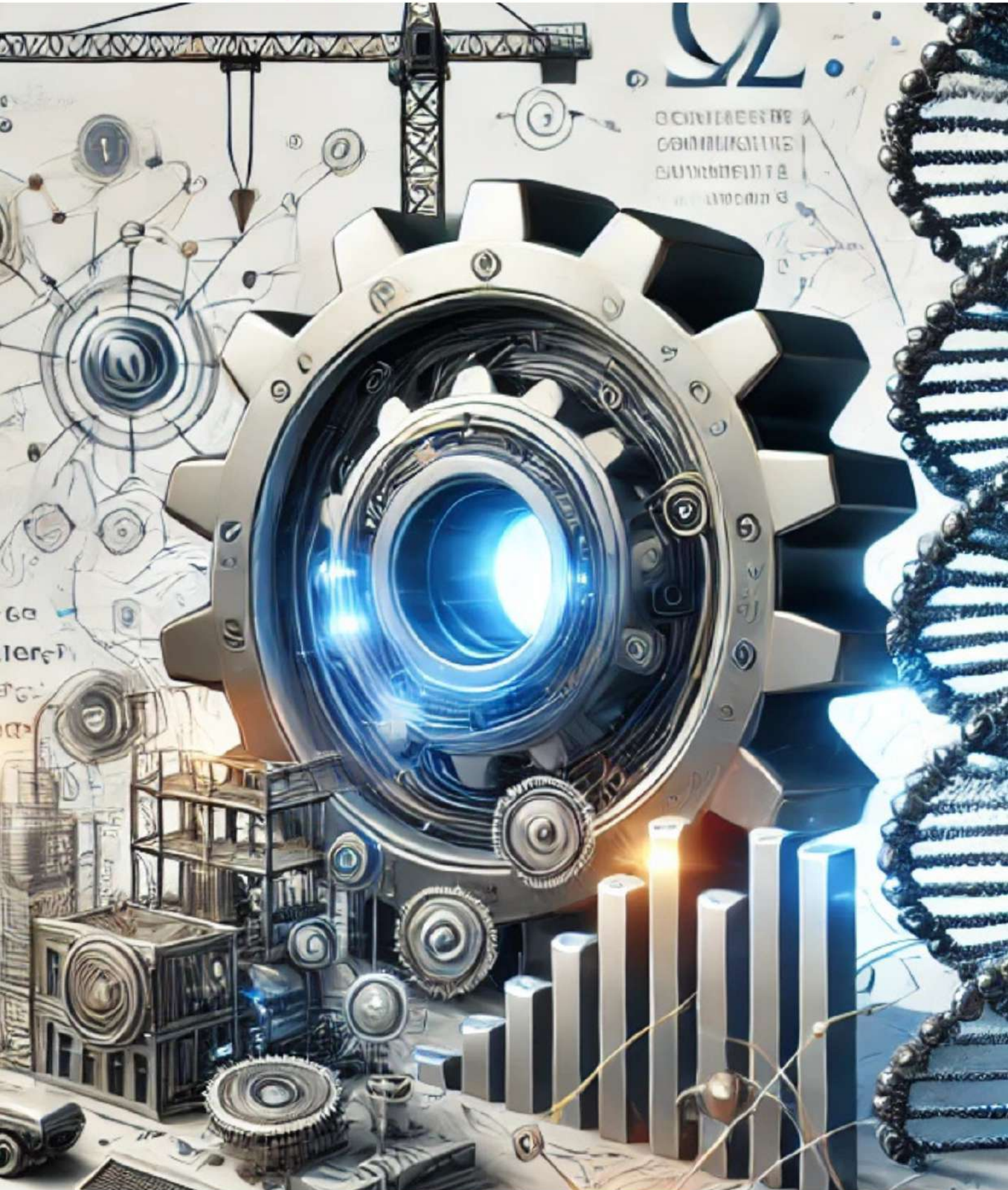




Enginoscope

Volume:1, Issue:2, July 2025

Masthead of the Issue

Privileged Ownership:

- Prof. Dr. Ahmet Alper ÖNER – Dean of the Faculty of Engineering - Erciyes University

Editor-in-Chief:

- Assoc. Prof. Dr. Mehmet Çağrı SOYLU, Biomedical Engineering - Erciyes University

Deputy Editor-in-Chief:

- Prof. Dr. Munise Didem DEMİRBAŞ, Mechanical Engineering - Erciyes University

Associate Editors

- Assoc. Prof. Dr. Levent LATİFOĞLU, Civil Engineering - Erciyes University
- Assoc. Prof. Dr. Murat PEKER, Mechatronics Engineering - Bursa Technical University
- Assoc. Prof. Umut ÇALIŞKAN – Erciyes University
- Res. Asst. Dr. Derya DİNÇYÜREK EKİCİ, Nanotechnology Engineering - Abdullah Gül University

Section/Subject Editors

Civil Engineering:

- Assoc. Prof. Dr. Levent LATİFOĞLU – Erciyes University
- Prof. Dr. Murat ÖRNEK - İskenderun Technical University

Mechanical Engineering:

- Prof. Dr. Munise Didem DEMİRBAŞ, Erciyes University
- Assoc. Prof. Umut ÇALIŞKAN – Erciyes University

Editorial Secretary:

Res. Ass. Mehmet SARITAŞ – Erciyes University

Language Editors:

Turkish:

Asst. Prof. Dr. Merve TEMİZYÜREK ARSLAN – Erciyes University

Asst. Prof. Dr. Fatma Özge ÖZKÖK – Erciyes University

Asst. Prof. Dr. Nazlı TEKİN – Erciyes University

English:

Asst. Prof. Dr. Fatih YILMAZ – Erciyes University

Asst. Prof. Dr. Mehmet ÇELİK – Erciyes University

Layout Editors:

Res. Asst. Hüseyin Hilmi ASLANBAY (Chairman of the Board of Layout Editors) – Erciyes University

Res. Asst. Erdemhan ÖZDİN – Erciyes University

Res. Asst. Berfin İlayda ÖZTÜRK – Erciyes University

Res. Asst. Hacer Merve TAÇGÜN – Erciyes University

Technical Support:

