki soğutmanın klasik, tezgâhtan sağlandığı helisel (düz) matkaptır, diğeri matkabın ucundaki deliklerden soğutma sıvısını takım yoluna ileten içten su vermeli matkaptır, üçüncü matkap ise üzerinde özel bir TiAlN kaplaması olan ve soğutması tezgâhtan sağlanan matkaptır. Bu üç farklı matkap türünün Rene 65 malzemesi üzerindeki etkileri, farklı parametrelerde (devir, ilerleme) denenerek test edilmiştir. Bunun için her bir matkap türü ayrı ayrı kullanılarak farklı devir ve farklı ilerlemelerde malzeme üzerinde delik delme işlemi gerçekleştirilmiştir. Üç farklı parametreye sahip bu sistemde normal şartlarda yapılması gereken deney sayısı 3^3=27'dir, ancak Taguchi metodu kullanılarak bu kadar deney sayısına gerek olmadan istenen sonuç bulunabilmektedir. Bunun için 3 farklı değişkenin 3 farklı parametresi için Tablo 2'de verilen Taguchi L9 ortogonal dizisi baz alınmıştır. Çalışmada; tezgâhın çektiği yükün, matkap uçlarının aşınmasının ve delik yüzey pürüzlülüğünün en düşük olması en istenen durum olduğu için, deneylerin analizinde "düşük değer iyi" yaklaşımına göre hesaplanan sinyal/gürültü oranları kullanılmıştır.

Tablo 2. Taguchi L9 ortogonal deney tasarım dizisi

	Faktörler ve Seviyeleri		
	A	**B**	**C**
Deney No	Matkap türü	Devir (dev/dk)	İlerleme (inch/dk)
1	1	1	1
2	1	2	2
3	1	3	3
4	2	1	2
5	2	2	3
6	2	3	1
7	3	1	3
8	3	2	1
9	3	3	2

Denklem (1), sinyal/gürültü (S/N) oranlarını hesaplamada kullanılmıştır. Bu denklemde y ve n sırasıyla; ilgili deney şartlarında ölçülen karakteristik değerleri ve yapılan deney sayısını ifade etmektedir [20].

$$\eta = -10\log_{10}[\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} y_i^2] \qquad (1)$$

Her faktör için belirlenen en iyi S/N değerleri ve toplam ortalama S/N değerleri kullanılarak Denklem (2) yardımıyla da deney şartlarında oluşması beklenen sinyal/gürültü oranları hesaplanmıştır. Denklem (2)'de; η_i, ölçülen değerlerden hesaplanan S/N oranlarını, η_m,

ölçülen değerler üzerinden hesaplanan S/N oranlarının ortalamasını ve n'de toplam deney sayısını temsil etmektedir [20].

$$\bar{\eta} = \eta_m + \sum_{i=1}^{j}(\eta_i - \eta_m) \qquad (2)$$

2.2. Deney Sonuçları

Seçilen Parametrelerin Tork Değerlerine Etkileri

Her deney için ölçülen tork değerleri üzerinden, Denklem (1) yardımıyla hesaplanan sinyal/gürültü (S/N) oranları Tablo 3'de verilmiştir. Deneyde değişik matkap türlerinin farklı devir ve farklı ilerlemelerde Taguchi deney metoduna göre en iyi parametrelerinin bulunması için her delik aynı parametrelerle 10'ar kere delinmiş ve torkların ortalaması alınmıştır.

Tablo 3. Tezgâhın çektiği ortalama tork değerine göre S/N değerleri

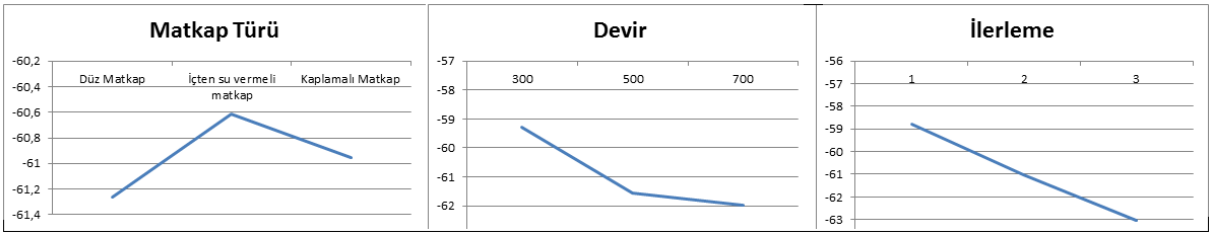
	Faktörler ve Seviyeleri				
	A	**B**	**C**		
Deney No	Matkap türü	Devir (dev/dk)	İlerleme (inch/dk)	Ortalama Tork (mV)	S/N (dB)
1	Düz Matkap	300	1	680,666	-56,658
2	Düz Matkap	500	2	1300,333	-62,281
3	Düz Matkap	700	3	1748,667	-64,854
4	İçten su vermeli matkap	300	2	946,666	-59,523
5	İçten su vermeli matkap	500	3	1333,667	-62,5
6	İçten su vermeli matkap	700	1	980	-59,824
7	Kaplamalı Matkap	300	3	1217	-61,705
8	Kaplamalı Matkap	500	1	986,333	-59,88
9	Kaplamalı Matkap	700	2	1439,667	-61,286

Bir sonraki aşamada ise her faktörün her seviyedeki etkisinin araştırılması gerekmektedir. Bunun için Tablo 3'de verilen sinyal/gürültü (S/N) oranlarının ortalaması her faktörün her bir seviyesi için ayrı ayrı alınmalıdır. Örneğin, matkap türü "Düz Matkap" için farklı parametrelerde oluşan S/N oranlarının ortalaması deney no: 1, 2, 3 olmak üzere alınır. Bu şekilde hesaplanan değişkenlerin her bir seviyesi için bulunan ortalama S/N değerleri Tablo 4'de verilmiştir.

Tablo 4. Her bir seviye için ortalama S/N oranları

	1.seviye	**2.seviye**	**3.seviye**	**Serbestlik derecesi**
Matkap Türü	-61,2646	-60,6165	-60,9576	2
Devir	-59,2961	-61,5542	-61,9884	2
İlerleme	-58,7879	-61,0306	-63,0203	2

Bulunan bu ortalama sinyal/gürültü oranlarına göre S/N oranının en yüksek olduğu değer, içten su vermeli matkap, 1 inch/dk ilerleme ve 300 devir olarak belirlenmiştir.



Şekil 2. S/N değerlerinin 3 farklı parametreye göre S/N ortalamaları

En iyi değer olan içten su vermeli matkap 300 devir 1 inch/dk ilerleme için sinyal /gürültü oranları kullanılarak belirlenen bu noktada beklenilen kesme kuvvetini hesaplamak mümkündür. Her faktör için belirlenen en iyi S/N değeri ve toplam ortalama S/N değerleri kullanılarak Denklem (2) yardımıyla bu deney şartlarında oluşması beklenen sinyal/gürültü oranı -56,805 olarak bulunmaktadır. Buna göre ortaya çıkan en iyi deney kombinasyonu ise Tablo 5'de verilmiştir.

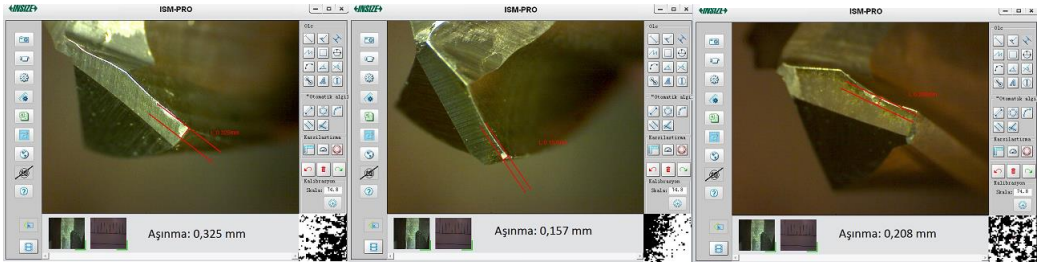
Tablo 5. En iyi parametre seçimi durumunda beklenen S/N oranı

	Seviye	Değer
Matkap Türü	2	İçten Su Vermeli Matkap
Devir	1	300
İlerleme	1	1
S/N Oranı dB	**-56,805**	

Seçilen Parametrelerin Takım Aşınmasına Etkileri

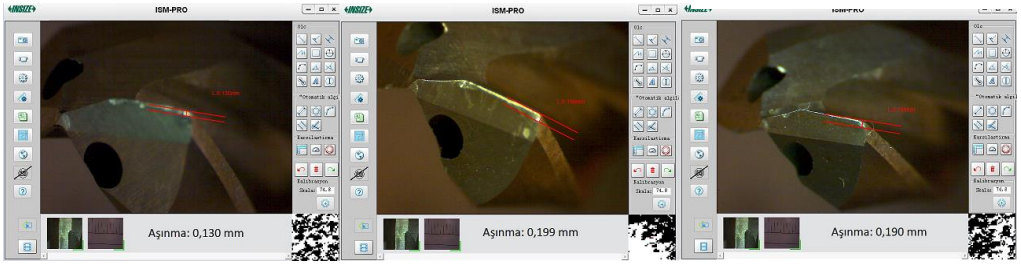
Operasyon sonrası kullanılan takımların aşınmaları Insize (ISM-PRO) programında kalibre sonrası 74,8 skalada görüntülenmiş ve program vasıtasıyla ölçülmüştür. Şekil 3'de her bir matkap çeşidi için farklı parametrelerde ölçülen aşınma değerleri ve ölçümler verilmiştir. Ölçüm sonuçlarına göre farklı parametrelerin farklı aşınmalar oluşturduğu gözlemlenmektedir. Bu değerlerin S/N oranları yine en düşük en iyi varsayımına göre Tablo 6 ve ortalamaları olan Tablo 7'ye yerleştirilerek bulunmuştur.

300 Devir 1 inch/dk 500 Devir 2 inch/dk 700 Devir 3 inch/dk



a) Düz matkaplar - dıştan su vermeli

300 Devir 2 inch/dk 500 Devir 3 inch/dk 700 Devir 1 inch/dk



b) İçten su vermeli matkaplar

300 Devir 3 inch/dk 500 Devir 1 inch/dk 700 Devir 2 inch/dk



c) TiAlN kaplamalı matkaplar (içten su verme aktif edilmeden) - dıştan su vermeli

Şekil 3. Matkap aşınmaları

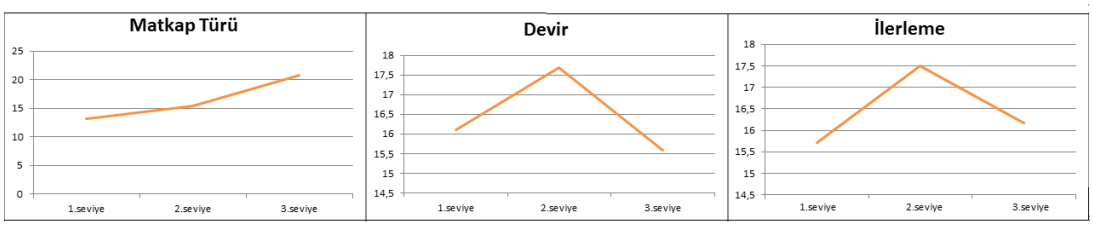
Tablo 6. Takım aşınmasına göre S/N değerleri

	A	B	C		
Deney No	Matkap Türü	Devir	İlerleme	Aşınma	S/N
1	Düz Matkap	300	1	0,325	9,762333
2	Düz Matkap	500	2	0,157	16,08201
3	Düz Matkap	700	3	0,208	13,63873
4	İçten su vermeli matkap	300	2	0,13	17,72113
5	İçten su vermeli matkap	500	3	0,199	14,02294
6	İçten su vermeli matkap	700	1	0,19	14,42493
7	Kaplamalı Matkap	300	3	0,091	20,81917
8	Kaplamalı Matkap	500	1	0,071	22,97483
9	Kaplamalı Matkap	700	2	0,116	18,71084

Tablo 7. S/N değerlerinin 3 farklı parametreye göre S/N ortalamaları

	1.seviye	2.seviye	3.seviye	Serbestlik derecesi
Matkap Türü	13,16102	15,38967	20,83495	2
Devir	16,10088	17,69326	15,5915	2
İlerleme	15,7207	17,50466	16,16028	2

Tablo 7'de ortaya çıkan değerlere göre S/N oranlarının yüksek olduğu değerlerin diğerlerine göre daha iyi performans gösterdiği söylenebilir. Şekil 4'deki grafiklerde takım aşınmaları için S/N oranlarının en yüksek olduğu değerler matkap türü, devir ve ilerleme için ayrı ayrı gösterilmiştir. Grafiklerden de belli olacağı gibi TiAlN kaplamalı matkabın diğer matkaplara göre daha az aşındığı gözlemlenmektedir. İçten su vermeli matkap ise kaplamalı matkaba göre daha fazla aşınırken düz helis matkaba göre daha az aşınmıştır. Aşınma değeri en fazla olan matkap ise düz helis matkap olmuştur. Devir ve ilerleme değerlerine baktığımızda da 500 devir ve 2 inch/dk ilerleme değerlerinin en az takım aşınmasına sebep olacağı söylenebilir. Takım aşınması için TiAlN kaplamalı matkap, 500 devir ve 2 inch/dk ilerleme S/N oranları olarak en yüksek değerleri verdiğinden en iyi parametreler olduğu görülmektedir. Bu parametreler seçilirse Denklem (2)'de verilen formülle en iyi S/N oranı bulunabilir. Tablo 8'de bununla ilgili en iyi S/N değeri hesaplanarak gösterilmiştir.



Şekil 4. S/N değerlerinin 3 farklı parametreye göre S/N ortalamaları

Tablo 8. En iyi parametre seçimi durumunda beklenen S/N oranı

	Seviye	Değer
Matkap Türü	3	TiAlN Kaplamalı Matkap
Devir	2	500
İlerleme	2	2
S/N Oranı dB	**23,109**	

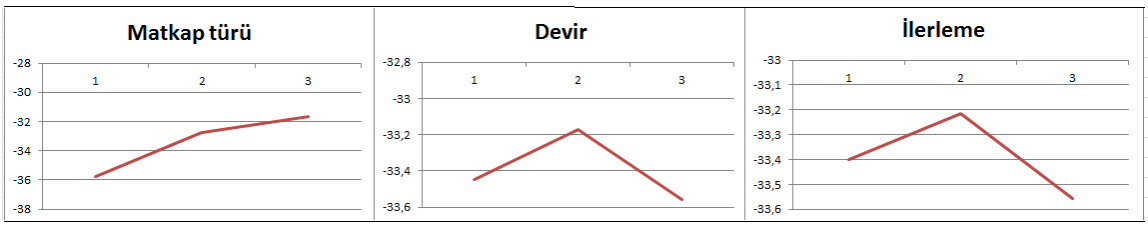
En iyi sinyal/gürültü oranı Denklem (2)'de verilen formülle hesaplanmıştır. Burada bulunan 23,109 değeri TiAlN kaplamalı matkap kullanılarak 500 devir ve 2 inch/dk ilerlemede ortaya çıkacak tahmini S/N oranını göstermektedir.

Seçilen Parametrelerin Yüzey Pürüzlülüğüne Etkileri

Taguchi L9 deney tasarımına göre seçilen parametrelerin yüzey pürüzlülüğüne etkilerini anlamak için her bir parametre için oluşturulan delik yüzeylerinin yüzey kaliteleri yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazıyla ölçülmüş olup, Ra değerleri mikro-inch (µin) cinsinden Tablo 9'da verilmiştir. Buna göre deliklerin yüzey pürüzlülüğünün en kötü düz matkaplarda olduğu, içten su vermeli matkaplarda düz matkaplara göre daha iyi yüzey kalitesi elde edilirken kaplamalı matkapların en iyi yüzey kalitesini verdiği görülmektedir. Farklı matkap türlerinin oluşturduğu yüzey kalitesiyle ilgili grafik, Şekil 5'de görülmektedir.

Tablo 9. Farklı parametrelerde ölçülen delik yüzey kaliteleri

	A	B	C	
Deney No	Matkap Türü	Devir	İlerleme	Yüzey Pürüzlülüğü Ra (µin)
1	Düz Matkap	300	1	65
2	Düz Matkap	500	2	60
3	Düz Matkap	700	3	45
4	İçten su vermeli matkap	300	2	40
5	İçten su vermeli matkap	500	3	40
6	İçten su vermeli matkap	700	1	45
7	Kaplamalı Matkap	300	3	40
8	Kaplamalı Matkap	500	1	30
9	Kaplamalı Matkap	700	2	45



Şekil 5. S/N değerlerinin 3 farklı parametreye göre S/N ortalamaları

S/N oranlarını bulmak için aynı şekilde yüzey pürüzlülüğü değerleri kullanılarak Denklem (1) kullanılmıştır. Hesaplanan değerler Tablo 10 ve Tablo 11'de verilmiştir. Bu değerlere göre hangi parametrenin yüzey pürüzlülüğüne daha çok etki ettiği bulunabilir. Buna göre, TiAlN

kaplamalı matkap, 500 devir ve 2 inch/dk ilerleme değerlerinin en iyi yüzey kalitesini oluşturduğu gözlemlenmektedir.

Tablo 10. Yüzey kalitesine göre S/N değerleri

	A	B	C		
Deney No		Devir	İlerleme	Yüzey Pürüzlülüğü Ra (µin)	S/N
1	Düz Matkap	300	1	65	-36,2583
2	Düz Matkap	500	2	60	-35,563
3	Düz Matkap	700	3	60	-35,563
4	İçten su vermeli matkap	300	2	40	-32,0412
5	İçten su vermeli matkap	500	3	45	-33,0643
6	İçten su vermeli matkap	700	1	45	-33,0643
7	Kaplamalı Matkap	300	3	40	-32,0412
8	Kaplamalı Matkap	500	1	35	-30,8814
9	Kaplamalı Matkap	700	2	40	-32,0412

Tablo 11. S/N değerlerinin 3 farklı parametreye göre S/N ortalamaları

	1.seviye	2.seviye	3.seviye	Serbestlik derecesi
Matkap Türü	-35,7948	-32,7232	-31,6546	2
Devir	-33,4469	-33,1695	-33,5562	2
İlerleme	-33,4013	-33,2151	-33,5562	2

En iyi yüzey kalitesini oluşturan bu parametrelerin (Tablo 10 ve 11) kullanılacağı bir işlemde bulunması beklenen S/N değeri de Denklem (2) kullanılarak -31,257 en iyi S/N oranı olarak bulunmuştur (Tablo 12).

Tablo 12. En iyi parametre seçimi durumunda beklenen S/N oranı

	Seviye	Değer
Matkap Türü	3	TiAlN Kaplamalı Matkap
Devir	2	500
İlerleme	2	2
S/N Oranı dB	**-31,257**	

Kalite açısından değerlendirildiğinde yüzey pürüzlülüğünün etkisinin parça işlemede en önemli çıktı olduğu söylenebilir çünkü malzemede oluşturulmak istenen sonuç bu faktörün sonuçlarıyla doğru orantılıdır. Ancak imalatta kullanılan diğer parametrelerin seçimi şirketin mali beklentisi ve parçaların tolerans değerleriyle karşılaştırıldığında da önem arz etmektedir. Tolerans değerlerinin hali hazırda sağlandığı yerlerde pahalı takım kullanmak mali açıdan

verimli değildir. Bu yüzden bu çalışmada ortaya çıkan sonuçlar 3 farklı faktörün sonucuna göre de değerlendirilmiştir. Buna göre ilk olarak elde edilen ve minimum gücün oluşmasını sağlayarak takım ve dolaylı olarak parça ömrünü uzatan parametrelerle ikinci ve üçüncü sonuçlarda elde edilen parametreler istenilen tolerans aralığını minimum maliyetle sağlayacak şekilde endüstriyel uygulamalarda kullanılabilir.

3. Sonuçların DEĞERLENDİRİLMESİ VE TARTIŞMA

Delik delme işlemi talaşlı imalattaki en önemli süreçlerden birini oluşturmaktadır. Delik delme sırasında oluşan yükler delik delme sonrası deliğin yüzey kalitesini ve delik içerisindeki mikro çatlakları doğrudan etkilediğinden bu yükleri oluşturan parametrelerin hassas olarak seçilmesi büyük önem taşımaktadır. Bu yüzden bu çalışmada delik delme sonucu ortaya çıkan 3 temel çıktı olan tezgâhın milivolt (mV) cinsinden çektiği yük, matkapların aşınmaları ve deliğin yüzey kaliteleri değerleri ölçülmüş ve bu değerleri etkileyen parametreler Taguchi yöntemiyle en iyi olarak belirlenmeye çalışılmıştır.

Delik delme sonrası belirlenen çıktılara etki eden parametreler; 3 farklı matkap türü, devir (dev/dk) ve ilerleme (inch/dk) olacak şekilde literatürde Rene 65 malzemesi delik delme işleminde uygulanabilecek değerler içerisinden seçilmiştir. Deney sonuçlarının değerlendirilmesinde ise minimum deney sayısıyla en iyi değerleri verimli bir şekilde elde etmek için deney tasarım yöntemlerinden Taguchi deney tasarım yöntemi seçilmiş ve uygulanmıştır. Deneyde deney çıktılarını oluşturan 3 temel değere etki eden 3 farklı parametrenin S/N oranları ve bu oranların ortalamaları her seviye için hesaplanmıştır.

Deney sonuçlarına göre; tezgâhın çektiği yük açısından içten soğutmalı matkap, 300 dev/dk ve 1 inch/dk ilerleme en iyi değerler olarak belirlenmiştir. Bu sonuç delik delme işlemi sırasında soğutmanın uygulama yönünün çok önemli olduğunu göstermiştir. Özellikle delinecek deliğin derinliği de arttıkça matkabın ucuna ulaşan soğutma sıvısının etki alanı önemli ölçüde azalmaktadır. İçten su vermeli matkaplarsa soğutmayı kanallar vasıtasıyla matkabın kesme ağzına verdiğinden işlem sırasında aşınma kaynaklı ortaya çıkan yükleri azaltmaktadır. Tezgâhın çektiği yük açısından bulunan sonuçlar en düşük devir ve ilerleme kullanılacak şekilde içten su vermeli matkapla delik delmenin tezgâhta çekilen gücü (mV) en aza indirgeyeceğini göstermiştir.

Endüstriyel uygulamalarda buna benzer çalışmalar yapılırken de en iyi değerlerin hesaplanarak uygulanması gereklidir. Örneğin, tezgâhın çektiği gücü düşürmek adına devir ve ilerlemenin fazla düşürülmesi delik yüzey kalitelerini bozabilir ya da matkabın kapasitesinin altında çalışmasına ve operasyon süresinin uzamasına neden olabilir.

Dolayısıyla, bu değerler seçilirken delinecek deliğin teknik resminin isteyeceği ölçülerde ve yüzey kalitesinde seçilmesi de önemlidir.

Bir diğer deney çıktısı olan takım aşınmasına göre TiAlN kaplamalı matkap, 500 dev/dk ve 2 inch/dk en iyi değerler olarak ortaya çıkmıştır. Takım aşınmasına göre delik delme işleminde TiAlN kaplamalı matkabın kullanılmasının takım aşınmasında belirgin iyileştirme sağladığı görülmektedir. Bunun nedeni bir PVD kaplama yöntemi olan ve düşük basınçlı plazmayla TiAlN kaplanan matkabın matkap yüzeyindeki adhesiv aşınma değerlerini düşürmesidir. 500 dev/dk ve 2 inch/dk ilerleme değerleri de takım aşınması yönünden en az aşınma yaratan en iyi parametreler olarak ortaya çıkmıştır.

Endüstriyel uygulamalarda da kaplamalı matkapların takım aşınmasını azaltıcı ve dolayısıyla takım maliyetlerini aşağı çekmedeki etkisi önemli boyuttadır. Kullanılan takım dayanıklılığını %50 arttırmak üretim maliyetlerini %1 oranında aşağı çekmek anlamına gelmektedir [10]. Dolayısıyla devir ve ilerlemenin en iyi olarak belirlenmesiyle birlikte kaplamalı matkap kullanmak takım dayanıklılığını arttırarak önemli bir mali avantaj sağlayacaktır.

Deneyde en önemli çıktı olan yüzey pürüzlülüğü esas alındığında ise, TiAlN Kaplamalı Matkap, 500 dev/dk ve 2 inch/dk parametrelerinin en iyi sonucu verdiği tespit edilmiştir. Burada 500 dev/dk ve 2 inch/dk değerlerinin artmasıyla birlikte yüzey pürüzlülüğünün kötüleştiği yine aynı şekilde bu değerler azaltıldığında da 500 devir ve 2 inch/dk değerlerindeki yüzey kalitesinden daha kötü sonuç elde edildiği saptanmıştır. Matkap çeşidi olarak ise içten su vermeli ve kaplamalı matkaplarla işlenen deliklerin yüzey kalite değerleri birbirine çok yakın gelirken, düz matkaplarla işlenen deliklerin yüzey kaliteleri bu matkaplara göre daha kötü gelmiştir. Bu noktada içten su vermenin ve TiAlN kaplamalı matkabın kullanılmasının aşınmayı düşürücü etki gösterdiği ve dolayısıyla yüzey kalitelerinin düz matkaba göre daha iyi gelmesini sağladığı söylenebilir. En iyi yüzey kalite değerlerinin ise TiAlN kaplamalı matkapta ortaya çıktığı, içten su verme olmasa dahi kaplamalı matkabın yüzey kalitesi üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu görülmüştür.

Endüstriyel uygulamalarda yüzey pürüzlülüklerinin düşürülmesi için kaplamalı ve içten soğutmalı matkapların kullanılması ve en iyi devir, ilerleme değerlerinin seçilmesi parçanın delik yüzey kalitesini ve dolayısıyla toplam kalitesini arttıracaktır.

4. SONUÇ

Nikel-esaslı süper alaşımlar havacılık sektöründe sıklıkla kullanılan ve talaşlı imalatı zor olarak bilinen yeni nesil malzemelerdir. Bu malzemelerin delme operasyonları ise işleme etki eden etken parametrelerden dolayı oldukça karmaşıktır. Bu yüzden, bu çalışmada, Rene 65 nikel-esaslı süper alaşımının farklı parametrelerle işlenerek en iyi parametrelerin tespiti için Taguchi yöntemi ile L9 ortogonal deney tasarım metodu kullanılmış ve kullanılan matkap ve özellikleri, işlenen bölgenin soğutulması ve seçilen devir ve ilerlemenin istenen çıktıya hangi ölçüde etki ettikleri bulunmaya çalışılmıştır. Sonuç olarak; tezgâhın çektiği yük açısından içten soğutmalı matkap, 300 devir ve 1 inch/dk ilerleme, takım aşınmasına göre TiAlN kaplamalı matkap, 500 devir ve 2 inch/dk ve yüzey pürüzlülüğü esas alındığında, TiAlN kaplamalı matkap, 500 devir ve 2 inch/dk parametrelerinin en iyi sonucu verdiği tespit edilmiştir. Modelin doğruluğunu test etmek amacı ile doğrulama deneyleri yapılması ise ilerideki çalışmalarda öngörülmektedir.

KAYNAKÇA

1. **A.R. Motorcu, A. Kuş, İ. Durgun**, The evaluation of the effects of control factors on surface roughness in the drilling of Waspaloy superalloy, Measurement, 58 (2014) 394-408.
2. **A. Farid, S. Sharif, H. Namazi,** Effect of Machining Parameters and Cutting Edge Geometry on Surface Integrity when Drilling and Hole Making in Inconel 718, SAE Int. J. Mater. Manf., 2 (2009) 564-569.
3. **R. Arunachalam, M.A. Mannan,** Machinability of Nickel-Based High Temperature Alloys, Machining Science and Technology, 4 (2000) 127-168.
4. **J. Kwong, D.A. Axinte, P.J. Withers, M.C. Hardy**, Minor cutting edge–workpiece interactions in drilling of an advanced nickel-based superalloy, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 49 (2009) 645-658.
5. **T.-R. Lin,** Cutting behavior of a TiN-coated carbide drill with curved cutting edges during the high-speed machining of stainless steel, Journal of Materials Processing Technology, 127 (2002) 8-16.
6. **A. Rivero, G. Aramendi, S. Herranz, L.N. López de Lacalle,** An experimental investigation of the effect of coatings and cutting parameters on the dry drilling performance of aluminium alloys, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 28 (2006) 1-11.

7. **T. Kivak, K. Habali, U. Seker,** The effect of cutting paramaters on the hole quality and tool wear during the drilling of inconel 718, Gazi University Journal of Science, 25 (2012) 533-540.
8. **S. Yağmur, A. Acır, U. Şeker, M. Günay,** Delik Delme İşlemlerinde Kesme Parametrelerinin Kesme Bölgesindeki Sıcaklığa Etkisinin Deneysel İncelenmesi, Gazi Üniv. Müh. Mim. Fak. Der., 28 (2013) 1.
9. **Y.C. Chen, Y.S. Liao,** Study on wear mechanisms in drilling of Inconel 718 superalloy, Journal of Materials Processing Technology, 140 (2003) 269-273.
10. **K. Bobzin,** High-performance coatings for cutting tools, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 18 (2017) 1-9.
11. **Y. Qiao, X. Ai, Z.Q. Liu,** Research on Cutting Performance of High-Speed Steel Drills during Drilling the Powder Metallurgy Nickel-Based Superalloy, Key Engineering Materials, 464 (2011) 556-559.
12. **R. Hood, S.L. Soo, D.K. Aspinwall, P. Andrews, C. Sage,** Twist Drilling of Haynes 282 Superalloy, Procedia Engineering, 19 (2011) 150-155.
13. **M. Nalbant, H. Gökkaya, G. Sur,** Application of Taguchi method in the optimization of cutting parameters for surface roughness in turning, Materials & Design, 28 (2007) 1379-1385.
14. **J.Z. Zhang, J.C. Chen, E.D. Kirby,** Surface roughness optimization in an end-milling operation using the Taguchi design method, Journal of Materials Processing Technology, 184 (2007) 233-239.
15. **G. Singh, V. Jain, D. Gupta, A. Ghai,** Optimization of process parameters for drilled hole quality characteristics during cortical bone drilling using Taguchi method, J Mech Behav Biomed Mater, 62 (2016) 355-365.
16. **M. Savaşkan, Y. Taptık, M. Ürgen**, Deney tasarımı yöntemi ile matkap uçlarında performans optimizasyonu, itüdergisi/d, 3 (2004) 117-128.
17. **B.J. Bond, C.M. O'Brien, J.L. Russell, J.A. Heaney, M.L. Lasonde,** Rene 65 Billet Material for Forged Turbine Components, 8th International Symposium on Superalloy 718 and Derivates, 2014, pp. 107-118.
18. **R. Corne, C. Nath, M. El Mansori, T. Kurfess,** Study of spindle power data with neural network for predicting real-time tool wear/breakage during inconel drilling, Journal of Manufacturing Systems, 43 (2017) 287-295.
19. **A. Popa, M. Baili, G. Dessein, V. Dutilh,** Identification of tool failure modes in drilling Udimet® 720 superalloy, International conference on structural analysis of advanced materials (ICSAAM2011), Sinaia, Romania, 2011, pp. 128-142.
20. **M. Şirvancı,** Kalite için Deney Tasarımı - Taguçi Yaklaşımı, Literatür Yayınları, 1997.

SEÇİCİ LAZERLE ERGİTME YÖNTEMİ İLE ÜRETİLEN INCONEL 625 ALAŞIMLI PARÇADA YÜZEY BÜTÜNLÜĞÜNÜN İNCELENMESİ

Özhan KITAY, *ozhankitay@hotmail.com* Marmara Üniversitesi, 37722, İstanbul

Emre TAŞCIOĞLU, emre_tascioglu@hotmail.com Marmara Üniversitesi, 37722, İstanbul

Mustafa KAŞ, *musstafakas@gmail.com*, Gazi Üniversitesi, 06570, Ankara

Şafak NESLİ, *safaknesli@gmail.com*, Gazi Üniversitesi, 06570, Ankara

Yusuf KAYNAK, yusuf.kaynak@marmara.edu.tr, Marmara Üniversitesi, 37722, İstanbul

Oğuzhan YILMAZ, *oguzhanyilmaz@gazi.edu.tr* Gazi Üniversitesi, 06570, Ankara

ÖZET

Eklemeli imalat, geleneksel imalat yöntemleriyle üretimi mümkün olmayan parçaların üretiminde kolaylık sağlayan bir yöntem olarak görülmektedir. Ancak eklemeli imalatla üretilen parçaların yüzey kalitesinin beklenen seviyede olmaması önemli bir problem olarak karşımıza çıkmaktadır. Bu çalışmada, Inconel 625 toz malzemesi kullanılarak, toz yataklı seçici lazer ergitme (SLM) yöntemiyle üretilen parçaların yüzey kalitesi ve yüzey bütünlüğü karakteristikleri incelenmiştir. Yapılan analizlerde, lazer tarama yönüne paralel ve dik düzlemlerde incelemeler gerçekleştirilmiş olup iki düzlem arasındaki farklılıklar kıyaslanmıştır. Yüzey kalitesine tarama yönüne farklı düzlemlerde bakıldığında önemli farklılıkların oluştuğu gözlemlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Seçici Lazer Ergitme, Inconel 625, Eklemeli imalat

ABSTRACT

Additive manufacturing has been alternatively used for the parts which cannot be produced traditional manufacturing processes. However, poor surface quality of the parts produced via additive manufacturing is a challenging point. This paper presents the analysis on surface quality and surface integrity of the parts produced by selective laser melting (SLM) using Inconel 625 powders. The analyses were conducted on parallel and normal direction of laser scan and the comparison were made. There are some differences such as surface roughness, micro hardness, microstructure and phases were observed in the analyses.

Keywords: Selective Laser Melting, Inconel 625, Additive Manufacturing

1. GİRİŞ

Eklemeli imalat, geleneksel imalat yöntemleriyle üretimi mümkün olmayan karmaşık şekilli parçaların üretiminde kolaylık sağlamakla birlikte, hızlı şekilde prototip üretimine olanak sağlayan bir üretim yöntemidir [Kruth vd. 1998;Kranz vd. 2015;Zhang ve Attar 2016]. Sağladığı bu avantajlarından dolayı özellikle uzay, havacılık ve biyomedikal alanında tercih edilen bir yöntem haline gelmiştir. [Gibson vd. 2010]. Yaygın olarak tercih edilen çeşitli eklemeli imalat yöntemleri mevcut olmakla birlikte [Rännar vd. 2007;Dinda vd. 2008;Attar vd. 2014], en çok tercih edilen eklemeli imalat yöntemlerinden biri seçici lazer ergitmedir (SLM) [Spierings ve Levy 2009;Riemer vd. 2014].

Eklemeli imalatın geleneksel yöntemlere tercih edilmesine neden olan ve yukarıda bahsedilen avantajlı yanlarının yanı sıra, üretilen parçaların kötü yüzey kaliteleri bu imalat yönteminin olumsuz yanı olarak ön plana çıkmaktadır [Safdar vd. 2012]. Farklı eklemeli imalat yöntemleriyle farklı mühendislik malzemelerinden üretilen parçaların yüzey kaliteleri ve yüzey bütünlüğü karakteristiklerinin incelendiği çalışmalar yapılmakta ve gittikçe yaygınlaşmaktadır [List vd. 2014;Mertens vd. 2014;Murr 2015;Ahmadi vd. 2016;Wang vd. 2016;Chen vd. 2017].

Yapısında Ni bakımından zengin olan Inconel 625 süper alaşımı sahip olduğu üstün mekanik özelliklerinden dolayı havacılık ve uzay parçalarında yoğun şekilde tercih edilen bir mühendislik malzemesidir ve [Shankar vd. 2001], eklemeli imalat uygulamaları mevcuttur [List vd. 2014]. Literatürde eklemeli imalat yöntemiyle Inconel 625 toz malzemesi kullanılarak yapılan çalışmalar incelendiğinde, mikroyapı [Murr vd. 2011;Amato vd. 2012;Rivera vd. 2017], faz dönüşüm analizi (XRD) [Murr vd. 2011;Amato vd. 2012], modelleme [Anam vd. 2013], mekanik özelliklerinin [Murr vd. 2011;Rivera vd. 2017] incelendiği çalışmalar bulunmaktadır. Yapılan çalışmalar göz önüne alındığında, yüzey bütünlüğü karakteristikleri [Jawahir vd. 2011] bakımından komple bir çalışmanın henüz gerçekleştirilmediği görülmektedir.

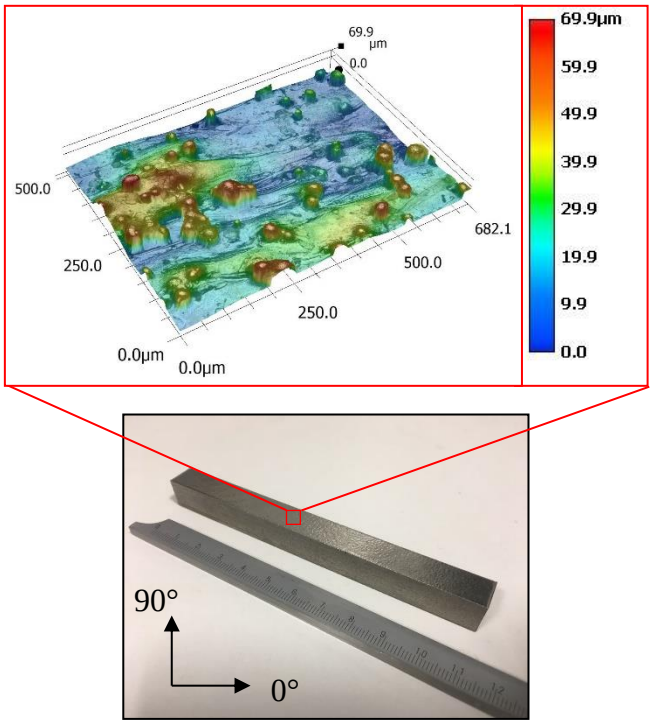
Bu çalışmada, Inconel 625 süper alaşım toz malzemesi kullanılarak, SLM yöntemiyle parçalar üretilmiş ve üretildikten sonra yüzey kalitesi ve pürüzlülüğü başta olmak üzere, yüzey bütünlüğü karakteristiklerinden faz dönüşüm, mikroyapı ve mikrosertlik özellikleri, tarama yönü 0º ve 90º derece olduğu durumlar için detaylı olarak incelenmiştir.