Res. Asst. Fuat TÖRE – Erciyes University

Res. Asst. Furkan BAĞIRGAN – Erciyes University

Table of Contents

Pages	Title	Article Type
76-82	The Effect of Question Order on Exam Performance: A Six-Semester Study on Civil Engineering Students	Research
83-94	Düzlem Gerilme Sonlu Elemanı Kullanılarak Uzun ve Kısa Konsol Kiriş ile Küp Yarma Deneyi Problemlerinin Numerik İncelenmesi	Theoretical
95-105	Helis Çapı ve Helisel Plaka Sayısının Taşıma Gücüne Etkisinin Model Deneylerle Araştırılması	Research
106-115	NiCoFeCu Orta Entropili Alaşım Kaplamaların Elektrodopolama Yöntemi ile Üretimi	Research
116-135	Analysis of the Internal Ballistic Process of a 9x19 mm Pistol Barrel Using the Finite Element Method and Experimental Validation	Research
136-147	Numerical Investigation of Repeated Impact Ballistic Performance of High-Hardness ARMOX 600T Steel Against 0.3-Caliber FSP	Research
148-164	Yüksek Frekanslı İndüksiyon Kaynağında Farklı Üretim Parametrelerinde Mekanik Özelliklerinin Tespit Edilmesi	Research
165-177	Numerical Investigation of the High Strain Rate Behavior of Superelastic NiTi Alloys	Research
178-194	Hydraulic Analysis of the Bridge in the Highway Flood Area: Alandeğirmeni Bridge Road Route	Technical Note

The Effect of Question Order on Exam Performance: A Six-Semester Study on Civil Engineering Students

Feride Maide MIZRAKCI¹ Savaş BAYRAM^{*2}

¹ Erciyes Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği, KAYSERİ

^{*2} Erciyes Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği, KAYSERİ

*Sorumlu Yazar: Savaş BAYRAM

(Alınış / Received: 10.03.2025, Kabul / Accepted: 15.05.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Keywords

Civil Engineering,
Question Order,
Normality Test,
Homogeneity Test,
One-way ANOVA

Abstract: The term "cognition" refers to all types of knowing and consciousness. In cognitive engineering, information processing in a participant's or operator's mind or brain is often regarded to represent cognition. This study investigates whether presenting the same questions to students in different orders affects the exam performance of university students. The exam performances of the students to the multiple choice mid-term and final exam questions were evaluated. In this context, "Engineering Management and Human Relations", a final year course in the curriculum of the Civil Engineering Department of Erciyes University in Türkiye, was examined. Within the scope of the course, a total of 1,342 students covered six semesters between the 2016 and 2019 years. The questions were presented in the same sequence as the weekly flow of the course, (S) as A-type and randomly ordered (R) tests as B-type. The distributions of the answers given to the exam questions were analyzed via normality test and one-way ANOVA, and no significant differences between the test types were observed. This study covers only civil engineering students and whether similar results can be obtained for students in different disciplines should be examined in future studies.

Soru Sırasının Sınav Performansı Üzerindeki Etkisi: İnşaat Mühendisliği Öğrencileri Üzerinde Altı Yarıyıllık Bir Çalışma

Anahtar Kelimeler

İnşaat Mühendisliği,
Soru Sırası,
Normallik Testi,
Homojenlik Testi,
Tek yönlü ANOVA

Özet: "Biliş" terimi tüm bilme ve bilinç türlerini ifade eder. Bilişsel mühendislikte, bir katılımcının veya operatörün zihninde veya beyninde bilgi işlemenin genellikle bilişi temsil ettiği kabul edilir. Bu çalışma, öğrencilere aynı soruların farklı sıralarda sunulmasının üniversite öğrencilerinin sınav performansını etkileyip etkilemediğini araştırmaktadır. Öğrencilerin çoktan seçmeli ara sınav ve final sınav sorularına yönelik sınav performansları değerlendirilmiştir. Bu bağlamda, Türkiye'de Erciyes Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü müfredatında son sınıf dersi olarak yer alan "Mühendislik Yönetimi ve İnsan İlişkileri" incelenmiştir. Ders kapsamında 2016 ve 2019 yılları arasında toplam 1342 öğrenci altı yarıyılı kapsamıştır. Sınav soruları, dersin haftalık akışıyla aynı sırada, A tipi olarak sıralı (S) ve B tipi olarak rastgele sıralı (R) testlerden oluşmuştur. Sınav sorularına verilen cevapların dağılımları normallik testi ve tek yönlü ANOVA ile analiz edilmiş ve test türleri arasında anlamlı bir farklılık gözlenmemiştir. Bu çalışma sadece inşaat mühendisliği öğrencilerini kapsamakta olup farklı disiplinlerdeki öğrenciler için benzer sonuçların elde edilip edilmeyeceği gelecek çalışmalarda incelenmelidir.

1. Introduction

The term "cognition" refers to all types of knowing and consciousness [1]. More widely, cognition refers to a person's knowledge, awareness, and opinions about an object, as well as that person's attitude toward the thing, or more specifically, the facts, knowledge, and beliefs about the object [2]. In a variety of contexts, including those found in the disciplines of linguistics, psychology, and education, the processes of cognition are examined from numerous angles. In cognitive engineering, information processing in a participant's or operator's mind or brain is often regarded to represent cognition [3].

Test anxiety in education is a problem frequently encountered by families, students, and educational institutions [4]. Studies show that there is a positive relationship between test anxiety and cognition [5]. The most commonly used exam type for large groups of students is multiple-choice tests [6]. When administering multiple-choice tests, instructors often use alternative formats without taking into account the potential impact of item order on test results [7]. Scientific research on organizing the order of exam items has a long history. Studies on this subject are presented below in chronological order.

According to MacNicol (1956), as a pioneering study, ordering the exam questions randomly and from easy to tough produced a considerably higher test score than ordering them from tough to easy [8]. Brenner (1964) on the other hand pointed out that no significant differences were observed in terms of random, easy to tough, tough to easy [9]. Moreover, Spies-Wood (1980) concluded that ordering the questions from easy to tough produced a considerably higher test score than randomly prepared questions [10]. Laffitte (1984), from a different perspective, ordered the questions in four different ways; tough to easy (in terms of section and in general separately) and random (in terms of section and in general separately), and concluded that no significant differences were observed [11]. Balch (1989) conducted a study examining the effect of item order on student performance in multiple-choice tests. In this context, he administered a multiple-choice test consisting of 14 units with a total of 75 questions to students with three different ordering methods. The approaches he used in ordering are as follows: (1) ordering the questions by the order in which they were covered in the course and the order in the textbook (sequential), (2) randomly mixing the questions in each unit and changing the order of the unit (section contiguity), and (3) completely random ordering of the questions. As a result, it was found that the order in which the questions were arranged by the course and book order resulted in significantly higher test scores compared to the others [7]. Neely, Springston, and McCann (1994) investigated the effects of sequenced (S) and random (R) format tests as well as the test anxiety levels of the students. It was concluded that no significant differences were observed for test formats. However, it was determined that there is a significant common effect between the ordering of the questions and anxiety levels [12]. In terms of current studies, Pettijohn II and Sacco (2007) investigated the effects of sequentially ordered, randomly ordered, and reverse-ordered test exams on students' exam performances, exam difficulty perceptions, and exam completion times. Significant differences were observed only for exam difficulty perceptions and the order of questions [13]. Tan (2009) investigated how question order affects item difficulty and item discrimination skills in multiple-choice tests. The sample was 996 first-year students from the Faculty of Education at Uludağ University. He found that question order in multiple-choice tests can have a statistically significant effect on both item difficulty and item discrimination. Significant differences were observed in 11 out of 50 questions in terms of item difficulty and only three questions in terms of item discrimination difficulty [6]. Şad (2020), in his study examining the effect of question order on test performance and item statistics, applied two different test forms in which the same multiple-choice questions were ordered from easy to difficult and from difficult to easy for 554 students. As a result, he found that item order did not have a significant effect on the achievement levels of test takers [14].