2. DENEYSEL TASARIM

Bu çalışmada, 10-40 µm Inconel 625 süper alaşım toz malzemesi kullanılmıştır. Parçalar bir eklemeli imalat yöntemi olan SLM yöntemi ile üretilmiş olup dikdörtgen prizma şeklindedir ve üretim parametreleri Tablo 1' de sunulmuştur. Dikdörtgen prizma şeklindeki parçaların ölçüleri 120x11x11 mm' dir. Üretilmiş parçaların resmi ve dijital optik mikroskop altında alınmış olan topoğrafik görüntüsü Şekil 1' de gösterilmiştir.

Tablo 1. SLM süreç parametreleri

Kullanılan Lazer Gücü	285 W
Lazer Tarama Hızı	960 mm/s
Toz Büyüklüğü	40 µm



Şekil 1. SLM yöntemi ile üretilmiş olan iş parçası malzemesi ve yüzey topoğrafik görüntüsü

Yüzey bütünlüğü karakteristiklerinden mikroyapı ve sertliğin incelenmesi hususunda iş parçasından alınan numuneler soğuk kalıplama yöntemi ile bakalite alınarak sırasıyla 60, 30 ve 15 mikron grid manyetik diskler ile zımparalama işlemine tabi tutulmuş olup sonrasında parlatma solüsyonu ile parlatma işlemi gerçekleştirilmiştir. Mikroyapı incelemesi için parlatılan numuneler 6ml HCl + 4ml Gliserin + 2ml HNO_3 çözeltisinde daldırma yöntemiyle dağlanmıştır. Parça yüzeyinin tarama yönüne paralel ve dik olmak üzere iki düzlemde yapılan topoğrafik ve mikroyapı incelemelerinde Keyence VHX 6000 dijital optik mikroskop

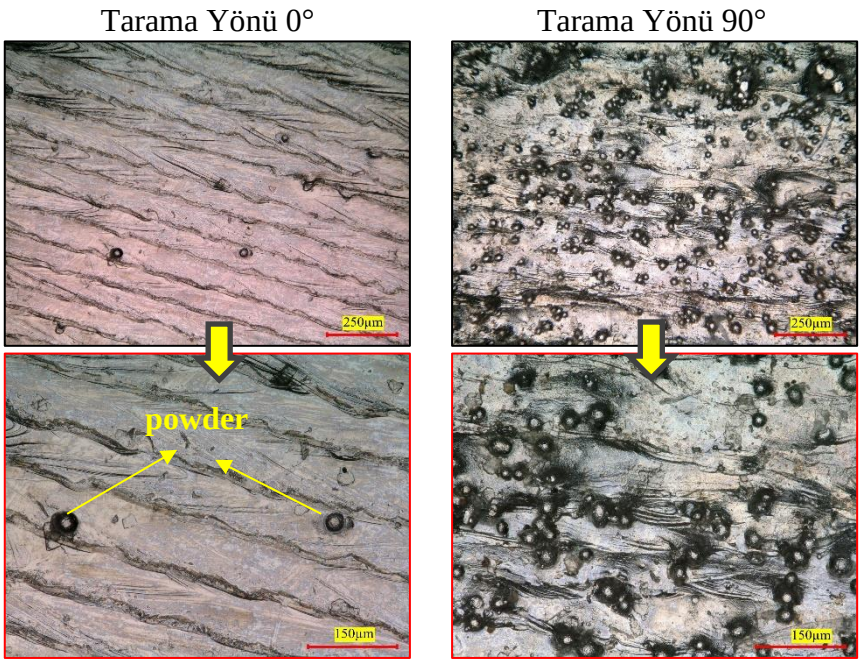
kullanılmıştır. Sertlik ölçümleri Future Tech FM310e vickers sertlik ölçme cihazında yapılmıştır. Yüzey pürüzlülüğü ölçümleri Mitutoyo SJ210 pürüzlülük ölçüm cihazıyla yapılmıştır.

3. DENEYSEL BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1. Yüzey Topoğrafisi

Eklemeli imalat yöntemi ile üretilen parçaların yüzey pürüzlülük değerleri, yöntemin sağladığı avantajların yanında olumsuz bir durum olarak karşımıza çıkmaktadır. Özellikle eklemeli imalat sonrası yüzey kalitesini iyileştirmeye yönelik çalışmalar tam anlamıyla sonuç vermemekte olup, eklemeli imalat yöntemiyle üretim esnasındaki parametrelerin seçimi bu durumu azaltıcı bir etken olabilmektedir.

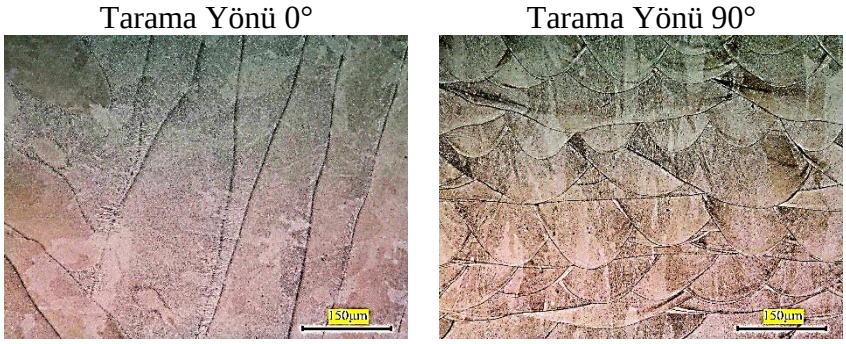
Şekil 2' de SLM yöntemi ile üretilmiş olan parçaların tarama yönüne paralel ve dik doğrultularda dijital optik mikroskop altında alınmış yüzey topoğrafik görüntüleri sunulmuştur. Grafikte de görüldüğü üzere tarama yönüne farklı açılardan bakıldığında yüzey kalitesi açısından bariz farklılıklar olduğu açıkça görülmektedir. Tarama yönüne paralel doğrultuda bakıldığında tarama yolu izleri belli olmaktadır. Tarama izlerinin yanı sıra tam erimemiş haldeki toz taneleri yüzeye yapışma durumu gözlemlenmiştir. Bu tozlar ve tarama izleri yüzey kalitesini bozucu etki göstererek karşımıza çıkmaktadır. Tarama yönüne dik düzlemde bakıldığında ise tarama izlerinin belirsizleştiği ve yüzeydeki toz partiküllerinin yoğunluğunun gözle görülür bir şekilde arttığı görülmektedir. Bunun sebebi lazer ışınının dış katmandaki toz partiküllere tam olarak etki edemeyişinden ve tozların erimemesinden kaynaklanmaktadır.



Şekil 2. Tarama yönüne farklı düzlemlerden elde edilen yüzey topoğrafik görüntüleri

3.2. Mikroyapı Analizi

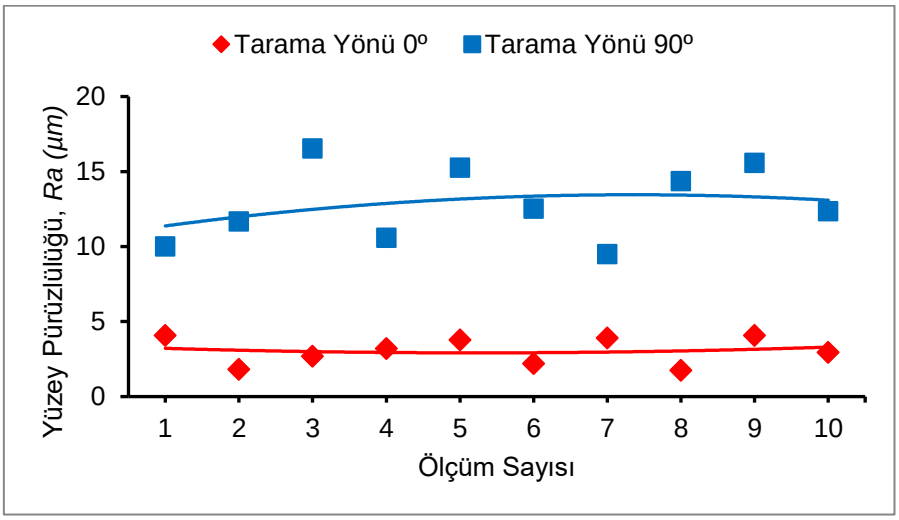
Eklemeli imalat yöntemiyle üretilen parçaların mikroyapı görüntüleri tarama yönüne dik ve paralel düzlemlerde olacak şekilde incelenmiştir ve mikroyapı görüntüleri Şekil 3' te sunulmuştur. Dijital optik mikroskop altında incelen görüntülere bakıldığında lazer ergitme sınırları bariz şekilde görülmektedir. Tarama yönüne paralel düzlemde bakıldığında tarama yolu izleri açık şekilde gözükmektedir. Tarama yönüne dik düzlemden bakıldığında ise ergitme havuz sınırları görülmektedir.



Şekil 3. Inconel 625 parçaların mikroyapı görüntüleri

3.3. Yüzey Pürüzlülüğü

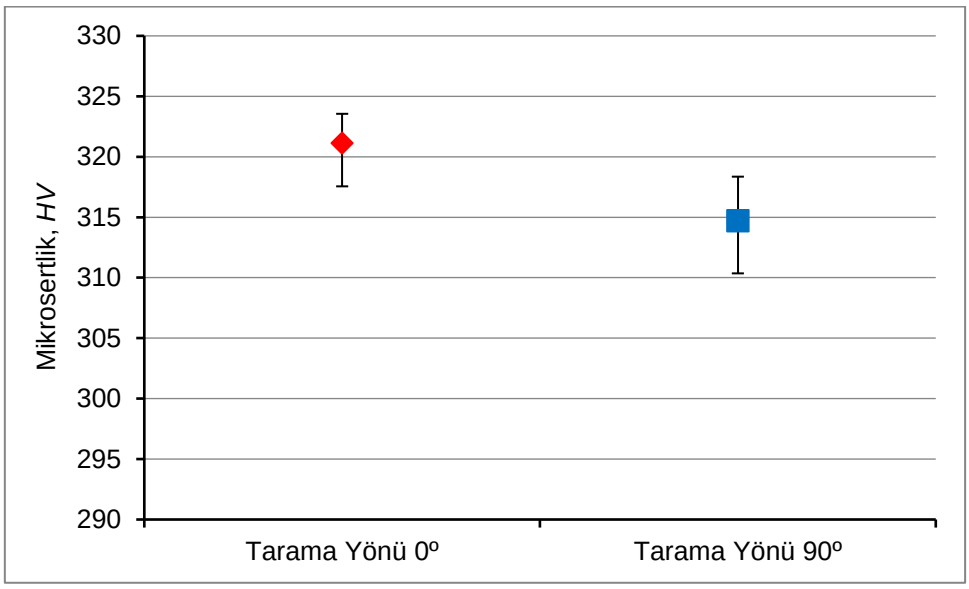
Üretilen parçaların tarama yönüne paralel ve dik doğrultularda yüzey pürüzlülük değeri Şekil 4' te sunulmuştur. Tarama yönüne paralel ve dik düzlemlerden numunenin farklı noktalarından 10' ar defa pürüzlülük değerleri ölçülmüştür. Görüleceği üzere her iki düzlemde de sabit bir pürüzlülük değeri yerine farklı değerler söz konusudur. Tarama yönüne dik olarak yapılan pürüzlülük ölçümlerinde, değerler arasında bariz farklar görülmüştür. En düşük pürüzlülük değeri 9.5 µm iken en yüksek pürüzlülük değeri 16.6 µm olarak ölçülmüştür. Pürüzlülük değerlerinin ortalaması alındığında 12.8 µm değeri ortaya çıkmaktadır. Tarama yönüne paralel yapılan ölçümlere bakıldığında ise dik düzleme kıyasla daha düşük pürüzlülük değerleri elde edilmiştir. Tarama yönüne paralel düzlemdeki pürüzlülük değerlerinin ortalaması 3 µm olarak ölçülmüştür. Tarama yönüne dik düzlemde alınan ölçümlerin ortalaması tarama yönüne paralel olarak alınan ölçümlerin ortalamasından %326 daha fazladır.



Şekil 4. SLM yöntemiyle üretilen Inconel 625 parçaların yüzey pürüzlülük değeri

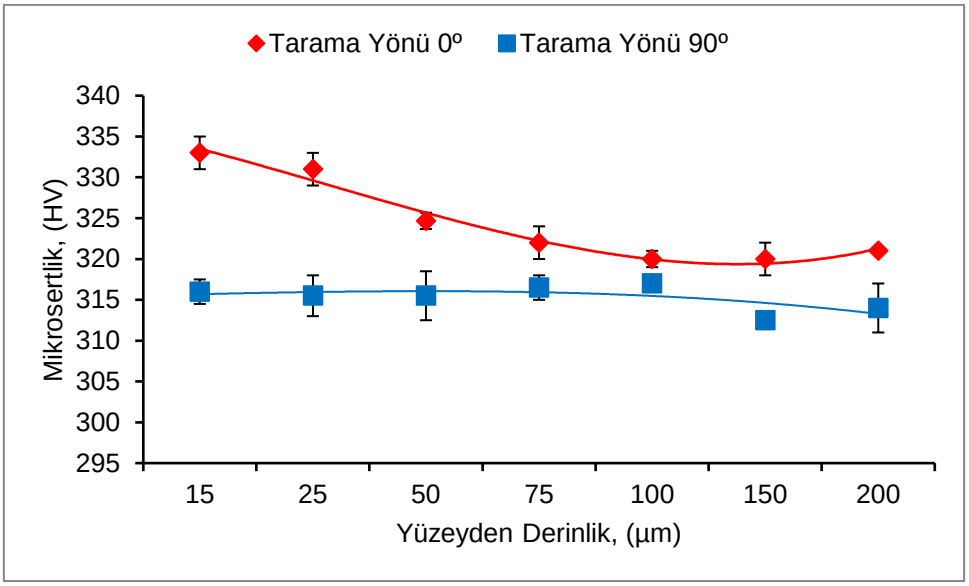
3.4. Mikrosertlik

Eklemeli imalat yöntemiyle üretilen Inconel 625 iş parçasının sertliğini araştırmak için ölçümler yapılmış ve Şekil 5‘ da sunulmuştur. Sonuçlar iş parçası malzemesinin tarama yönüne paralel ve tarama yönüne dik olarak iki farklı düzlemden alınmıştır. Grafikte alınan ölçümlerin ortalama sertlik değerleri gösterilmektedir. İki düzlemde az da olsa mikro sertlik açısından farklılık gözlemlenmektedir. Tarama yönüne paralel alınan ölçümler tarama yönüne dik alınan ölçümlerden yaklaşık olarak %2 daha fazla çıkmıştır. Bunun sebebi eklemeli imalat yöntemi ile üretilen malzemenin anizotropik mikro yapısından kaynaklanmaktadır. [Thijs vd. 2013;Wu vd. 2014;Popovich vd. 2017;Yusuf vd. 2017]



Şekil 5. Tarama yönüne dik ve paralel düzlemlerin mikrosertlik değerleri

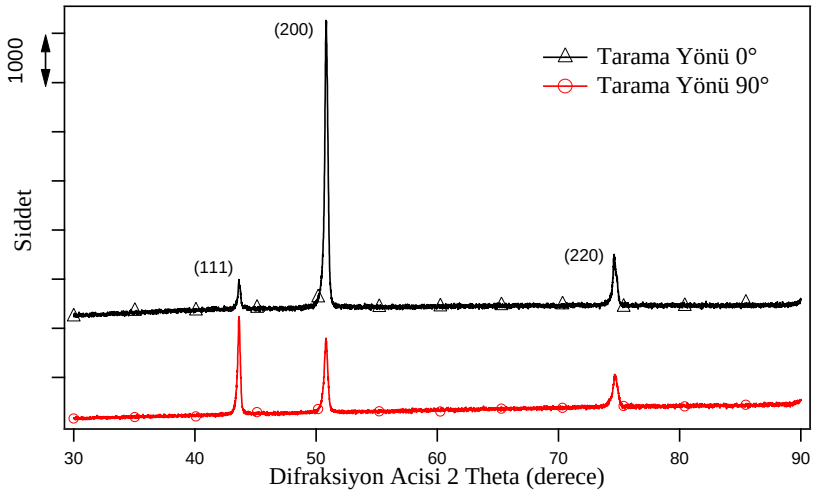
Tarama yüzeyine paralel ve dik düzlemden SLM yöntemiyle üretilmiş parçanın derinine doğru inildikçe mikrosertlikte meydana gelen değişim Şekil 6' da sunulmuştur. Görüleceği üzere tarama yönüne paralel düzlemde dıştan içe doğru sertlik değerleri incelendiğinde, tarama yönüne dik düzlemde dıştan içe doğru ölçülen sertlik değerlerinden daha yüksektir. Tarama yüzeyinden 15 µm derinlikte tarama yüzeyine paralel düzlemde sertlik değeri 333 HV iken tarama yüzeyine dik düzlemde 15 µm derinlikte ölçülen sertlik değeri 316 HV olarak ölçülmüştür. Tarama yüzeyine paralel düzlemde ölçülen sertlik değerlerinin kısmen daha yüksek olması, tarama işlemi sırasında dış yüzeyle temastan dolayı daha çabuk soğumanın meydana gelmesiyle açıklanabilir.



Şekil 6. Tarama yönüne paralel ve dik düzlemlerden dıştan içe doğru sertlik değerleri

3.5. Faz Analizi

SLM yöntemiyle üretilen Inconel 625 parçaların tarama yönüne paralel ve dik düzlemlerin XRD analiz sonuçları Şekil 7' de gösterilmiştir. Şekilde de görüleceği üzere tarama yönüne bağlı olarak pik şiddetlerinde de bariz farklılıklar mevcuttur. Pik oluşan açılar ve pik şiddetleri Tablo 2' de sunulmuştur. Pikler SLM yöntemiyle üretilen malzemenin östenit faz olduğunu göstermektedir. Lazer ergitme hızı çok fazla olması ve katılaşma süresinin kısa sürmesi, bu durumu açıklayıcıdır. Atomik yeniden yapılanma hızı difüzyon hızından daha hızlı gerçekleşmekle beraber, çözünen atomlar Ni matrisi içinde hapsolarak faz dönüşümü zor hale gelmektedir [Li vd. 2015].