The aforementioned literature review indicates that there are no desirable studies on the effect of question order on item statistics. In the context of measurement and evaluation, the impact of structural features of tests on student performance is as important as the reliability and validity of tests. In this case, the order of test items is one of the variables that has been emphasized for a long time but has not been sufficiently analyzed. This study investigates whether there are significant differences in basic item statistics when multiple-choice test items are presented to students in different orders. The findings of the study will not only provide an understanding of the effect of question order on student performance but also provide recommendations for assessment and evaluation experts, professionals preparing question banks, and academics involved in test preparation. Furthermore, this study aims to make an original contribution by emphasizing whether the effect of question ordering should be considered one of the possible reasons for unexpected item statistics. In this study, some items obtained from classical test theory statistics, the effect of the order in which the questions were asked in the test to put it into practice. One of the main features of the performed studies is that they are handled within

the scope of a single exam. The present study, on the other hand, aims to examine both a 6-semester period and both the mid-term and final exams in the same semester.

2. Material and Methods

The undergraduate course, "Engineering Management and Human Relations", is offered as an elective course in both fall and spring semesters in the fourth and final year at the Civil Engineering Department of Engineering Faculty, Erciyes University. The purpose of the course is to inform students about project management, human resources management, and marketing management, ethics, business ethics besides the points to be considered during presentations. The weekly content of the course is provided in Table 1.

Table 1. Weekly Course Content for Engineering Management and Human Relations Course

Week	Topic
1	Project management
2	Project management
3	Morality, ethics, business ethics
4	Morality, ethics, business ethics
5	Entrepreneurship
6	Entrepreneurship
7	Marketing management
8	Marketing management
Mid-Term Exams	
9	Successful management techniques
10	Successful management techniques
11	Decisive and ordering in management
12	Public relations in management
13	The concept of presentation and presentation techniques
14	The concept of presentation and presentation techniques
Final Exams	

The research question that inspired this paper is "Does item order affect performance on multiple-choice exams?" Two test forms (Forms A and B), namely sequentially ordered (S) as A-type and randomly ordered (R) tests as B-type, were developed for this purpose. Please note that the questions in the same sequence as the weekly flow of the course and considered as (S). The same questions were included in both test forms. In both test forms A and B, the order of the questions (A, B, C, D or E) was not changed. Thus we focused on the mid-term and final exam results of the "Engineering Management and Human Relations" course for 6 semesters. The number of questions and student frequencies for each semester are presented in Table 2.

Table 2. Numerical Data on Examinations with Sequential and Randomised Test Forms

Nr.	Type	Mid-Term Exam			Final Exam		
		Number of Questions	Frequency (A-type)	Frequency (B-type)	Number of Questions	Frequency (A-type)	Frequency (B-type)
1	2016-2017 Fall	20	59	64	25	65	58
2	2016-2017 Spring	25	39	36	25	36	38
3	2017-2018 Fall	25	58	57	30	55	59
4	2017-2018 Spring	25	53	51	30	54	52
5	2018-2019 Fall	30	82	80	30	81	81
6	2018-2019 Spring	30	45	46	30	48	45
Sub-Total		---	336	334	---	339	333
TOTAL NUMBER OF STUDENTS		1,342					

In the exam, the students made their answers in the optical form, the exam papers were read with an optical reader and the data were transferred to the electronic environment. The distributions of the answers given to the exam questions were analyzed and it was evaluated whether there were significant differences between the correct answers given. The statistical analyses have been performed using IBM SPSS Statistics Version 15 software.

3. Results

This section presents the results of normality analysis and ANOVA analysis. First, the suitability of the data set for normal distribution was evaluated by calculating skewness and kurtosis values, and the results are presented in Table 3.

Table 3. Results of Normality Analysis

Nr.	Term	Type	Frequency	Skewness	Kurtosis
1	2016-2017 Fall	Mid-Term Exam	123	-0.387	-0.087
		Final Exam	123	-0.358	-0.025
2	2016-2017 Spring	Mid-Term Exam	75	-0.630	1.320
		Final Exam	74	-0.738	-0.347
3	2017-2018 Fall	Mid-Term Exam	115	-0.654	0.781
		Final Exam	114	-0.632	0.334
4	2017-2018 Spring	Mid-Term Exam	104	-0.018	-1.034
		Final Exam	106	-0.611	0.347
5	2018-2019 Fall	Mid-Term Exam	162	0.055	-0.343
		Final Exam	162	-0.466	0.170
6	2018-2019 Spring	Mid-Term Exam	91	-0.161	0.157
		Final Exam	93	-0.611	0.852

The previous studies indicate that the skewness/kurtosis values in the range of ± 2 show a normal distribution [15, 16]. The skewness and kurtosis values were obtained for the current dataset as -0.738 to +0.055, and -1.034 to +1.320 respectively. These values confirm that the data 'fit' the normal distribution. The histograms of the datasets for the skewness value of -0.018 and kurtosis value of -0.025, which are closest to zero, are presented in Figure 1, respectively.

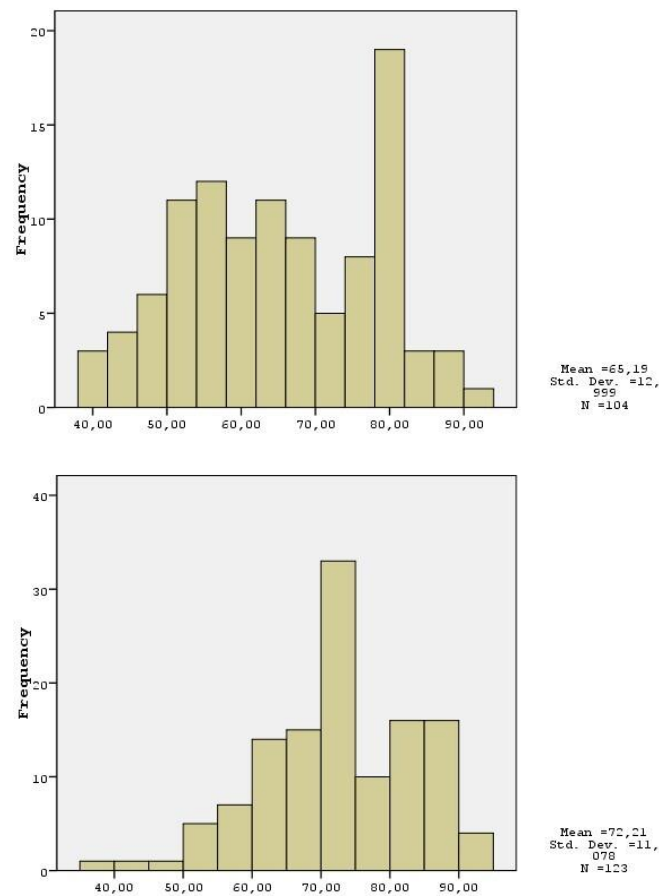


Figure 1. Histogram Distribution of A and B Group Exam Scores

The two categories of statistical tests are (i) Parametric tests (t-test, analysis of variance, Pearson correlation, ANOVA, etc.) and (ii) Non-parametric tests (Mann-Whitney U, Kruskal-Wallis H, Wilcoxon, Spearman correlation analysis, etc.), [17]. In this study, one-way analysis of variance (One-Way ANOVA), which is one of the parametric

tests, was selected within the scope of the analysis since the data distribution is suitable for normal distribution. In this context, the null hypothesis ' H_0 : There is no significant difference between the correct answers given to Group A and Group B tests in the same exam' was tested.

Table 4. Results of One-way ANOVA

Nr.	Term	Type	Homogeneity (sig.)	ANOVA (sig.)
1	2016-2017 Fall	1.1. Mid-Term Exam	0.883	0.204
		1.2. Final Exam	0.300	0.670
2	2016-2017 Spring	2.1. Mid-Term Exam	0.576	0.479
		2.2. Final Exam	0.730	0.592
3	2017-2018 Fall	3.1. Mid-Term Exam	0.034	0.319
		3.2. Final Exam	0.115	0.659
4	2017-2018 Spring	4.1. Mid-Term Exam	0.038	0.479
		4.2. Final Exam	0.035	0.798
5	2018-2019 Fall	5.1. Mid-Term Exam	0.147	0.490
		5.2. Final Exam	0.941	0.558
6	2018-2019 Spring	6.1. Mid-Term Exam	0.674	0.096
		6.2. Final Exam	0.434	0.500

A homogeneity test should be performed to decide whether ANOVA can be used [18]. According to Table 4, since the significance values for items other than items 3.1, 4.1, and 4.2 were greater than 0.05 (sig.>0.05), a homogeneous distribution was observed. Therefore, ANOVA significance values for the related items are important. According to Table 4, since the significance values for all items are greater than 0.05 (sig.>0.05), there is no significant difference between the scores of the students and the test type. In other words, hypothesis H_0 (No significant difference between the correct answers given to Group A and Group B tests in the same exam) is accepted.

4. Discussion and Conclusion

Classical test theory (CTT), one of the most widely used theories in measurement and evaluation, provides a basic framework for examining the reliability and validity of tests. CTT, which is widely used in education, psychology and other social sciences, is frequently applied to simplification and scale development [19, 20]. In this study, examining the effects of presenting exam questions in the same order as the weekly flow on students' exam performance, a field study was conducted covering 12 examinations over 6 semesters within the scope of the 'Engineering Management and Human Relations' course in the civil engineering curriculum. The suitability of the dataset for normal distribution was evaluated through skewness and kurtosis parameters, and it was observed that the entire dataset belonging to 12 semesters showed a normal distribution. Within the scope of the field research, examinations in the form of different types of tests were handled and it was investigated whether there were significant differences between the answers given by the students to the exams prepared randomly and according to the subject order in the course. The significance values of the related datasets were analyzed and it was concluded that there was no significant difference between the correct answers given to Group A and Group B tests in the same exam. In other words, it can be stated that question order does not affect student scores. There are different results in the literature on the effect of question order on student performance. The findings of this study, in line with Brenner (1964) and Laffitte (1984), suggest that question order does not affect student performance. However, Balch (1989) found that the presentation of questions in the order of the course and the book led to higher achievement levels than randomly ordered tests. Mean scores of 70.00% and 71.17% were obtained from sequentially ordered (S) A-type and randomly ordered (R) B-type exams respectively. Although this score difference is not statistically significant, it is thought that this difference may be pedagogically significant and cannot be ignored. In this case, the possibility that item order may make a difference, especially on test solution strategies and may have indirect effects on the student's cognitive process, should be taken into consideration. The student's motivation, attention level or use of prior knowledge about the subject may be affected by the test order. Although the close average scores obtained indicate that the effect of question ordering may be limited, more pronounced effects may be observed at the individual level or in certain subgroups (e.g. students with low achievement levels).

The findings of this study reveal that item order does not have a statistically significant effect on overall achievement level. However, in a field such as project management, which requires multidimensional thinking and decision-making skills and has a high cognitive intensity, the effects of test structures should not be limited to statistical significance. In particular, project management education requires students not only to acquire

knowledge but also to have the ability to structure this knowledge and apply it to different situations. In this context, the order of test questions may indirectly affect the way students perceive conceptual integrity and the way they associate information.

One of the most striking features of this study is that it differs significantly from previous studies in the literature in terms of sample size. For example, while Laffitte (1984) included 82 participants in his study, Pettijohn and Sacco (2007) included 66 participants in their study, and Şad (2020) included 554 participants in his study, the present study analyzed the data obtained from 1342 university students. This increases the generalizability of the findings and significantly increases the statistical power of the results. Therefore, this study has the potential to make a valuable contribution to the literature.

However, the study has some limitations. The study covers only civil engineering students and similar research can be conducted on larger sample groups, including students from different disciplines. Future studies can also examine the effects of individual differences such as student achievement level, learning style and cognitive skill levels on responses to question ordering. In terms of different test formats, open-ended questions, scenario-based assessments and project-based assignments can be used to examine the effect of question ordering. This method can help yield more meaningful data, especially in areas that require applied knowledge, such as project management.