Şekil 7. Tarama yönüne paralel ve dik düzlemlerden XRD sonuçları

Tablo 2' deki değerler incelendiğinde (200) ve (220) düzlemlerindeki pik açılarında, tarama yönüne paralel düzleme kıyasla tarama yönüne dik düzlemdeki pik açılarında büyüme meydana geldiği görülmektedir. Bu durum kristal boyutundaki büyümeyle alakalı olmakla beraber, östenit fazı kristal düzleminin alanının artmasını göstermektedir [Amato vd. 2012;Li vd. 2015].

Tablo 2. XRD piklerinin şiddet ve açı değerleri

	Pik Şiddeti			Pik Açısı		
Tarama Yönü	(111)	(200)	(220)	(111)	(200)	(220)
0º	407	5644	847	43,51	50,60	74,24
90º	1889	1429	578	43,51	50,72	74,36

4. SONUÇLAR

SLM yöntemiyle üretilen Inconel 625 süper alaşım parçalarının tarama yönüne paralel ve dik düzlemlerden yüzey kalitesi ve yüzey bütünlüğü karakteristikleri kapsamında incelenmiştir.

Tarama yönüne dik düzlemdeki yüzey pürüzlülük değerleri, tarama yönüne paralel düzlemdeki pürüzlülük değerlerinden daha fazla olduğu görülmüştür. Mikroyapı görüntülerinde tarama yönüne farklı düzlemlerden bakıldığında farklı lazer ergitme sınırları söz konusudur. Mikrosertlik değerleri tarama yönüne dik ve paralel düzlemlere göre incelendiğinde sertlik değerlerinde bariz bir farklılığın olmadığı gözlemlenmiştir.

KAYNAKÇA

1. **Ahmadi, A., et al. (2016).** "Effect of manufacturing parameters on mechanical properties of 316L stainless steel parts fabricated by selective laser melting: a computational framework." Materials & Design 112: 328-338.

2. **Amato, K., et al. (2012).** "Comparison of microstructures and properties for a Ni-base superalloy (alloy 625) fabricated by electron beam melting." Journal of Materials Science Research 1(2): 3.

3. **Anam, M. A., et al. (2013).** Modeling and experimental validation of nickel-based super alloy (Inconel 625) made using selective laser melting. Solid Freeform Fabrication (SFF) Symposium, University of Texas at Austin, Austin, TX, Aug.

4. **Attar, H., et al. (2014).** "Manufacture by selective laser melting and mechanical behavior of commercially pure titanium." Materials Science and Engineering: A 593: 170-177.

5. **Chen, X., et al. (2017).** "Microstructure and mechanical properties of the austenitic stainless steel 316L fabricated by gas metal arc additive manufacturing." Materials Science and Engineering: A.

6. **Dinda, G., et al. (2008).** "Fabrication of Ti-6Al-4V scaffolds by direct metal deposition." Metallurgical and Materials Transactions A 39(12): 2914-2922.

7. **Gibson, I., et al. (2010).** Additive manufacturing technologies, Springer.

8. **Jawahir, I., et al. (2011).** "Surface integrity in material removal processes: Recent advances." CIRP Annals-Manufacturing Technology 60(2): 603-626.

9. **Kranz, J., et al. (2015).** "Design guidelines for laser additive manufacturing of lightweight structures in TiAl6V4." Journal of Laser Applications 27(S1): S14001.

10. **Kruth, J.-P., et al. (1998).** "Progress in additive manufacturing and rapid prototyping." CIRP Annals-Manufacturing Technology 47(2): 525-540.

11. **Li, S., et al. (2015).** "Microstructure characteristics of Inconel 625 superalloy manufactured by selective laser melting." Journal of Materials Science & Technology 31(9): 946-952.

12. **List, F., et al. (2014).** "Properties of Inconel 625 mesh structures grown by electron beam additive manufacturing." Materials Science and Engineering: A 615: 191-197.

13. **Mertens, A., et al. (2014).** "Mechanical properties of alloy Ti–6Al–4V and of stainless steel 316L processed by selective laser melting: Influence of out-of-equilibrium microstructures." Powder Metallurgy 57(3): 184-189.

14. **Murr, L. (2015).** "Metallurgy of additive manufacturing: Examples from electron beam melting." Additive Manufacturing 5: 40-53.

15. **Murr, L. E., et al. (2011).** "Microstructural architecture, microstructures, and mechanical properties for a nickel-base superalloy fabricated by electron beam melting." Metallurgical and Materials Transactions A 42(11): 3491-3508.

16. **Popovich, V., et al. (2017).** "Functionally graded Inconel 718 processed by additive manufacturing: Crystallographic texture, anisotropy of microstructure and mechanical properties." Materials & Design 114: 441-449.

17. **Rännar, L.-E., et al. (2007).** "Efficient cooling with tool inserts manufactured by electron beam melting." Rapid Prototyping Journal 13(3): 128-135.

18. **Riemer, A., et al. (2014).** "On the fatigue crack growth behavior in 316L stainless steel manufactured by selective laser melting." Engineering Fracture Mechanics 120: 15-25.

19. **Rivera, O., et al. (2017).** "Microstructures and mechanical behavior of Inconel 625 fabricated by solid-state additive manufacturing." Materials Science and Engineering: A 694: 1-9.

20. **Safdar, A., et al. (2012).** "Effect of process parameters settings and thickness on surface roughness of EBM produced Ti-6Al-4V." Rapid Prototyping Journal 18(5): 401-408.

21. **Shankar, V., et al. (2001).** "Microstructure and mechanical properties of Inconel 625 superalloy." Journal of Nuclear Materials 288(2-3): 222-232.

22. **Spierings, A. B. and G. Levy (2009).** Comparison of density of stainless steel 316L parts produced with selective laser melting using different powder grades. Proceedings of the Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, TX.

23. **Thijs, L., et al. (2013).** "Strong morphological and crystallographic texture and resulting yield strength anisotropy in selective laser melted tantalum." Acta Materialia 61(12): 4657-4668.

24. **Wang, J., et al. (2016).** "Effect of location on microstructure and mechanical properties of additive layer manufactured Inconel 625 using gas tungsten arc welding." Materials Science and Engineering: A 676: 395-405.

25. **Wu, A. S., et al. (2014).** "An experimental investigation into additive manufacturing-induced residual stresses in 316L stainless steel." Metallurgical and Materials Transactions A 45(13): 6260-6270.

26. **Yusuf, S. M., et al. (2017).** "Investigation on porosity and microhardness of 316L stainless steel fabricated by selective laser melting." Metals 7(2): 64.

27. **Zhang, L. C. and H. Attar (2016).** "Selective laser melting of titanium alloys and titanium matrix composites for biomedical applications: a review." Advanced Engineering Materials 18(4): 463-475.

ŞEKİL HAFIZALI NiTi ALAŞIMIN KURU, MQL VE KRİYOJENİK KOŞULLARDA İŞLENMESİNDE KESİCİ TAKIM AŞINMASIYLA İŞ PARÇASI YÜZEY KALİTESİ ARASINDAKİ İLİŞKİNİN ARAŞTIRILMASI

Özhan KITAY, ozhankitay@hotmail.com Marmara Üniversitesi, 37722, İstanbul

Yusuf KAYNAK, yusuf.kaynak@marmara.edu.tr Marmara Üniversitesi, 37722, İstanbul

ÖZET

Uzay, otomotiv ve biyomedikal alanlarında kullanılan Şekil Hafızalı NiTi Alaşımın talaşlı imalatı sırasında karşılaşılan en büyük sorunlardan biri kesici takımda meydana gelen aşınmalar ve bunun sonucu oluşan kötü yüzey kalitesidir. Özellikle biyomedikal alanında tercih edilen NiTi alaşımın yüzey kalitesi önem arz etmektedir. Bu çalışmada, kesici takım aşınmasının ilerleyişi ile NiTi alaşımın yüzey kalitesi arasındaki ilişki sabit kesme parametrelerinde minimum miktarda yağlama (MQL), Kriyojenik koşulda (sıvı azot, LN2) ve kuru kesme koşullarında tornalama operasyonunda test edilmiştir. Elde edilen bulgular kuru kesme ile kıyaslanmıştır. Kuru ve MQL kesmeye kıyasla, kriyojenik koşulda yüzey kalitesinde önemli ölçüde iyileşme görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Kriyojenik talaşlı imalat, MQL, Şekil hafızalı NiTi alaşım, Yüzey kalitesi

ABSTRACT

One of the biggest problems encountered during machining of NiTi Shape Memory Alloy (SMA) used in space, automotive and biomedical sector is the poor surface quality due to extremely high tool wear. The surface quality of NiTi alloy, which is preferred especially in biomedical industry, is important. In this study, turning operation was performed under cryogenic condition using liquid nitrogen (LN2), minimum quantity lubrication (MQL) condition, and dry machining conditions at constant cutting parameters to investigate the relationship between progression of wear and surface quality of the NiTi alloy. The findings were compared with dry cutting. Significant improvement in surface quality was observed in the cryogenic condition.

Keywords: Cryogenic machining, MQL, NiTi shape memory alloy, Surface quality

1. GİRİŞ

Şekil Hafızalı Alaşımlar uzay, otomotiv, biyomedikal gibi birçok alanda yaygın olarak kendine uygulama alanı bulmuş bir malzemedir [Lagoudas 2008]. Genellikle piyasada en çok kullanılan NiTi alaşımıdır ve genel olarak %50 Ni ve %50 Ti kompozisyonuna sahip olmakla birlikte, az da olsa yüzdesel olarak Ni oranında ki artış malzemenin neredeyse vücut sıcaklığı aralıklarında süperelastik özellik göstermesini sağlar [Duerig ve Ark., 1999; Morgan, 2004]. Bu özelliği sayesinde özellikle biyomedikal uygulamalarda kulllanımı tercih edilmektedir [Rondelli, 1996; Shabalovskaya, 1996].

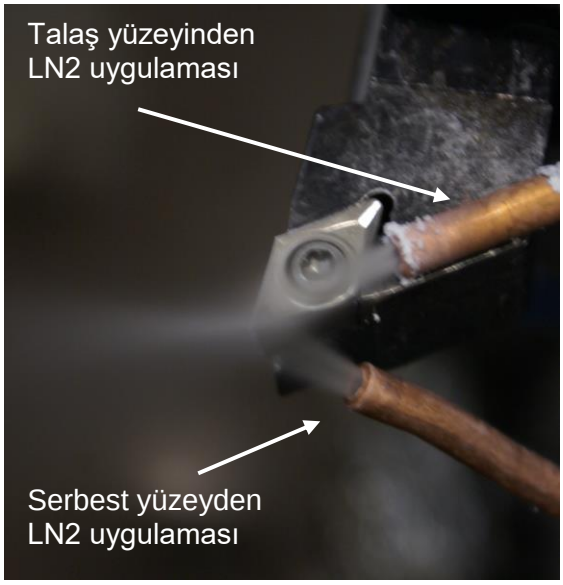
NiTi alaşımı sahip olduğu yüksek oranda pekleşme kabiliyeti, yüksek süneklik, düşük ısıl iletkenlik, ve faz dönüşümü [Weinert ve Petzoldt, 2004; Kaynak ve Ark., 2014] gibi özelliklerden dolayı Ti-6AL-4V ve Inconel 718 alaşımları [Bermingham ve Ark., 2011; Pusavec ve Ark., 2011] gibi talaşlı imalatı zor malzemeler grubunda değerlendirilir. Bu özelliklerinden dolayı NiTi malzemenin talaşlı imalatı sırasında karşılaşılan uzun, kırılmayan ve sarmış talaşlar malzemenin yüzey kalitesine zarar vermekte ve işleme sürecini zorlaştırmaktadır [Weinert ve Petzoldt 2004; Kaynak ve Ark., 2013]. Literatürde bu problemleri çözmeye yönelik işleme sırasında farklı soğutucu ve yağlayıcıların kullanıldığı çalışmalar mevcuttur [Ezugwu, 2005]. Özellikle LN_2 ile kriyojenik işlemenin kesici takım üzerinde olumlu etki yaptığı ve NiTi alaşımın yüzey kalitesinde iyileştirmeler sağladığı görülmüştür [Kaynak ve Ark., 2013; 2014].

Yapılan bu çalışmada NiTi şekil hafızalı alaşımının kuru, MQL ve LN_2 ile kriyojenik koşullarda talaşlı imalatı sürecinde kesici takım aşınmasına bağlı olarak yüzey topografisi ve pürüzlülüğünde meydana gelen değişimler incelenmiştir.

2. DENEYSEL TASARIM

Bu çalışmada kullanılan iş parçası vakum ark ergitme (VAR) yöntemiyle üretildikten sonra sıcak haddeleme ve 750 ºC sıcaklıkta 30 dk boyunca tavlama işlemine tabi tutulmuş, oda sıcaklığında östenit fazda ve yapısında %50.8 oranında Ni elementi bulunan 12.5 mm çapında silindir NiTi Şekil Hafızalı Alaşımıdır [Kaynak ve Ark., 2015]. Alaşımın faz dönüşüm sıcaklıkları kırınım tarama kalorimetresi (DSC) yöntemiyle ölçülmüş ve uygulanan işlemler Tablo 1' de verilmiştir. Deneylerde TiB_2 kaplamalı, 18-20 µm kenar yarıçapına sahip A DCGT11T308HP KC5410 kesici takım kullanılmıştır. Bu kalitedeki kesici takım endüstride NiTi şekil hafızalı alaşımının tornalanması operasyonlarında genellikle en çok tercih edilen takım türüdür [Kaynak ve Ark., 2013]. Takım tutucu olarak SDJCL123BH5M kullanılmıştır.

Deneyler Mazak QT-10 CNC torna tezgahında gerçekleştirilmiştir. Yapılan deneylerde ilerleme değeri (f) 0.05 mm/dev, kesme derinliği (a_p) 0.5 mm ve kesme hızı (V_c) 25 m/dak olarak sabit alınmıştır. Deneyler, hiçbir soğutucu/yağlayıcının kullanılmadığı kuru kesme koşulu, sıvı azotunun kesici takımın hem serbest hem de talaş yüzeyinden 15 bar basınç ve 10 g/s debide kullanıldığı kriyojenik kesme koşulu, ve60 ml/saat debi ve 0.4 bar hava basıncının uygulandığı minimum miktarda yağlama koşulunda gerçekleştirilmiştir. Kriyojenik kesme koşulunda sıvı azotun kesme bölgesine uygulanması Şekil 1' de gösterilmiştir.



Şekil 1. Talaş ve serbest yüzeyden kriyojenik uygulama gösterimi [Kaynak ve Ark., 2015]

Yapılan talaş kaldırma operasyonlarında kesme süresi 1, 2, 3 ve 4. dakikalar sonunda yüzey topografisi ve pürüzlülüğü ölçümleri yapılmıştır. Yüzey topografileri Keyence VHX-6000 Dijital Optik Mikroskop ile, yüzey pürüzlülükleri ise Mitutoyo SJ210 pürüzlülük ölçme cihazı ile yapılan 4 ölçümün ortalaması alınarak ölçülmüştür.

Tablo 1. Ergitme, işleme, ısıl işlem ve martezit başlangıç(M_s), martenzit bitiş(M_f), östenit başlangıç(A_s), östenit bitiş(A_f) sıcaklıkları (ºC)

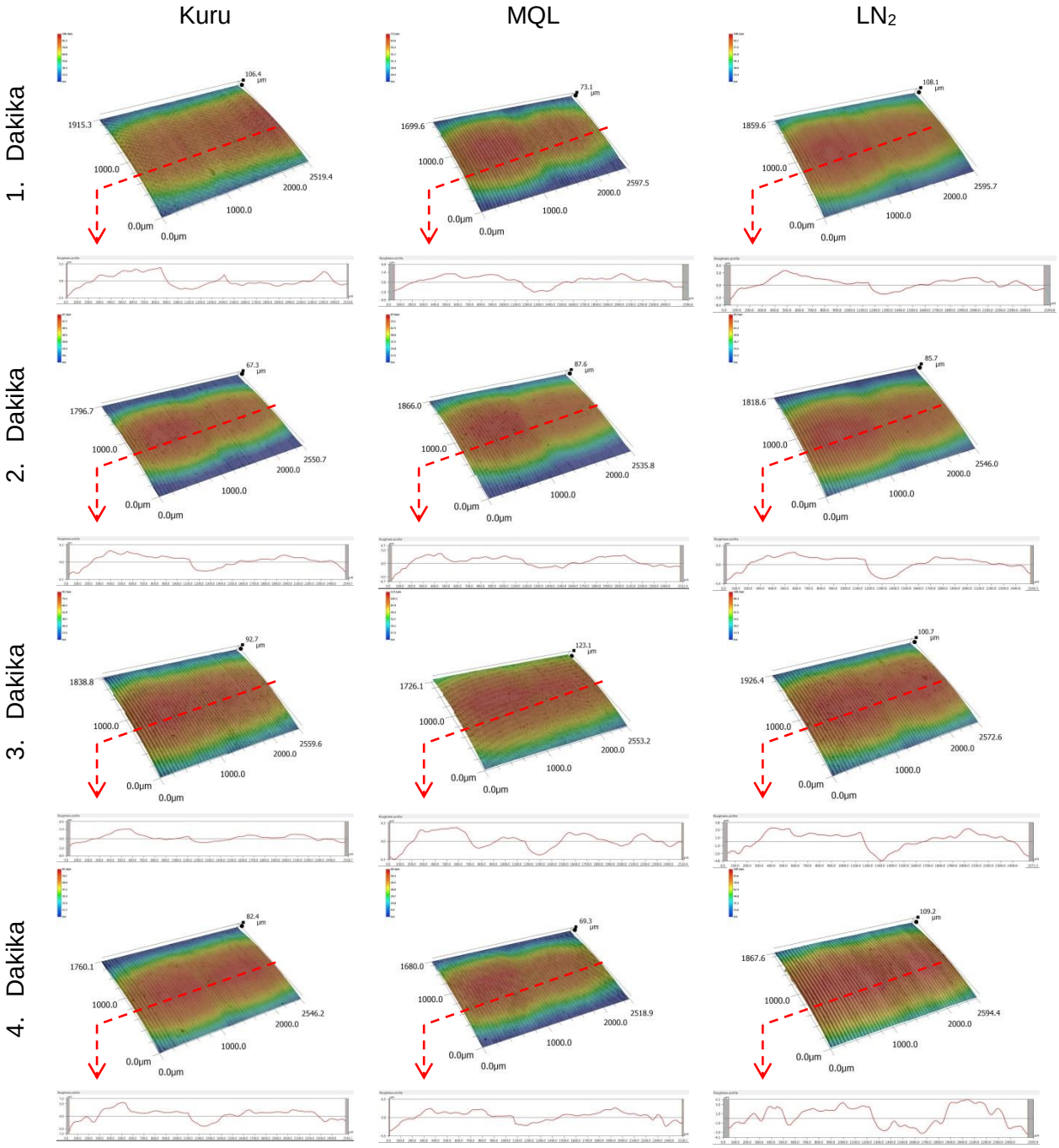
Ergitme Yöntemi	Uygulanan İş	Isıl İşlem	M_s	M_f	A_s	A_f
VAR	Sıcak haddeleme	Tavlama	-32	-71	-43	11