Acknowledgment

The authors received no financial support for the research, authorship, and/or publication of this article.

References

- [1] SI, A. S. A. (2022). *Cognitive Output of Nasopharyngeal Carcinoma Patients after Chemoradiation Therapy at Dr. Sardjito General*. Doctoral dissertation, Universitas Gadjah Mada, Yogyakarta, Indonesia.
- [2] Liao, C. W., Liao, Y. H., Chen, B. S., Tseng, Y. J., & Ho, W. S. (2022). Elementary Teachers' Environmental Education Cognition and Attitude: A Case Study of the Second Largest City in Taiwan. *Sustainability*, 14(21), 14480.
- [3] Blomberg, O. (2011). Conceptions of Cognition for Cognitive Engineering. *The International Journal of Aviation Psychology*, 21(1), 85-104.
- [4] Kahramanoğlu, H. (2018). *The Relation Between Metacognition and Positive Psychological Capital with Test Anxiety*. Master's Thesis, Institute of Social Sciences, Haliç University, İstanbul, Türkiye. (in Turkish)
- [5] Savaşan, İ. (2019). *The Relationship Between Negative Metacognition Level and Test Anxiety*, Master's Thesis, Institute of Social Sciences, Çağ University, Mersin, Türkiye. (in Turkish)
- [6] Tan, Ş. (2009). The Effect of Question Order on Item Difficulty and Discrimination. *Education Sciences*, 4(2), 486-493.
- [7] Balch, W. R. (1989). Item Order Affects Performance on Multiple-Choice Exams. *Teaching of Psychology*, 16(2), 75-77.
- [8] MacNicol, K. (1956). Effects of Varying Order of item Difficulty in an Unspeeded Verbal Test. *Unpublished Manuscript, Educational Testing Service, Princeton, NJ*.
- [9] Brenner, M. H. (1964). Test Difficulty, Reliability, and Discrimination as Functions of item Difficulty Order. *Journal of Applied Psychology*, 48(2), 98.
- [10] Spies-Wood, E. (1980). Learned Helplessness and item Difficulty Ordering. *Psychologia Africana*, 19, 29-40.
- [11] Laffitte Jr, R. G. (1984). Effects of Item Order on Achievement Test Scores and Students' Perception of Test Difficulty. *Teaching of Psychology*, 11(4), 212-214.
- [12] Neely, D. L., Springston, F. J., & McCann, S. J. (1994). Does Item Order Affect Performance on Multiple-Choice Exams? *Teaching of Psychology*, 21(1), 44-45.
- [13] Pettijohn II, T. F., & Sacco, M. F. (2007). Multiple-choice Exam Question Order Influences on Student Performance, Completion Time, and Perceptions. *Journal of Instructional Psychology*, 34(3), 142-149.
- [14] Şad, S. N. (2020). Does Difficulty-Based Item Order Matter in Multiple-Choice Exams? (Empirical evidence from university students). *Studies in Educational Evaluation*, 64, 100812.
- [15] Razali, N. M., & Wah, Y. B. (2011). Power Comparisons of Shapiro-Wilk, Kolmogorov-Smirnov, Lilliefors and Anderson-Darling Tests. *Journal of Statistical Modeling and Analytics*, 2(1), 21-33.
- [16] Mishra, P., Pandey, C. M., Singh, U., Gupta, A., Sahu, C., & Keshri, A. (2019). Descriptive Statistics and Normality Tests for Statistical Data. *Annals of Cardiac Anaesthesia*, 22(1), 67-72.

- [17] Pallant, J. (2010). *SPSS Survival Manual: A Step By Step Guide to Data Analysis Using the SPSS Program*. 4th edition, McGraw Hill, New York.
- [18] Aksoy, S. (2011). *Tests for Homogeneity of Variance Under Normality and a Comparison*. Master's Thesis, Gazi University, Ankara, Türkiye. (in Turkish)
- [19] Baykul, Y. (2015). *Eğitimde ve Psikolojide Ölçme: Klasik Test Teorisi ve Uygulaması*. Ankara: Pegem Akademi. (in Turkish)
- [20] Wu, Y., Tang, J., Du, Z., Chen, K., Wang, F., Sun, X., & Wu, Y. (2025). Development of a Short Version of the Perceived Social Support Scale: Based on Classical Test Theory and Ant Colony Optimization. *BMC Public Health*, 25(1), 232.

Düzlem Gerilme Sonlu Elemanı Kullanılarak Uzun ve Kısa Konsol Kiriş ile Küp Yarma Deneyi Problemlerinin Numerik İncelenmesi

Cengiz Duran Atış^{1*}, Zeynep Nur Yılmaz², Furkan Kaan Durak², Ezgi Örklemmez², Müslüm Kılınç¹, Fatih Yılmaz¹, Uğur Durak¹, Serhan İlkentapar¹, Okan Karahan¹

¹ Erciyes Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği, KAYSERİ

² Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, KAYSERİ

*Sorumlu Yazar: Cengiz Duran Atış

(Alınış / Received: 09.04.2025, Kabul / Accepted: 28.05.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Anahtar Kelimeler

Sonlu Eleman Analizi,
Uzun ve Kısa Konsol Kirişler,
Küp Yarma Deneyi,

Öz: Bu çalışmada, sonlu eleman yöntemi kullanılarak uzun ve kısa konsol kiriş ile küp yarma deneyi elemanlarında düzlem gerilme değerleri hesaplanarak karşılaştırılmıştır. İlk önce bu elemanlara ait rijitlik matrisi türetilmiştir. Düğüm noktalarında iki serbestlik derecesine sahip olan düzlem gerilme elemanının rijitlik matrisi elde edildikten sonra, bilgisayar programı olan Mathematica kullanılarak bu elemanlarda meydana gelen düzlem gerilme değerleri sonlu eleman yöntemi kullanılarak elde edilmiştir. Serbest ucunda tekil yük bulunan uzun ve kısa konsol kirişler, düşey ve yatay yüklere maruz perde duvarlar ile küp yarma deneyi gibi mühendislik problemleri irdelenmiş ve analitik sonuçlarla sonlu elemanlar yönteminden elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır. Yapılan analizler sonucunda, ilgili deplasman ve gerilme dağılımları belirlenmiş ve sonlu eleman ağındaki eleman sayısının artırılmasıyla elde edilen çözümlerin, analitik çözüme yakınsadığı gözlemlenmiştir. Sonuç olarak uzun ve kısa konsol kiriş ile küp yarma arasında sonlu eleman yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlar karşılaştırıldığında en yakınsak sonuç sırasıyla küp yarma, uzun konsol ve kısa konsol probleminden elde edilmiştir.