3. DENEYSEL BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1. Yüzey Topografisi

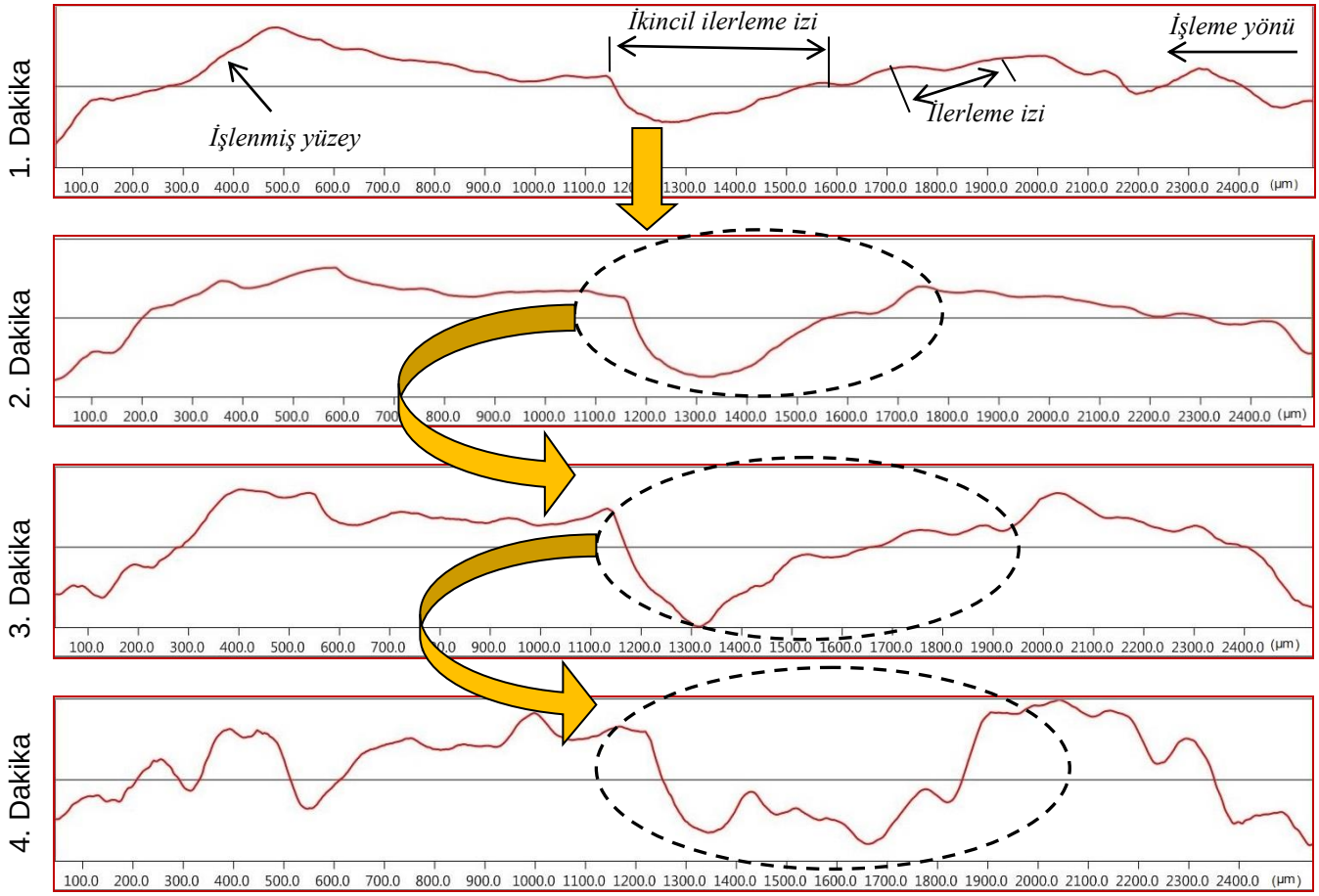
Farklı soğutucu/yağlayıcı koşullarda işlenmiş NiTi alaşımın yüzey topografi görüntüleri ve pürüzlülük profilleri kesme süresine bağlı olarak Şekil 2' de sunulmuştur. Pürüzlülük profilleri

incelendiğinde, işlenmiş yüzeyde kararlı bir eğilimin gerçekleşmediği görülmektedir. Genellikle kararsız ilerleme izleri nedeniyle düzensiz yüzey profillerinin oluştuğu gözlemlenmiştir. Bu duruma neden olan ise kesici takımda meydana gelen aşınmalardır. Kesilmesi zor malzemeler grubundan olan NiTi alaşımın özellikle talaşlı imalatında, kesici takımda oluşan aşınma ve tahribatların yüzey kalitesine olumsuz etkisi bilinen bir durumdur [Kaynak ve Ark., 2013; Kaynak ve Ark., 2015]. Bahsedilen bu durumun daha iyi anlaşılması hususunda kriyojenik kesme koşulunda kesme süresinin artmasıyla pürüzlülük topografisinde meydana gelen değişimler ve gerçekleşen topografik olaylar Şekil 3' te gösterilmiştir.



Şekil 2. İşlenmiş yüzey ve pürüzlülük profilleri

Şekil 3' te görüleceği üzere yüzey pürüzlülüğü profilinde iki farklı ilerleme mekanizmasından bahsetmek mümkündür. Bunlardan biri talaşlı imalat sırasında ilerleme değerinden kaynaklı oluşan ilerleme izleridir. Diğer ilerleme izinden kasıt ise, talaşlı imalat operasyonu sırasında kesici takımda meydana gelen aşınmalar sonucu, işlenmiş yüzeyde ikincil ilerleme izi diye bahsedilen dalgalanmaların oluşmasıdır.

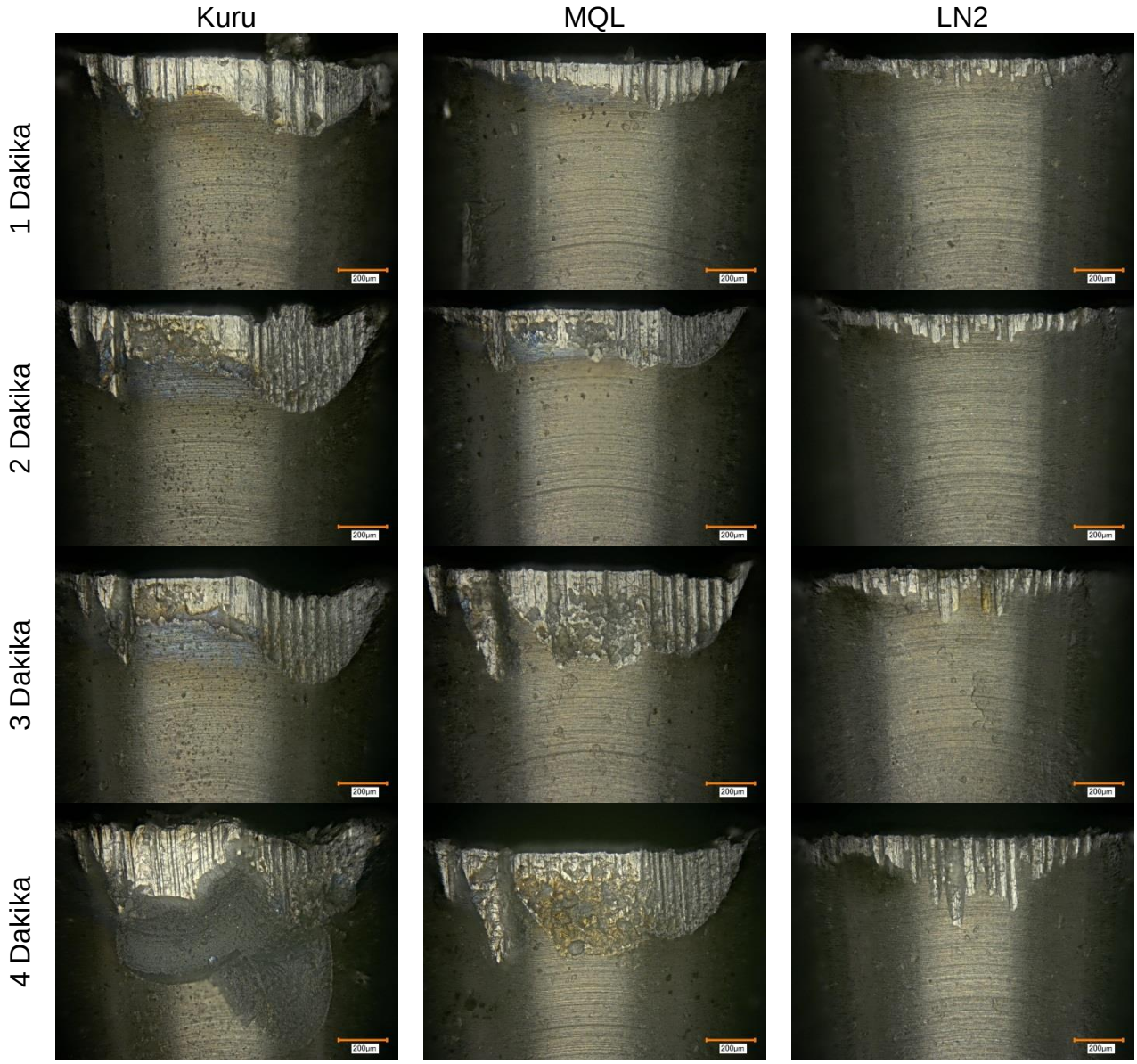


Şekil 3. Kriyojenik kesme koşulunda takım aşınmasının işlenen malzemenin pürüzlülük profiline etkisi

Öyle ki bu dalgalanmalar tüm kesme koşullarında görülmekle birlikte özellikle kriyojenik kesme koşulunda bariz şekilde kendini belli etmiştir. Bir dakikalık kesme süresi sonunda oluşan pürüzlülük profilindeki dalgalanmadan kaynaklı açıklık, kesme süresinin artmasıyla artmış, kesme süresi 4 dakikaya ulaştığında 1. dakikaya kıyasla yaklaşık 2 kat artmıştır. Bu durumun oluşmasına en büyük etken kesici takım burun bölgesinde meydana gelen aşınmadır. Çünkü her ne kadar tornalama operasyonunda oluşan talaşlar genellikle kesici takımın talaş yüzeyiyle kesme bölgesinden uzaklaştırılıyorsa da, işlenen malzemenin yüzey kalitesine en çok etki eden kısım talaş ve serbest yüzeyden çok burun kısmıdır diyebiliriz. Yüzey pürüzlülüğünü ifade etmede kullanılan R_a yüzey pürüzlülük formülünde de görüleceği üzere [Shaw ve Cookson 1984], pürüzlülüğe etki eden parametrelerden biri de kesici takım burun yarıçapı(r_c) olmakla beraber diğeri ilerleme değeridir(f).

$$R_a = \frac{0.0321 \times f^2}{r_c} \quad (1)$$

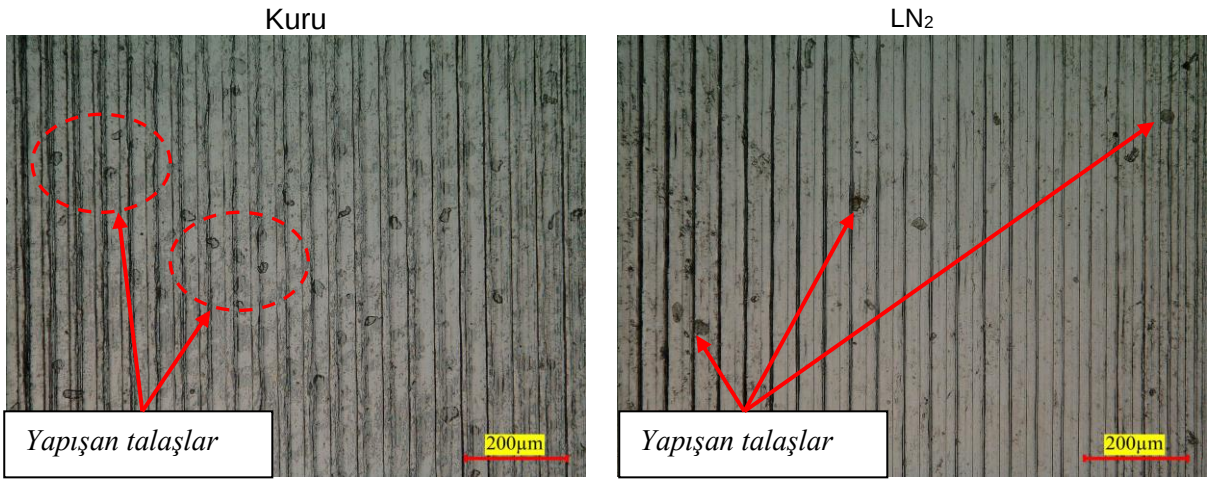
Bu hususta tüm kesme kesme koşullarında kesici takım burun bölgesinde meydana gelen aşınma ilerlemesi Şekil 4' te sunulmuştur. Görüleceği üzere ilk kesme dakikasından itibaren tüm koşullarda kesme süresinin artmasıyla kesici takım burun aşınmasında artış eğilimi devam etmiş, kuru ve MQL koşuluna oranla kriyojenik işlemenin aşınmayı azalttığı görülmüştür [Kaynak ve Ark., 2015].



Şekil 4. Farklı kesme koşullarında kesme süresine bağlı kesici takım burun aşınmaları [Kaynak ve Ark., 2015]

Kuru kesme ve kriyojenik koşulunda 3 dakika kesme süresi sonunda işlenmiş malzemenin yüzey görüntüsünün incelemesi Şekil 5' te sunulmuştur. Görüleceği üzere işlenmiş yüzeylerde talaş yapışması sorunu mevcuttur. Kriyojenik işlemeye göre kuru kesmede talaş

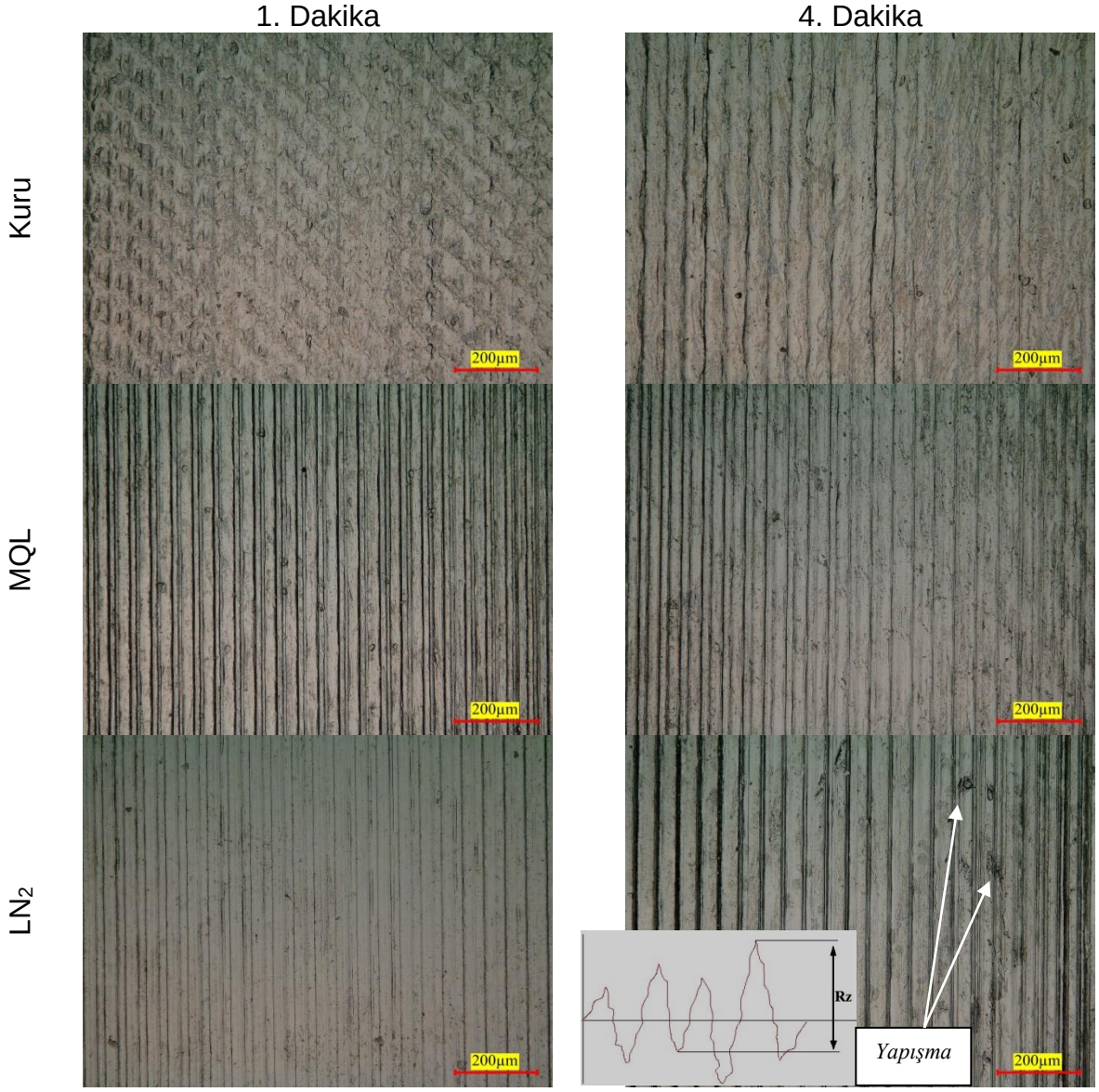
yapışma yoğunluğunun daha fazla olduğu görülmektedir. LN2 nin soğutucu etkisinden dolayı talaş kaldırma operasyonu sırasında kesme sıcaklığı kuru kesmeye göre çok daha düşüktür. Kriyojenik soğutucunun etkisiyle malzemenin gevrek davranış sergilemesi ve düşük sıcaklığında etkisiyle işleme sırasında talaş parçacıklarının işlenmiş yüzeye yapışması kaçınılmaz olmaktadır [Kaynak ve Ark., 2015]. Kuru kesmede ise talaş kaldırma operasyonu sırasında oluşan yüksek kesme sıcaklığından dolayı malzemede meydana gelen termal yumuşama nedeniyle kesici takımda oluşan ağız birikintisi(BUE) olayı, yüzeye yapışan kalıntıları açıklayıcıdır [Kaynak ve Ark., 2015]. Tüm bu durumlar ele alındığında NiTi alaşımın yüzey kalitesinin her ne kadar biyomedikal alanında istenen yüzey pürüzlülüğü değerini karşılasada [Duman ve Kaynak, 2016], yüzey kalitesi bakımından kusurlu olduğu ve istenen seviyeye ulaşmadığı görülmektedir.



Şekil 5. İşlenmiş malzemenin yüzeyinde oluşan topografik yapılar (3.dakika)

Farklı kesme koşullarında 1 ve 4. kesme dakikalarında elde edilen yüzeylerin resimleri Şekil 6' da sunulmuştur. Görüleceği üzere kesme süresinin artışıyla beraber yüzey kalitesindeki kötüleşme de paralellik göstermiştir. Kuru kesmede 1. kesme dakikası sonunda tırlama vari yüzey yapısı 4. kesme dakikası sonunda yerini bozuk ilerleme izlerine bırakmıştır. MQL koşulunda 4. kesme dakikası sonunda oluşan yüzey yapısı ilk dakikadaki yüzeye benzerdir. Aslında MQL koşulunda oluşan en kötü yüzey pürüzlülük değeri 3. Kesme dakikası sonunda elde edilmiştir. Diğer koşullarda olduğu gibi kesme boyunca yüzey kalitesinde kötüleşme beklenirken, takımındaki burun aşınması 4. Kesme dakikasında silici uç(wiper) gibi davranmış ve az da olsa yüzeyde iyileşmeye yol açmıştır. Kriyojenik koşulda 1. kesme dakikası sonunda oldukça düz ve temiz bir yüzey elde edilmiştir. Tüm kesme koşulları arasında elde edilen yüzeyler kıyaslandığında en iyi yüzey burada elde edilmiştir. Kesme süresi 4 dakikaya ulaştığında ise kriyojenik kesme koşulunda elde edilen işlenmiş yüzeyin de kötüleştiği görülmektedir. İlerleme izleri düzgün ve belirgin olmakla beraber pürüzlülük profilinde tepe ve dip noktalar olarak tabir edilen iki konum arasındaki mesafede artış

olmuştur. Bu durum Şekil 3' te de açık şekilde belirgin olmakla beraber, yüzey pürüzlülüğü ölçümlerinde genelde kullanılan R_a değerinden çok R_z değeri ve yüzeye yapışan talaş kalıntıları yüzeyin kötüleşmesini açıklayıcıdır.

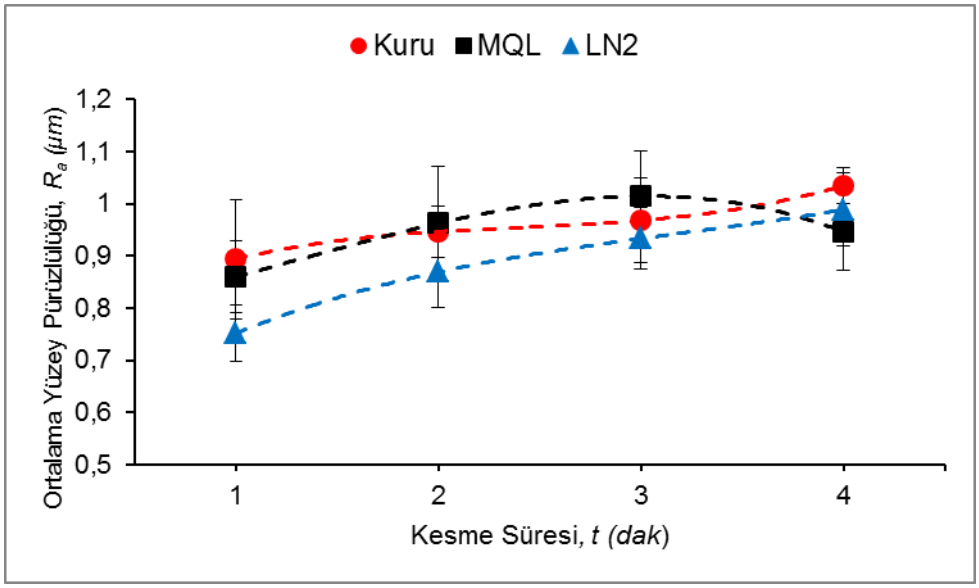


Şekil 6. Farklı kesme koşullarında 1 ve 4. kesme dakikaları sonunda oluşan yüzeyler

3.2. Yüzey Pürüzlülüğü

Şekil hafızalı NiTi alaşım kullanım alanları bakımından ele alındığında yüzey kalitesi önem arz eden bir malzemedir. Bu malzemenin talaşlı imalatı sırasında karşılaşılan sorunlar, işlenmiş malzemenin yüzey kalitesine olumsuz etki etmektedir. Özellikle talaş kaldırma operasyonu sırasında meydana gelen talaş sarması olayı [Weinert ve Petzoldt 2004], ve yüzeye yapışan talaş kalıntıları [Kaynak ve Ark., 2014] yüzey kalitesini ve pürüzlüğünü olumsuz etkileyen etmenler olarak sıranabilir.

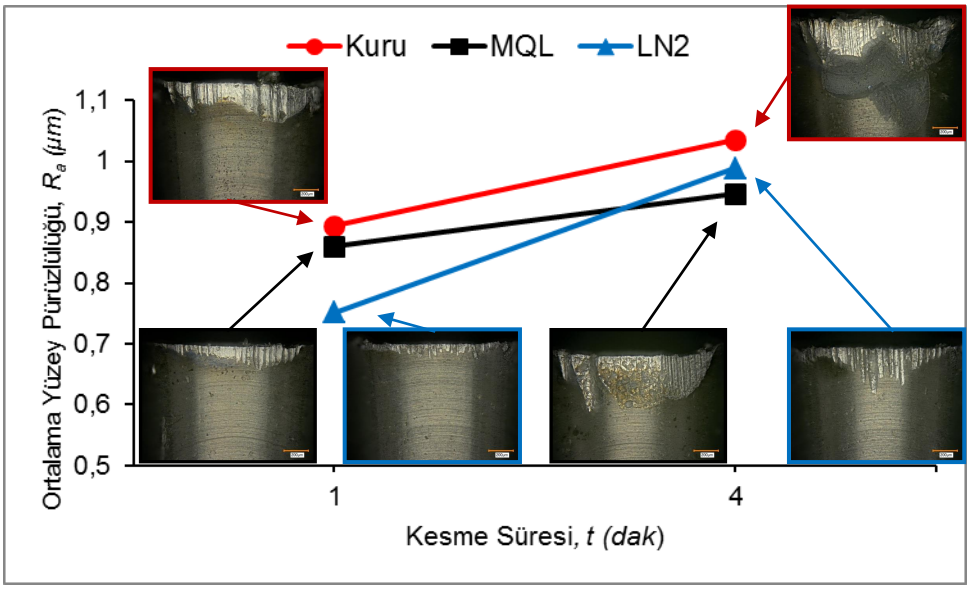
Farklı kesme koşullarında kesme süresine bağlı olarak işlenmiş malzemenin yüzey pürüzlüğünde meydana gelen değişimler Şekil 7' de gösterilmiştir. Genel olarak bakıldığında kesme süresinin artışıyla beraber pürüzlülük değerlerinde de düzenli bir artış eğilimi meydana gelmiştir. 1. Kesme dakikası sonunda ölçülen pürüzlülük değerlerinde kuru kesme 0.89 µm ile en yüksek iken MQL de 0.86 µm ve kriyojenikte 0.75 µm ile en düşük değerdedir. Burada kriyojenik kesme koşulunda ölçülen pürüzlülük değeri, tüm kesme koşulları ve süreleri içinde en düşük pürüzlük değeri almıştır. Öyleki NiTi alaşımın kriyojenik işlenmesinin yüzey kalitesine ve pürüzlülüğüne olumlu etkisi yapılan çalışmalarda da gösterilmiştir [Kaynak ve Ark., 2014]. Kriyojenik işlemenin yüzeye pürüzlülüğüne olumlu etkisi 2 ve 3. Kesme dakikası süreleri boyuncada devam etmiş, nitekim kuru ve MQL koşullarındaki pürüzlülük değerleri daha yüksektir. 2 eve 3. kesme dakikalarındaki pürüzlük değerlerinde genelde en yüksek değerler MQL koşulunda ölçülmüştür. Kesme süresi 4 dakikaya ulaştığında en yüksek pürüzlülük değeri 1.03 µm ile ilk kesme dakikası sonundaki gibi kuru kesme koşulunda ölçülmüştür. Kuru kesmeyi sırasıyla 0.98 ve 0.94 µm değerleriyle kriyojenik ve MQL kesme koşulları takip etmiştir. Burada kriyojenik koşuldaki pürüzlülük değerinin MQL koşulundakinden daha yüksek çıktığı görülmüştür. Bu duruma sebebi bir önceki bölümde bahsedildiği gibi kesici takımın burun bölgesinde meydana gelen aşınmayla alakalıdır. Öyle ki, Şekil 8' de kesme süresi 1 ve 4. dakikalarda ölçülen pürüzlülük değerleri ve kesici takım burun bölgelerinin resimleri gösterilmiştir.



Şekil 7. Farklı kesme koşullarında kesme süresine bağlı yüzey pürüzlülüğü

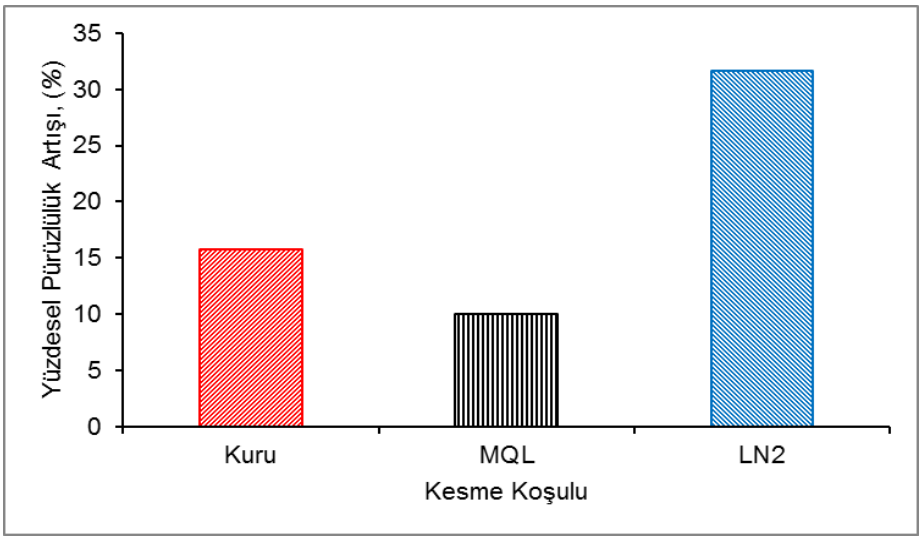
Şekil 8' de görüleceği üzere 1. Kesme dakikası sonunda takımdaki aşınma miktarları kesme süresi 4 dakikaya ulaştığında farklı aşınma mekanizmaları etkin olmuştur. Kuru kesmede takımın burun bölgesinde kopma meydana gelmiş, MQL de burun kısmı aşınmakla birlikte

malzeme yapışmaları olmuştur. Kriyojenikte ise aşınma burun bölgesinde düz bir artış sergilemiştir.



Şekil 8. Kesme süresi 1 ve 4. Dakikalardaki pürüzlülük değerleri ve takımlardaki değişim

Şekil 9' da 1 ve 4. dakikalarda ölçülen yüzey pürüzlülüğü değerlerinde oluşan artış yüzdesel olarak sunulmuştur. Görüleceği üzere en çok artış %31.6 ile kriyojenik koşulunda iken onu sırasıyla %15.8 ve %10 artış ile kuru ve MQL koşulları izlemiştir. MQL koşulunda yüzdesel artışın en az olması aslında yüzdesel artışların kıyaslanmasının 4. Kesme dakikası sonu itibariyle yapılmış olmasıdır. Nitekim kıyaslama 3. Kesme dakikası sonunda yapılırsa MQL koşulunda ki yüzdesel artışın çok daha fazla olacağı aşikardır. Daha önce de bahsedildiği gibi yüzey pürüzlülüğüne etki eden iki temel faktör olan ilerleme ve kesici takım burun yarıçapı değerlerinin yanı sıra kesme süresinin uzunluğu dolayısıyla kesici takımdaki aşınma ve talaş sarması olayları pürüzlülük değerlerini etkilemektedir.



Şekil 9. 1 ve 4. Dakikalar arasında pürüzlülüklerdeki yüzdesel artışlar

4. SONUÇLAR

Kuru, MQL ve sıvı azot ile kriyojenik işlemenin yüzey kalitesi üzerindeki etkisi kesme süresine ve kesici takım aşınmasına bağlı olarak incelenmiştir.

- Kesme süresinin artmasıyla birlikte kesici takımda oluşan aşınma tüm kesme koşullarında yüzey pürüzlülüğünün artmasına sebebiyet vermiştir.
- Kriyojenik işleme yöntemi, şekil hafızalı NiTi alaşımın işlenmesinde ve yüzey kalitesinin iyileştirilmesinde kuru ve MQL e göre daha iyi sonuçlar vermektedir.
- Kesme süreleri 1 ve 4. dakikalarda ölçülen pürüzlülük değerlerindeki yüzdesel artış farklarında en çok artış kriyojenik koşulunda iken en az MQL koşulunda gerçekleşmiştir.
- Tüm kesme koşulları ve kesme sürelerinde ölçülen yüzey pürüzlülüğü değerleri arasında en iyi sonuç 1 dakika kesme süresi sonunda kriyojenik işleme koşulunda elde edlmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleşmesine iş parçası malzemesini tedarik ederek değerli katkı sunan Nitinol Devices & Components, Inc. USA Firmasına ve Mr. Scott Robertson'a çok teşekkür ederiz.

KAYNAKÇA

1. Bermingham, M., et al. (2011). "New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V." International Journal of Machine Tools and Manufacture 51(6): 500-511.

2. Duerig, T., et al. (1999). "An overview of nitinol medical applications." Materials Science and Engineering: A 273: 149-160.

3. Erkin Duman, Y. K. (2016). Analysis of surface integrity in cryogenic machining of 316l stainless steel material. UTIS. İstanbul, TURKEY: 253-265.

4. Ezugwu, E. (2005). "Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys." International Journal of Machine Tools and Manufacture 45(12-13): 1353-1367.

5. Kaynak, Y., et al. (2014). "Surface integrity characteristics of NiTi shape memory alloys resulting from dry and cryogenic machining." Procedia CIRP 13: 393-398.

6. Kaynak, Y., et al. (2013). "Tool-wear analysis in cryogenic machining of NiTi shape memory alloys: A comparison of tool-wear performance with dry and MQL machining." Wear 306(1): 51-63.

7. Kaynak, Y., et al. (2015). "The effect of active phase of the work material on machining performance of a NiTi shape memory alloy." Metallurgical and Materials Transactions A 46(6): 2625-2636.

8. Kaynak, Y., et al. (2015). "Progressive tool-wear in machining of room-temperature austenitic NiTi alloys: The influence of cooling/lubricating, melting, and heat treatment conditions." Journal of materials processing technology 215: 95-104.

9. Kaynak, Y., et al. (2014). "The effects of machining on the microstructure and transformation behavior of NiTi Alloy." Scripta Materialia 74: 60-63.

10. Lagoudas, D. C. (2008). Shape memory alloys: modeling and engineering applications, Springer Science & Business Media.

11. Morgan, N. (2004). "Medical shape memory alloy applications—the market and its products." Materials Science and Engineering: A 378(1-2): 16-23.

12. Pusavec, F., et al. (2011). "Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718." Journal of materials processing technology 211(4): 773-783.

13. Rondelli, G. (1996). "Corrosion resistance tests on NiTi shape memory alloy." Biomaterials 17(20): 2003-2008.

14. Shabalovskaya, S. A. (1996). "On the nature of the biocompatibility and on medical applications of NiTi shape memory and superelastic alloys." Bio-medical materials and engineering 6(4): 267-289.

15. Shaw, M. C. and J. Cookson (1984). Metal cutting principles, Clarendon press Oxford.

16. Weinert, K. and V. Petzoldt (2004). "Machining of NiTi based shape memory alloys." Materials Science and Engineering: A 378(1): 180-184.

PİRİNÇ MALZEMELERİN DELİNMESİ SÜRECİNDE KESİCİ TAKIM YUVARLANMA YARIÇAPININ İŞ PARÇASI YÜZEY BÜTÜNLÜĞÜNE ETKİSİ

Süleyman ÇİÇEK, Suleyman.CICEK@torunmetal.com, Torun Bakır Alaşımları Metal San. ve Tic. A.Ş., 41480, Kocaeli

Kadir İLBAY, kadir.ilbay@torunmetal.com, Torun Bakır Alaşımları Metal San. ve Tic. A.Ş., 41480, Kocaeli

Emre TAŞCIOĞLU, emre_tascioglu@hotmail.com, Marmara Üniversitesi, 37722, İstanbul

Yusuf KAYNAK, yusuf.kaynak@marmara.edu.tr Marmara Üniversitesi, 37722, İstanbul

ÖZET

Bu çalışmada pirinç alaşımın delinmesi sürecinde kesici takım yuvarlanma yarıçapının işlenen parçanın yüzey bütünlüğü karakteristiklerine etkisi araştırılmıştır. Ölçülen yüzey bütünlüğü karakteristikleri iş parçası yüzey pürüzlülüğü, iş parçası yüzey altı mikrosertliği ve iş parçasının yüzey altında talaş kaldırmadan etkilenen katman derinliğidir. Elde edilen bulgulara göre, kesici takımın yuvarlanma yarıçapının büyümesi iş parçası yüzey kalitesinde iyileşmeyi sağlamış olup, aynı zamanda işlenen parçanın mikroyapısında daha fazla pekleşmeye sebep olmuş bunun sonucunda ise işlenen yüzey ve yüzeyaltında mikrosertlikte kayda değer artış gözlemlenmiştir. İlaveten, mikroyapıda etkilenen takabadaki tanelerde ikizleme mekanizmasının etkin olduğu görülmektedir.

Anahtar Kelimeler: Pirinç alaşım, delik delme, yuvarlanma yarıçapı, yüzey bütünlüğü

ABSTRACT

In this study, the effects of edge radius on surface integrity characteristics of drilled brass alloy have been investigated. Measured surface integrity characteristics are the surface roughness of drilled work material, microhardness and the depth of drilling-induced layer beneath the surface. Obtained results showed that increasing edge radius of cutting tool resulted in improving surface quality of work material and also resulted in work hardening of drilled surface and subsurface and consequently considerable increases in microhardness of drilled surface and subsurface observed. Besides, twinning mechanism on the surface and subsurface was observed.