Numerical Investigation of Long and Short Cantilever Beam and Cube Splitting Test Problems Using Plane Stress Finite Element

Keywords

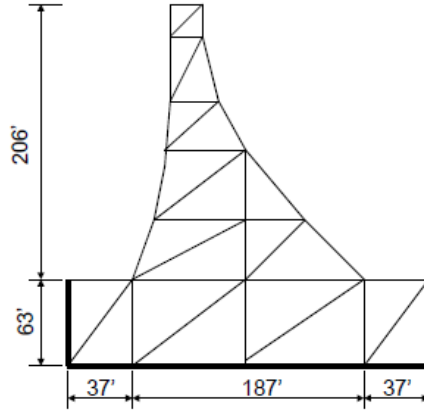
Finite Element Analysis,
Long and Short Cantilever
Beams,
Cube Splitting Test,

Abstract: In this study, plane stress values in long and short cantilever beams and cube splitting test elements were calculated and compared using the finite element method. First, the stiffness matrices of these elements were derived. After obtaining the stiffness matrix for the plane stress element, which has two degrees of freedom at each node, the plane stress values were computed using the finite element method through the Mathematica software. Engineering problems such as long and short cantilever beams with a concentrated load at the free end, shear walls subjected to vertical and horizontal loads, and the cube splitting test were analyzed, and the results obtained by the finite element method were compared with analytical results. As a result of the analyses, relevant displacement and stress distributions were determined, and it was observed that the solutions obtained by increasing the number of elements in the finite element mesh converged toward the analytical solution. Consequently, when comparing the results obtained using the finite element method for long and short cantilever beams and the cube splitting test, the most convergent results were found respectively in the cube splitting test, the long cantilever beam, and the short cantilever beam.

1. Giriş

Sonlu elemanlar metodu veya sonlu elemanlar yönteminin esası bir sınır değer diferansiyel denkleminin çözümünden ibarettir [1]. Bu yöntem sayesinde mevcut problem sonlu elemanlara veya parçalara ayrıştırılarak çözülür. Sonlu parçalar üzerinde diferansiyel denklemin çözümünü temsil eden interpolasyon fonksiyonu seçilir ve bu interpolasyon fonksiyonu sonlu parçanın belirli noktalarında çözülmesi istenen diferansiyel denklemin belirli noktalarda ki değerine odaklanır. Bu değerler çözülmesi gereken bilinmeyenlerdir. İnterpolasyon fonksiyonunun eleman üzerindeki belirli noktalarda bilinmeyen değerleri ile idare eden diferansiyel denklem arasındaki bağıntılar eleman için bünye denklemleri (gerilme şekil değiştirme, moment eğrilik bağıntıları) vasıtasıyla gerçekleştirilir.

Clough [2] 1967 yılında üçgen elemanlar kullanarak birkaç düzlem gerilme problemini çözmek için matris cebir programını kullanmıştır. Tüm matrisler elle hesaplandığından, basit bir yapının analizi dahi önemli miktarda zaman almıştır. Bu nedenle, Şekil 1'de verilen ağırlık barajının analizi için kullanılan ilk sonlu eleman ağı'ndan anlaşılacağı üzere sadece kaba sonlu eleman ağ çözümleri mümkündür. Ancak, bu yaklaşım, Clough tarafından Eylül 1960'ta 2. ASCE Elektronik Hesaplamalar Konferansı'nda sunulan Düzlemsel Gerilme Analizinde Sonlu Elemanlar Yöntemi adlı makaledeki tüm örnekleri üretmek için kullanılmıştır. Bu makale Berkeley Kampüsü dışında yayınlanan ve sonlu elemanlar terminolojisini kullanan ilk makale olmuştur. Böylece, bu yapısal analiz yönteminin sürekli ortamlardaki gerilmeleri ve deplasmanların hesabında kullanılabileceği gösterilmiştir [2]. Sonlu elemanların tarihçesi ile ilgili daha detaylı bilgiler sonlu elemanlarla ilgili öncü çalışmalar isimli çalışmada sunulmaktadır [3].



Şekil 1. Ağırlık barajının analizi için kullanılan ilk sonlu eleman ağı [2-3]

Atiş [4] düzlem gerilme elemanı ve plak eğilme elemanı üzerinde çalışma yaparak, uzay kabuk elemanı rijitlik matrisini elde edip, bunu kullanan Fortran dilinde bir program kodlamıştır. Malzemenin lineer elastik ve deplasmanların çok küçük olduğu kabulü ile birinci mertebe teorisi kullanılmıştır. Çalışmada eğrisel kabuk yapılar, katlanmış plak ve kutu kesitli kirişlerin çözümünü yapmış olup, elde ettiği sonuçların literatürle uyumlu bulunmuştur.

Cünedioğlu [5], yapmış olduğu yüksek lisans tezinde, sonlu elemanlar metodunu düzlemsel gerilme analizine uygulamak için üçgen elemanlar kullanmıştır. Üçgen eleman seçmesinin sebebi düzensiz şekillere sahip elemanların üçgen elemanlarla temsiline kolaylığı ve matematiksel bağıntılarının daha basit olmasıdır. Örnek problemler olarak normal çekme gerilmelerine bağlı çeşitli levhaları analiz etmiştir. Bir levha probleminde parabolik çekme yükü uygulayarak analiz etmiştir. Ayrıca, somun sıkma anahtarına uygulanan yük nedeniyle somun sıkma anahtarı üzerinde özellikle uç kısımlarda gerilmelerin hesabını yapmıştır. Üçgen eleman kullanımının bazı problemlerde iyi sonuç verdiğini, bazı problemlerde ise doğru sonuçtan önemli miktarda sapma olduğunu belirtmiştir. Eleman sayısını ise bilgisayar hafızasının düşük olmasından dolayı istenen düzeyde yüksek tutamamıştır.

Öztorun [6], düzlemi içinde moment taşıyabilen dikdörtgen düzlem gerilme elemanı için sonlu eleman formülasyonu üzerine çalışmıştır. Bu eleman ve plak eğilme elemanını birleştirerek üç boyutlu yapı problemlerini çözmeyi hedeflemiştir. Birleşik elemanı kullanan bir bilgisayar programı kodlayarak tünel kalıp ile üretilen yapıların statik ve dinamik analizini gerçekleştirmiştir. Çözdüğü örnek problemleri SAP2000 ve literatürle kıyaslamış olup, sonuçlarının oldukça uyum içinde olduğu sonucuna varmıştır.