Keywords: Brass alloy, drilling, edge radius, surface integrity

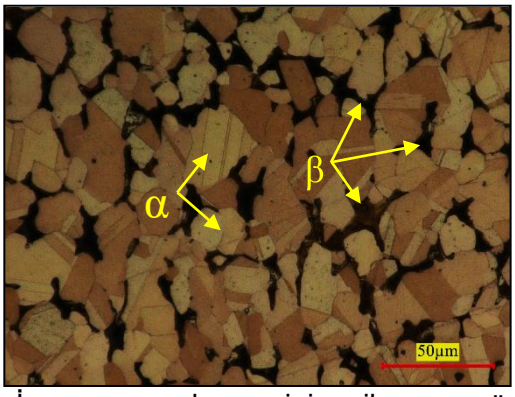
1. GİRİŞ

Pirinç kullanım alanı oldukça geniş olan bir bakır alaşımıdır. Ana metal olarak bakır ve çinko içeren pirinç alaşımları işlenebilirliği ve sızdırmazlığı iyi olduğu için yaygın kullanılan malzemeler arasında yer almaktadır. Pompa, vana, su saat, gövdesi, boru gibi birçok nesne pirinç alaşımlarından üretilmektedir. Oldukça fazla kullanım alanına sahip olan pirinç alaşımlarının çoğu uygulamalardaki kullanımlarında kurşunlu pirinç tercih edilmektedir. Kurşunun doğada çok olması ve işlenebilirliği artırıcı özelliği ve ergime sıcaklığının düşük olması kurşun kullanımını açıklayan sebeplerden birkaçıdır. Pirinç alaşımları içerisindeki kurşun talaşlı imalat esnasında eriyerek kesici takım ile talaş arasında ince bir katman oluşturarak sürtünme kuvvetlerini azaltır ve takım aşınması da beraberinde azalmış olur [Gane 1981;Kuyucak ve Sahoo 1996;Pantazopoulos 2008;Nobel vd. 2016]. Ancak pirinç alaşımları içerisine ilave edilen kurşun insan ve çevre sağlığını olumsuz etkilemektedir. Kurşun toksik özelliğe sahiptir ve vücuttan atılamaz bu sebeple özellikle kurşun ağırlıklı işlerde çalışan işçilerin sağlıkları önemli ölçüde tehdit altındadır. Çevre açısından kurşun yer altı sularına karışarak içme sularının kirlenmesine neden olmaktadır [Kahvecioğlu vd. 2004;Project 2002;Chen vd. 2008;Atsumi vd. 2011] Kurşunun bu gibi tehlikelerinden dolayı son yıllarda bakır alaşımlarında belirli uygulamalar için kurşun kullanımı sınırlandırılmıştır. Kurşun kullanımının azaltıldığı yerler genelde içme suyunun birebir bakır alaşımına temas ettiği yerlerdir. Özellikle borularda, su vanalarında ve su tesisatında kullanılan bağlantı elamanlarının suya temas eden yüzeylerinde kurşun oranı %0.25 den daha fazla olmamalıdır [Agency 31.12.2002]. Bakır alaşımlarından kurşunun çıkarılması talaşlı imalat sürecinde olumsuz etkilere sebep olmaktadır. Kurşun içermeyen ya da kurşun oranı çok düşük olan bakır alaşımları talaşlı imalat esnasında talaş kırılabilirliğinin azalmasından dolayı problem oluşturmaktadır [Hofmann ve El-Magd 2005]. Kırılmayan talaş kesici takıma sararak hem yüzey kalitesi açısından iş parçasının kalitesini azaltır hem de uzun talaşlar konveyör hattının tıkanmasına neden olmaktadır. Literatürdeki kurşunlu ve kurşunsuz pirinç malzemelerin tornalama operasyonunda ile işlenmesi ile ilgili çalışmada, talaş kırılabilirliği, talaş formu ve kesici takım aşınması ile ilgili araştırma yapılmıştır. Yapılan çalışmada farklı kaplamalara sahip karbür kesici takımlar kullanılmıştır. Çalışmada kesme hızı sabit tutulmuş ve ilerleme ile talaş derinliğinin etkisi araştırılmıştır [Nobel vd. 2014]. Literatürdeki diğer bir çalışmada kurşunlu ve kurşunsuz pirinç malzemelerin tornalama operasyonu esnasında oluşan talaşlar morfolojik açıdan incelenmiştir.

Bu çalışmada özel olarak üretilen küresel başlı karbür kesici takımın kesici ağzındaki yuvarlanma yarıçapının değişmesi ile oluşturulan delikler, yüzey pürüzlülüğü, boyutsal doğruluk, mikro sertlik ve mikro yapıdaki deformasyon derinliği açısından incelenmiştir

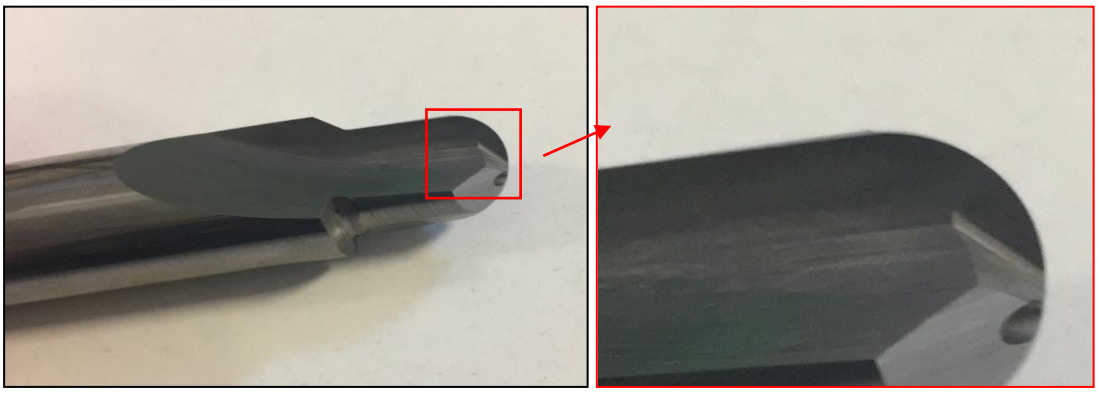
2. DENEYSEL TASARIM

Deneysel çalışma kapsamında delik delme operasyonları için kullanılan kurşunsuz pirinç malzemesinin mikro yapısı Şekil 1'de gösterilmiştir. Şekilde de görüldüğü üzere malzeme alfa(α) ve beta(β) fazından oluşmaktadır. Malzemenin mikroyapı görüntüsü üzerinde alfa ve beta fazları belirtilmiştir.



Şekil.1. İş parçası malzemesinin mikroyapı görüntüsü

Şekil 2'de deneysel çalışma kapsamında delik delme operasyonu için özel olarak üretilmiş karbür kesici takımın görüntüsü sunulmuştur. Üretilen karbür kesici takımın çapı 11,8 mm ve küresel başlı geometriye sahiptir. Ayrıca çalışmalarda kullanılan küresel başlı karbür kesici takım içten su verme özelliğine sahiptir. Bu çalışma kapsamında iki adet küresel başlı karbür kesici takım üretilmiştir. Üretilen kesici takımın bir tanesi direkt olarak üretim sonrası bir işlem görmeden delik delme operasyonuna tabi tutulmuştur. Diğer kesici takıma ise üretimden sonra yapılan özel bir operasyonla kesici takımın yuvarlanma yarıçapı büyütülmüştür.



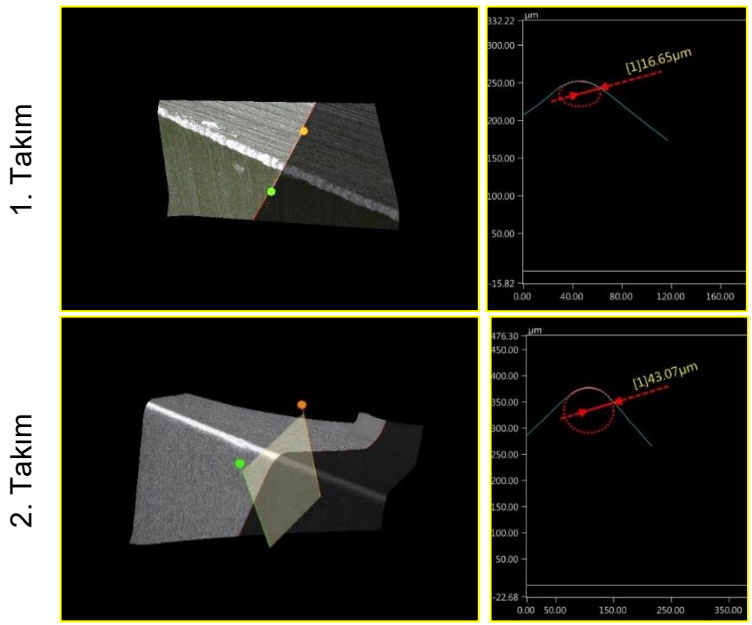
Şekil.2. Üretilen karbür kesici takımın görüntüsü

Özel olarak üretilen küresel başlı karbür kesici takımların delik delme operasyonundan önce kesici ağzındaki yuvarlanma yarıçapları ölçülmüştür. Birinci kesici takımın yuvarlanma yarıçapı üretimden sonra hiçbir işlem görmeden ölçülmüştür. İkinci takımın yuvarlanma yarıçapı ise üretimden sonrası yuvarlanma yarıçapı arttırıldıktan sonra ölçülmüştür. Karbür kesici takımların yuvarlanma yarıçapları optik mikroskop altında yapılmıştır. Karbür kesici takımların yuvarlanma yarıçapları beş ayrı bölgeden ölçülmüş ve ortalamaları alınmıştır. Ölçülen ortalama yuvarlanma yarıçapları Tablo 1' de sunulmuştur.

Tablo.1. Üretilen kesici takımların ortalama yuvarlanma yarıçap değerleri

	Ortalama yuvarlanma yarıçapı (µm)
1.Takım	17
2. Takım	42

Üretilen kesici takımların kesici ağız bölgesindeki yuvarlanma yarıçapları üç boyutlu olarak optik mikroskop altında incelenmiştir. Üretim sonrası hiçbir işlem görmemiş olan birinci takımın kesici ağız bölgesindeki yuvarlanma yarıçapları kesici ağız boyunca düzensizlik göstermektedir. Beş ayrı bölgeden alınan yuvarlanma yarıçaplarının ortalama değeri 17 µm olarak ölçülmüştür. İkinci kesici takımın yuvarlanma yarıçapı arttırma operasyonu sonrasında yuvarlanma yarıçapları ise kesici ağız boyunca kararlı bir geometri oluşturmuştur. Kesici ağız boyunca alınan beş ayrı ölçümün ortalaması 42 µm olarak ölçülmüştür. Optik mikroskop altında alınan görüntüler ve profil çizgileri Şekil 3' de gösterilmiştir.

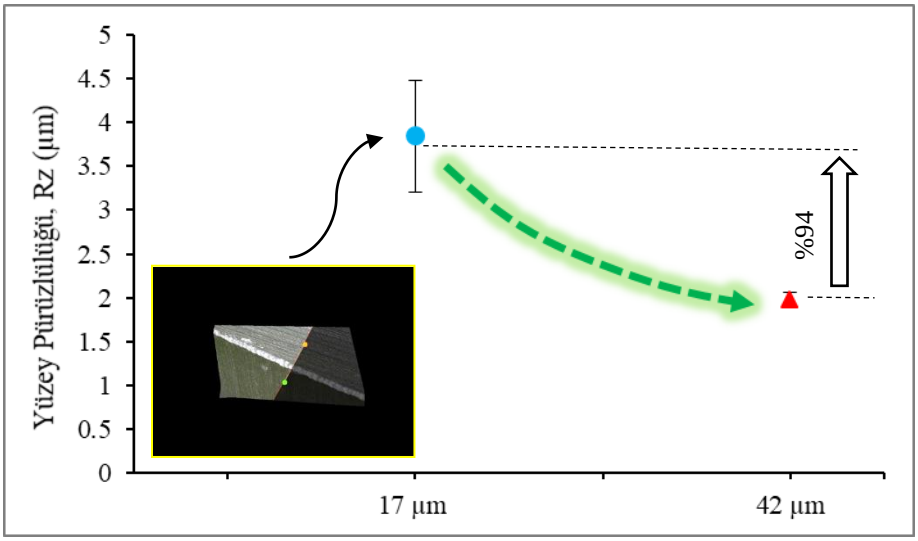


Şekil.3. Kesici takımların optik mikroskop altında alınan görüntüleri

3. DENEYSEL BULGULAR VE TARTIŞMA

Yüzey Pürüzlülüğü

Pirinç alaşımlarının kullanılmasındaki önemli etkenlerden biri pirinç alaşımlarının sızdırmazlık özelliğe sahip olmalarıdır. Bu sebeple pirinç alaşımlarının sızdırmazlık özelliğini en iyi şekilde gösterebilmesi için yüzey kaliteleri önemli bir faktör olarak öne çıkmaktadır. Temaslı olarak kullanılan parçalarda sızdırmazlığı korumak için yüzey pürüzlülük değerinin düşük olması istenmektedir. Küresel başlı karbür kesici takımlar ile yapılan delik delme operasyonları sonrasında yüzey pürüzlülük değerleri ölçülmüş ve yuvarlanma yarıçaplarına göre kıyaslanmıştır. Ölçülen yüzey pürüzlülük değerleri Şekil 4' de yuvarlanma yarıçapına bağlı olarak sunulmuştur. Kesici takımların kesici ağzında yaptığımız yuvarlanma yarıçapı ve profil ölçümlerinde birinci takımda belirttiğimiz kesici ağızdaki düzensiz geometri yüzey pürüzlülük değerine etki etmiştir. Kesici takımdaki düzensiz geometri deliğin yüzeyindeki pürüzlülük değerinde de düzensiz bir pürüzlülük değeri oluşmasına neden olduğu grafik üzerindeki hata çubuğundan anlaşılmaktadır. Kesici takım yuvarlanma yarıçapının işlenen parçanın yüzey kalitesinde önemli olduğu yapılan çalışmada görülmektedir. Yuvarlanma yarıçapı büyük olan kesici takım 1,9 µm pürüzlülük oluştururken, üretimden sonra direkt olarak kullanılan kesici takım 3,8 µm pürüzlülük değeri oluşturmuştur. Üretimden sonra direkt olarak kullanılan kesici takım yuvarlanma yarıçapı büyük kesici takıma göre %94 oranında daha fazla pürüzlülük değeri oluşturmuştur.

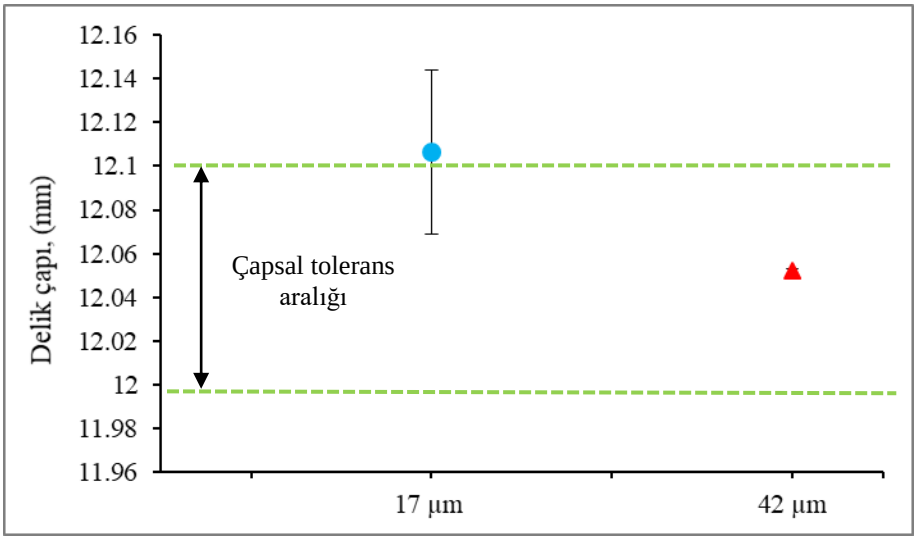


Şekil.4. Yüzey pürüzlülük değerleri

Boyutsal Doğruluk

Delik delme operasyonlarından sonra oluşturulan deliklerin çapları ölçülmüştür. Ölçülen çapların değerleri Şekil 5' deki grafikte sunulmuştur. Grafikte çapsal tolerans aralığı kesikli çizgiler ile belirtilmiştir. Yuvarlanma yarıçapı büyük kesici takımla oluşturulan deliklerin çapları tolerans aralığında çıkarken, yuvarlanma yarıçapı küçük kesici takımla oluşturulan

deliklerin ölçülerinin büyük bir çoğunluğu tolerans dışında kalmıştır. Pirinç malzemelerde sızdırmazlık konusunda pürüzlülük değerinden sonra ikinci etken ise oluşturulan deliklerdeki tolerans aralığıdır. Bu sebeple yuvarlanma yarıçapı büyük olan kesici takım boyutsal doğruluk açısından incelendiğinde tolerans aralığında kalarak çok iyi sonuç çıkarmıştır.

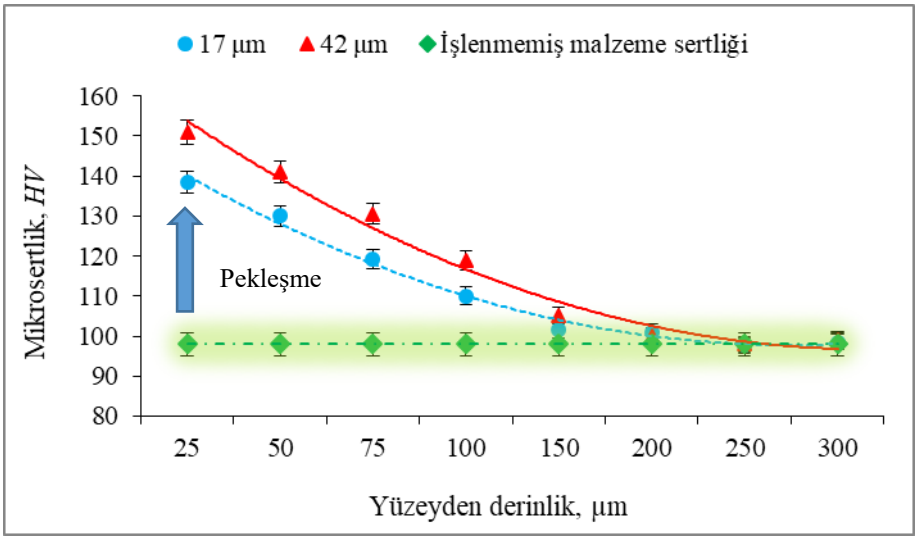


Şekil.5. Oluşturulan deliklerin çap değerleri ve tolerans aralığı

Mikrosertlik

Şekil 6' da delik delme operasyonlarından sonra delikten alınan kesit numuneden ölçülen mikro sertlik değerleri sunulmuştur. Kullanılan kurşunsuz pirinç malzemesinin işlem görmeden önceki mikro sertlik değeri yaklaşık olarak 100 *HV* ± 3 sertlik değerinde ölçülmüştür. Malzemenin işlem görmeden ölçülmüş mikro sertlik değerleri grafikte kesikli çizgi ile gösterilmiştir. Yüzeyin hemen altından (25 µm) ölçülen sertlik değerleri yüzeyden itibaren 300 µm derinliğe kadar belirli aralıklarla ölçülmüştür. Deliğin kesici takımın temas ettiği yüzeyinden itibaren alınan mikro sertlik değerlerine bakıldığında yüzeyden itibaren sertleşme meydana geldiği görülmektedir. Üretimden sonra direkt olarak kullanılan kesici takımın oluşturduğu deliğinin kesitinden alınan mikro sertlik değerlerine bakıldığında yüzeyin hemen altından alınan sertlik değeri malzemenin işlem görmeden önceki mikro sertlik değerinden %38 oranında daha fazladır. Yuvarlanma yarıçapı büyük kesici takımın oluşturduğu delik yüzeyinden alınan numunenin sertlik değerlerine bakıldığında, yüzeyin hemen altından alınan mikro sertlik değeri numunenin işlem görmemiş halindeki mikro sertlik değerinden %51 oranında daha fazla mikro sertlik değeri oluşturmuştur. Farklı yuvarlanma yarıçapına sahip kesici takımlarla yapılan talaş kaldırmada parçaların mikro sertlik değerleri

farklılık göstermektedir. Yuvarlanma yarıçapı büyük kesici takım diğer kesici takımdan yüzey altı mikro sertlik değerlerinde yaklaşık olarak %10 daha fazla mikro sertlik oluşturmuştur.

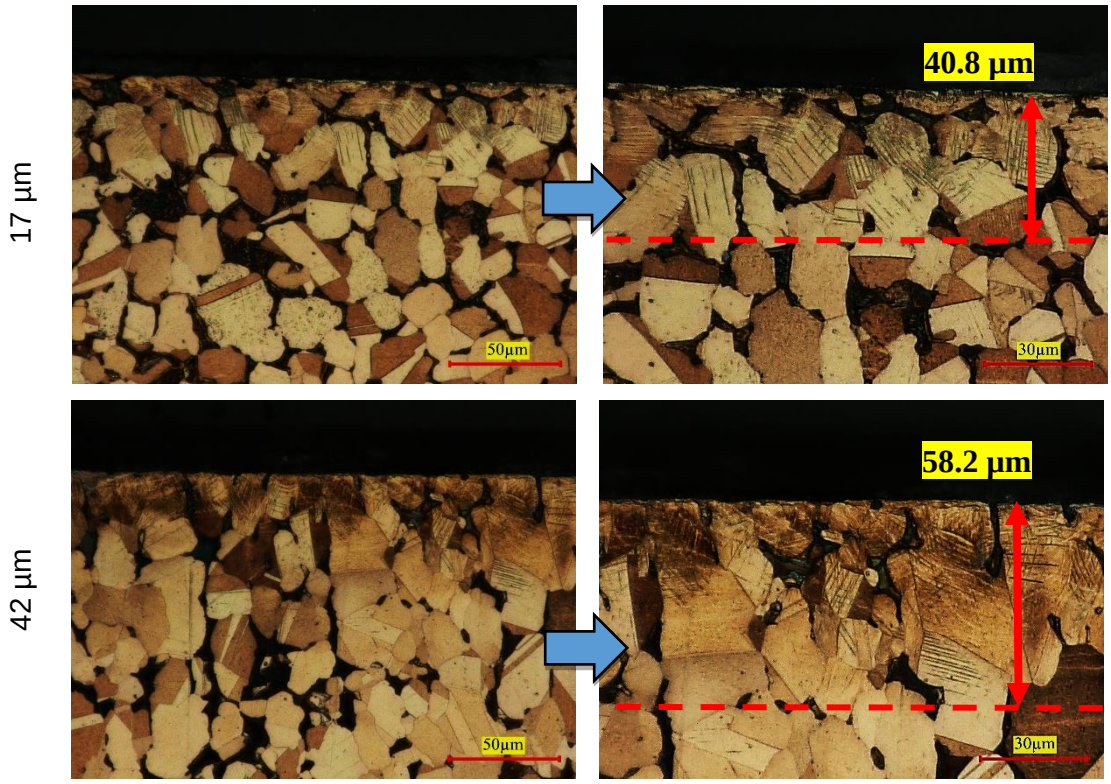


Şekil.6. Yüzey altı mikrosertlik değerleri

Kullanılan kesici takımların delik yüzey altı mikro sertlik değerleri arasında oluşturduğu bu fark kesici takımların yuvarlanma yarıçapları ile açıklanabilir. Üretimden hemen sonra kullanılan kesici takımın kesici ağzındaki yuvarlanma yarıçapı 17 µm olduğu için daha keskin bir kesici ağza sahiptir. Dolayısı ile daha keskin bir kesici ağız daha kolay talaş kaldıracağı için mikro sertliği yuvarlanma yarıçapı büyük olana göre daha az etkilemiştir.

Mikroyapı

Oluşturulan deliklerin yüzey altı mikro yapı görüntüleri Şekil 7' de sunulmuştur. Kullanılan her iki kesici takımında yüzey altında meydana getirdiği mikro yapıdaki değişim optik mikroskop altında iki farklı büyütme ile alınmıştır. Alınan mikro yapı görüntülerinde de görüldüğü gibi yüzey altında mikro yapıda deformasyon meydana gelmiştir. İkizlenme mekanizması ile gerçekleşen deformasyon derinliği ölçülmüş ve şekil üzerinde gösterilmiştir. Üretimden sonra direkt olarak kullanılan 17 µm yuvarlanma yarıçapına sahip kesici takım 40,8 µm deformasyon derinliği oluşturmuştur. 42 µm yuvarlanma yarıçapına sahip kesici takım ise 58,2 µm deformasyon derinliği meydana getirmiştir. Yuvarlanma yarıçapı büyük kesici takım yuvarlanma yarıçapı küçük kesici takıma göre yaklaşık olarak % 42 oranında daha fazla deformasyon derinliği oluşturmuştur.



Şekil.7. Yüzey altı mikroyapı görüntüleri

Yuvarlanma yarıçapı küçük olan kesici takımın daha az deformasyon derinliği oluşturması kesici kenarının daha keskin olması ile kesme kuvvetinin daha az oluşması ve daha kolay talaş kaldırması ile açıklanabilir.

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada delik delme operasyonu için özel olarak üretilen küresel başlı kesici takımın iki farklı yuvarlanma yarıçapı dikkate alınarak oluşturulan deliklerin yüzey ve yüzey altı özellikleri incelenmiştir.

Yuvarlanma yarıçapı büyük kesici takımın kesici ağzı daha kararlı bir geometriye sahip olduğu için yüzey pürüzlülüğünü olumlu yönde etkilemiştir.

Oluşturulan delikler boyutsal doğruluk açısından incelendiğinde büyük yuvarlanma yarıçapına sahip kesici takımın oluşturduğu delikler tolerans aralığında ve daha kararlı çıkmıştır.

Yüzey altı mikrosertlik değerleri incelendiğinde oluşturulan deliklerin yüzey altında sertleşme meydana gelmiştir. Yuvarlanma yarıçapı büyük kesici takımla yapılan talaş kaldırma sonucunda işlenen yüzeyin mikrosertlik değerlerinde yaklaşık olarak %10 oranında daha fazla mikrosertlik değeri oluşturmuştur.

Deliklerin yüzey altı mikroyapılarında ikizlenme mekanizması ile deformasyon meydana gelmiştir. Yuvarlanma yarıçapı büyük olan kesici takım, yuvarlanma yarıçapı küçük kesici takıma göre takıma göre %42 daha fazla deformasyon derinliği oluşturmuştur.

KAYNAKÇA

1. **Nobel, C., Hofmann, U., Klocke, F., Veselovac, D. (2016),** "Experimental investigation of chip formation, flow, and breakage in free orthogonal cutting of copper-zinc alloys", The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 84(5-8),1127-1140.
2. **Gane, N. (1981),** "The effect of lead on the friction and machining of brass", Philosophical Magazine A 43(3),545-566.
3. **Kuyucak, S., Sahoo, M. (1996),** "A review of the machinability of copper-base alloys", Canadian Metallurgical Quarterly 35(1),1-15.
4. **Pantazopoulos, G. (2008),** "Characterization of the Microstructural Aspects of Machinable-Phase Brass", Microscopy and Analysis,13.
5. **Chen, X., Hu, A., Li, M., Mao, D. (2008),** "Study on the properties of Sn–9Zn–xCr lead-free solder", Journal of alloys and Compounds 460(1-2), 478-484.
6. **Atsumi, H., Imai, H., Li, S., Kondoh, K., Kousaka, Y., Kojima, A. (2011),** "High-strength, lead-free machinable α–β duplex phase brass Cu–40Zn–Cr–Fe–Sn–Bi alloys", Materials Science and Engineering: A 529,275-281.
7. **Kahvecioğlu, Ö., Kartal, G., Güven, A., Timur, S. (2004),** "Metallerin çevresel etkileri-I", Metalurji Dergisi, 136, 1-12.
8. **European Commission. (2002),** "Heavy Metals in Waste", p.22.
9. **Agency. E.P. (2002),** "Safety of Public Water Systems, The Safe Drinking Water Act (SDWA)" Erişim Tarihi: Mart 2018.
10. **Hofmann U., El-Magd, E. (2005),** "Behaviour of Cu-Zn alloys in high speed shear tests and in chip formation processes", Materials Science and Engineering: A 395(1), 129-140.
11. **Nobel, C., Klocke, F., Lung, D., Wolf, S. (2014),** "Machinability enhancement of lead-free brass alloys, Procedia CIRP 14, 95-100.

AUTHORS INDEX

AUTHORS	Paper ID (Page)
ABBASI Tohid	U18-SI6(919)
ACAR B. Serpil	SA6(113)
AHMADINIA Omid Farid	U18-117(527), U18-118(539)
AKBULUT Güray	U18-SI3(775)
AKKÖK Metin	U18-65(549)
AKKUŞ Gökçe	U18-76(277)
AKSEL M. Haluk	U18-55(457), U18-46(469), U18-49(479), U18-51(495), U18-45(517)
AKSOY Şükrü Taha	U18-85(261)
AKTAŞ Umut	U18-43(145)
ALTAN Mihrigül	U18-20(247)
AMEL Hoda	U18-97(163)
ANFLOR Carla Tatiana Mota	U18-42(385)
ARSLAN Turan	SA7(131)
ATAHAN Ali Osman	SA1(47), SA5(97), SA7(131)
AY Feridun	U18-21(727)
AYBARÇ Uğur	U18-19(593)
AYDIN Erman	U18-23(615)
AYDIN Mehmet	U18-2(603)
AYKAN Emre	U18-27(695)
BADAY Şehmus	U18-SI1(881)
BAL Burak	U18-69(569)
BALTACIOĞLU Furkan	U18-38(31)
BARAN Onur	U18-54(509)
BARAN Özgür Uğraş	U18-51(495), U18-45(517)
BARUT Zeki Mert	U18-43(145)
BEDIZ Bekir	U18-57(319)
BİLGE M. İlter	U18-49(479)
BİLGİÇ Furkan	U18-SI12(973)
BUDAK Erdem İnanç	U18-67(217)
BÜYÜK Murat	SA1(47), SA5(97)
CARNEIRO Sergio	U18-42(385)
CRNJAC Marina	U18-11(3)
ÇAKAN Betül Gülçimen	U18-79(685)
ÇAKIR F. Hayati	U18-SI13(855)

AUTHORS	Paper ID (Page)
ÇAKIR Mustafa Cemal	U18-79(685)
ÇAKIRGÖZ İsmail	U18-19(593)
ÇALIN Recep	U18-117(527), U18-118(539)
ÇAVDAR Kadir	U18-30(737)
ÇELENK Oktay	U18-21(727), U18-30(737)
ÇETİN Barış	U18-69(569)
ÇETİN Muzaffer	U18-86(713)
ÇİÇEK Süleyman	U18-SI17(1011)
ÇOĞUN Can	U18-SI2(761)
DAĞLI Efe C.	U18-55(457)
DALAK Kağan	U18-19(593)
DEMIR Burkay Yılmaz	U18-43(145)
DEMİRCİ Emre	U18-56(673)
DOMINGUES Allan	U18-42(385)
DONDER Abdulhamit	U18-25(355)
DURMUŞ Ali	U18-30(737)
EKİCİ Merve	U18-SI6(919)
EKMEKCİ Bülent	U18-SI5(787), U18-SI8(803)
EKMEKCİ Nihal	U18-SI5(787), U18-SI8(803)
ENSARİOĞLU Cihat	U18-79(685)
EPSİLELİ Ercan	SA5(97)
ER Ümit	U18-SI12(973)
ERDEM Oğuz	U18-SI2(761), U18-SI14(863)
ERDEN Zühal	U18-91(429)
ERGENE Berkay	U18-36(415)
ERKAL Berksu	U18-46(469)
EROĞUL Osman	U18-67(217)
ERSOY Kıvılcım	U18-7(169)
ESAT Volkan	SA3(81)
EYERCİOĞLU Ömer	U18-SI9(831), U18-SI10(843)
GANDAŞ Sinan	U18-21(727)
GIBBONS Gregory J	U18-97(163)
GÖRGÜLÜARSLAN Recep Muhammet	U18-84(199), U18-85(261)
GÖV Kürşad	U18-SI9(831), U18-SI10(843)
GÜNGÖR Kaan	U18-19(593)

AUTHORS	Paper ID (Page)
GÜRBÜZ Hüseyin	U18-SI1(881), U18-SI11(945)
GÜRER Batuhan	SA3(81)
GÜRGEN Selim	U18-SI13(855)
GÜRÜN Hakan	U18-117(527)
GÜZELİPEK Özgücan	U18-76(277)
HAMARAT, İbrahim	U18-SI1(881)
HATİPOĞLU Uğur	U18-66(653)
HİMMETOĞLU Selçuk	SA2(61)
ISA Mohammed A.	U18-113(297)
İLBAY Kadir	U18-SI17(1011)
JOUDI Javad	U18-117(527), U18-118(539)
KACAR İlyas	U18-SI4(897)
KAFKAS Fırat	U18-SI11(945)
KALAMAN Sudi	U18-SI8(803)
KAMBER O. Saban	U18-SI14(863)
KARATAŞ Çetin	U18-40(577)
KARSHENASS Arash	U18-45(517)
KAŞ Mustafa	U18-SI15(989)
KAYA Duran	U18-118(539)
KAYA Eren	U18-13(399)
KAYA İrfan	U18-13(399)
KAYNAK Yusuf	U18-SI15(989), U18-SI16(999), U18-SI17(1011)
KHAN Shaheryar A.	U18-114(309)
KILIÇ Sadık Engin	U18-96(345)
KILIÇ Süleyman	U18-SI4(897)
KITAY Özhan	U18-SI15(989), U18-SI16(999)
KOÇ Barış	U18-7(169)
KONUKSEVEN E. ilhan	U18-25(355)
KOSKU PERKGÖZ Nihan	U18-21(727)
KOSUMCU Sadık İnan	U18-84(199)
KOVAN Volkan	U18-SI7(935)
KÖKSAL Aybars Feyzi	U18-85(261)
KÖLÜK Hüseyin	U18-79(685)
KURUCUOĞLU Kenan	SA1(47)
KUŞHAN M. Cemal	U18-SI13(855)

AUTHORS	Paper ID (Page)
KÜÇÜKTÜRK Gökhan	U18-117(527),U18-118(539)
LATIFINAVID Masoud	U18-25(355)
LAZOĞLU Ismail	U18-112(285), U18-113(297), U18-114(309)
LUO Tzuo-Liang	U18-73(335)
MALAYOĞLU Uğur	U18-76(277)
MEÇO Halim	U18-69(569)
MEHMERT Patrick	U18-80(233)
MLADINEO Marko	U18-11(3)
MOZTARZADEH Hadi	U18-97(163)
MURPHY Mark F.	U18-SI5(787)
MUSTAFA S. Shahid	U18-112(285)
NALBANT Muammer	U18-23(615)
NAMLU Ramazan	U18-121(375)
NESLİ Şafak	U18-SI15(989)
ORAK Mahir Gökhan	U18-65(549)
ORAK Sezan	U18-SI13(855)
OSMAN Khaled Ali	U18-96(345)
ÖPÖZ Tahsin T.	U18-SI5(787), U18-SI8(803)
ÖREN Soner	U18-SI3(775)
ÖRNEK Murat	SA5(97)
ÖZEL Tuğrul	U18-78(185)
ÖZER İlayda	U18-91(429)
ÖZEREN EMRE	U18-20(247)
ÖZKAN Merve	U18-51(495)
ÖZTÜRK Fahrettin	U18-SI4(897)
ÖZYÖRÜK Yusuf	U18-54(509)
PATEL Kaushalendra	U18-78(185)
PENG Ta-Jen	U18-73(335)
PEREME Michel	U18-80(233)
POYRAZ Özgür	U18-SI3(775)
REİS Murat	U18-79(685)
SAFARIAN Asghar	U18-40(577)
SANTOS Tharcísio	U18-42(385)
SARIKAYA Hüseyin	U18-26(633)
SERİN Gökberk	U18-84(199)

AUTHORS	Paper ID (Page)
SETH Sampan	U18-97(163)
SEVİK Cem	U18-21(727)
SEVİM Umur Korkut	SA7(131)
SHAH Chirayu H.	U18-78(185)
SHAH Harshal N.	U18-78(185)
SHEVTSOV Sergey	U18-35(441)
SMALLEY Grace	SA6(113)
SNEZHINA Natalia	U18-35(441)
SOFUOĞLU M. Alper	U18-SI13(855)
SOLAKOĞLU Ezgi Uğur	U18-SI3(775)
SOYUSİNMEZ Tuğrul	U18-76(277)
SUBAŞI Mehmet	U18-40(577)
SÜMER Bülent	U18-46(469)
ŞAHİN Mevlüt	U18-SI4(897)
ŞAHİN Murat	U18-63(557)
ŞEKER Ulvi	U18-96(345), U18-117(527), U18-118(539), U18-SI11(945)
ŞİMŞİR Caner	U18-121(375)
TAI Chung-Yu	U18-73(335)
TAŞCIOĞLU Emre	U18-SI14(863), U18-SI15(989), U18-SI17(1011)
TEZEL Tuğçe	U18-SI7(935)
TOPAL Eyüp Sabri	U18-SI7(935)
TURNACILAR Tarkan	U18-85(261)
TÜZEMEN Cansinem	U18-SI3(775)
UĞUZ Agah	U18-79(685)
ULUTAN Mustafa	U18-SI12(973)
URUNGA Candaş	U18-29(367)
USLAN İbrahim	U18-SI2(761)
ÜNAL Ramazan	U18-38(31)
ÜNÜVAR Ali	U18-26(633)
ÜNVER Hakkı Özgür	U18-84(199), U18-96(345)
VEZA Ivica	U18-11(3)
WU Jiing-Kae	U18-35(441)
YALÇIN Bekir	U18-36(415), U18-27(695)
YAMAN Kemal	U18-86(713)

AUTHORS	Paper ID (Page)
YASA Evren	U18-7(169)
YAŞAR Hamidullah	U18-SI5(787), U18-SI8(803)
YENİ Harun	U18-79(685)
YENİKAYA Gökhan	U18-66(653)
YENİKAYA Sibel	U18-66(653)
YERLİTAŞ Mustafa	U18-69(569)
YILDIRIM Bora	U18-86(713)
YILDIZ Ali Rıza	U18-53(665), U18-56(673)
YILDIZ Betül S.	U18-52(157)
YILMAZ Bülent	U18-95(15), U18-63(557)
YILMAZ Oğuzhan	U18-SI6(919), U18-SI15(989)
YILMAZ Okan Deniz	U18-121(375)
YILMAZ Volkan	U18-96(345)
YİĞİT I. E.	U18-114(309)
YÜCEL Ayhan Öner	SA7(131)
ZHILYAEV Igor	U18-35(441)