Gazi [7], yürüttüğü yüksek lisans tezinin konusu olarak üçgen düzlem gerilme sonlu elemanı kullanarak, eleman rijitlik matrisini elde etmiştir. Bu elemanı kullanan Fortran dilinde bir program kodlayarak, çeşitli problemler çözmüştür. Üçgen eleman kullanarak elde edilen sonuçların doğruluğunun artması için eleman sayısının artırılması gerektiği sonucuna ulaşmıştır.

Attealmanan ve Ali [8], sonlu elemanlar ile dikdörtgen kirişin analizi çalışmasında dört noktalı düzlem gerilme elemanını kullanıp, izoparametrik formülasyon kullanarak rijitlik matrisini elde etmiştir. Daha sonra yayılı yüke maruz basit mesnetli kirişi enine ikiye bölmüş boyuna ise 10, 12 ve 15'e bölerek Matlab ile kodladığı kendi programıyla çözümünü yapmıştır. Problemi aynı sonlu eleman ağları için SAP2000 ile de çözmüştür. Kiriş boyunca oluşan deplasman grafiklerini çizerek karşılaştırmıştır. Elde ettiği sonuçların SAP2000 ile uyumlu olduğu sonucuna varmıştır.

Rezaiee-Pajand vd. [9,10], düzlem yapıların analizi için birim uzama tabanlı formülasyonlar üzerine kaynak taraması yapmış, çalışmanın birinci bölümünde konu üzerine yapılan varsayımlar ve bu yöntemin temelleri tanıtılmıştır. İkinci bölümünde ise incelenen elemanların çeşitli problemlerin çözümünde kullanılması ve gösterdikleri performans sunulmuştur.

Sabah vd. [11], Öztoran'un [6] geliştirdiği dört noktalı düzlem gerilme elemanı ve klasik kiriş eleman rijitlik matrisini kullanarak yüksek yapıların statik analizi için bir bilgisayar programı kodlamıştır. Çalışmasında yüksek yapıların analiz sonuçları SAP2000 programından elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçların uyum içinde olduğu sonucuna varılmıştır.

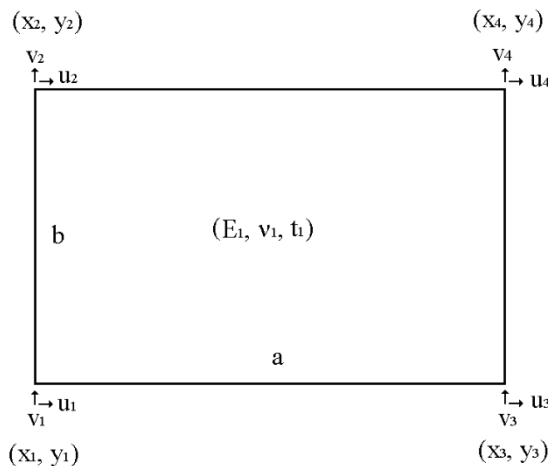
Li vd. [12], çalışmasında Hellinger-Reissner varyasyonal prensibine bağlı olarak sekiz noktalı düzlem hibrit eleman geliştirmiş ve yapı mekanığı problemlerine uygulamıştır. Geliştirdiği düzlem elemanın çeşitli yaygın kesme kilitleme davranışlarının üstesinden geldiği sonucuna varmıştır. Sekiz noktalı elemanın makul ağ şekli çeşitli eğri kenarlı eğilme problemlerin detaylı analizinde kullanılabileceğini ve sayısal doğruluğun iyileştiğini göstermiştir.

Yukarıda, dikdörtgen düzlem gerilme sonlu elemanına ilişkin kısa bir tarihçe sunulmuş ve bu alanda daha önce gerçekleştirilen bazı çalışmalar özetlenmiştir. Bu alanda birçok çalışma yapılmasına rağmen hala dikdörtgen düzlem gerilme sonlu elemanının incelenmesine yönelik yeteri kadar bir çalışma yapılmamıştır. Bu çalışmada, yerel koordinat sisteminde rijitlik matrisinin analitik türetilişi detaylandırılmış ve elde edilen rijitlik matrisi kullanılarak, serbest ucunda tekil yük bulunan uzun ve kısa konsol kiriş problemleri, perde duvarı ve küp yarma deneyi problemleri çözülmüş ve sonuçlar kendi içinde eleman bazında değerlendirilmiştir.

2. Materyal ve Metot

2.1 Rijitlik matrisinin oluşturulma işlemlerinde izlenen yol

Dikdörtgen düzlem gerilme sonlu elemanının rijitlik matrisinin çıkarılışı aşağıda detaylı halde verilmektedir. Şekil 2'de, çalışmanın konusu olan dikdörtgen düzlem gerilme elemanının yerel koordinatlarında geometrisi ve malzeme bilgileri verilmiştir. Elemanın düğüm noktaları numaralandırılmış olup, her noktada iki serbestlik derecesine sahip olup, hem "x" yönünde hem de "y" yönünde numaralandırılmış bilinmeyen deplasmanlar mevcuttur. Elemanın Elastisite Modülü "E", Poisson oranı "ν" ve kalınlığı ise "t" dir.



Şekil 2. Dikdörtgen düzlem gerilme elemanı ve parametreleri

Rijitlik matrisinin çıkarılmasında aşağıda verilen yol izlenmiştir. Eleman üzerinde çözümü aranmakta olan sınır değer diferansiyel denkleminin çözüm fonksiyonu için baz polinomları (P_u (d.1) ve P_v (d.2)) Pascal üçgeninden alınmış olup, diğer araştırmacıların kullandığı ile aynıdır [4, 13]. Baz polinomlarının katsayıları bilinmeyen olarak " a_i " ile temsil edilmiştir (d.3). Baz polinomları ile " a_i " vektörünün çarpımı eleman için çözümü aranan deplasmanların fonksiyonu olan " u " ve " v " leri temsil eder (d.4 ve d.5). Bu fonksiyonlar düzlem elemanın her bir düğüm noktası için elde edilebilir. 1 nolu düğümün " u " ve " v " deplasmanları " u_1 " ve " v_1 " olarak, " x " yerine " 0 " " y " yerine " 0 " konularak elde edilir (d.6 ve d.7). Aynı şekilde 4 nolu düğümün " u " ve " v " deplasmanları " u_4 " ve " v_4 ", " x " yerine " a " " y " yerine " b " konularak elde edilir (d.12 ve d.13). Diğer nokta deplasmanları ise benzer şekilde aşağıda elde edilmektedir (d.8, d.9, d.10, d.11).

$$P_u = \{1, x, y, xy, 0, 0, 0, 0\} \quad (d.1)$$

$$P_v = \{0, 0, 0, 0, 1, x, y, xy\} \quad (d.2)$$

$$a_i = \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\} \quad (d.3)$$

$$u = P_u \cdot a_i^T = \{1, x, y, xy, 0, 0, 0, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.4)$$

$$v = P_v \cdot a_i^T = \{0, 0, 0, 0, 1, x, y, xy\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.5)$$

1 nolu düğüm için $x_1=0$ ve $y_1=0$ değerleri, u ve v fonksiyonlarında yerine konursa u_1 ve v_1 değerleri elde edilir.

$$u_1 = \{1, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.6)$$

$$v_1 = \{0, 0, 0, 0, 1, 0, 0, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.7)$$

2 nolu düğüm için $x_2=0$ ve $y_2=b$ değerleri, u ve v fonksiyonlarında yerine konursa u_2 ve v_2 değerleri elde edilir.

$$u_2 = \{1, 0, b, 0, 0, 0, 0, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.8)$$

$$v_2 = \{0, 0, 0, 0, 1, 0, b, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.9)$$

3 nolu düğüm için $x_3=a$ ve $y_3=0$ değerleri, u ve v fonksiyonlarında yerine konursa u_3 ve v_3 değerleri elde edilir.

$$u_3 = \{1, a, 0, 0, 0, 0, 0, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.10)$$

$$v_3 = \{0, 0, 0, 0, 1, a, 0, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.11)$$

4 nolu düğüm için $x_4=a$ ve $y_4=b$ değerleri, u ve v fonksiyonlarında yerine konursa u_4 ve v_4 değerleri elde edilir.

$$u_4 = \{1, a, b, ab, 0, 0, 0, 0\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.12)$$

$$v_4 = \{0, 0, 0, 0, 1, a, b, ab\} \cdot \{a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8\}^T \quad (d.13)$$

Yukarıda elde edilen düğüm noktası deplasmanları toplu halde aşağıda verilen matris notasyonunda yazılır. Burada $\{de\}$ eleman düğüm deplasman vektörünü ve " a_i " ler bilinmeyen katsayılar vektörünü göstermekte olup, bunları birbirine bağlayan kare matris ise $[A]$ olarak tarif edilirse, $\{de\} = [A] \cdot \{a_i\}$ olarak ifade edilir. $\{a_i\}$ vektörünü elde etmek için her iki taraf $[A]$ ile bölünür. Cebirsel işlemlerde böyle ifade edilse de, matrislerde bölüm olmadığı için her iki taraf $[A]$ matrisinin tersi ile çarpılır. Bu ifadede $\{a_i\} = [A]^{-1} \cdot \{de\}$, bilinmeyen katsayılar matrisi eleman düğüm deplasmanları cinsinden elde edilir.

$$\{de\} = \begin{bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \\ u_4 \\ v_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & b & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & b & 0 \\ 1 & a & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & a & 0 & 0 \\ 1 & a & b & a.b & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & a & b & a.b \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \\ a_5 \\ a_6 \\ a_7 \\ a_8 \end{bmatrix}$$

İkinci aşamada şekil değiştirmeler ve düğüm deplasmanları arasındaki bağıntılar kullanılır. Düzlem eleman için birim deformasyon ve deplasman fonksiyonları arasındaki bağıntılar aşağıdaki gibi verilmektedir [14, 15].

$$\{\varepsilon\} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} du/dx \\ dv/dy \\ du/dy + dv/dx \end{bmatrix}$$

Şekil değiştirme ve deplasman fonksiyonları arasındaki bağıntılar deplasman fonksiyonlarının türevlerini içermektedir. Yukarıda polinom olarak seçilen deplasman fonksiyonları olan “ u ” ve “ v ” nin ilgili türevleri birim deformasyon bağıntılarında yerine konulur. Birim deformasyonlar baz polinomları ve “ a_i ” katsayıları cinsinden matris formunda aşağıdaki hali alır.

$$\{\varepsilon\} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & y & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x \\ 0 & 0 & 1 & x & 0 & 1 & 0 & y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \\ a_5 \\ a_6 \\ a_7 \\ a_8 \end{bmatrix}$$

Bilinmeyen “ a_i ” katsayılarının birim deformasyona bağlayan matris [C] olarak tarif edilsin. Birim deformasyon ifadesi $\{\varepsilon\}=[C].\{a_i\}$ halini alır, $\{a_i\}$ bilinmeyen katsayılar vektörü daha önce düğüm deplasmanları cinsinden $\{a_i\}=[A]^{-1}.\{de\}$ ifade edilmiştir. Birim deformasyon ifadesinde yerine konulursa, birim deformasyon ifadesi düğüm deplasmanları cinsinden $\{\varepsilon\}=[C].[A]^{-1}.\{de\}$ olarak elde edilir. Burada, $[B]=[C].[A]^{-1}$ tarifi yapılmış, birim deformasyonlar $\{\varepsilon\}=[B].\{de\}$ şeklinde düğüm deplasmanlarına bağlanmış olur. [B] matrisine, birim deformasyon matrisi de denilir. [B] matrisi aşağıda açık olarak verilmiştir.

$$[B] = \begin{bmatrix} -\frac{1}{a} + \frac{y}{ab} & 0 & -\frac{y}{ab} & 0 & \frac{1}{a} - \frac{y}{ab} & 0 & \frac{y}{ab} & 0 \\ 0 & \frac{1}{b} + \frac{x}{ab} & 0 & \frac{1}{b} - \frac{x}{ab} & 0 & -\frac{x}{ab} & 0 & \frac{x}{ab} \\ -\frac{1}{b} + \frac{x}{ab} & -\frac{1}{a} + \frac{y}{ab} & \frac{1}{b} - \frac{x}{ab} & -\frac{y}{ab} & -\frac{x}{ab} & \frac{1}{a} - \frac{y}{ab} & \frac{x}{ab} & \frac{y}{ab} \end{bmatrix}$$

Üçüncü aşamada ise şekil değiştirme ve gerilme arasındaki ilişkiler kullanılarak, gerilme değerleri eleman uç deplasmanları cinsinden elde edilir. Düzlem gerilme hali için, gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin ifadesi aşağıdaki gibi verilmektedir [14, 16].

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}$$

Bu ifade kapalı olarak $\{\sigma\}=[D].\{\varepsilon\}$ şeklinde yazılabilir. Burada [D] matrisi malzeme ile ilgili katsayılar matrisi olup, E elastisite modülü, ν ise Poisson oranıdır. Birim deformasyonları düğüm deplasmanlarına bağlayan ifade $\{\varepsilon\}=[B].\{de\}$ idi. Şekil değiştirme $\{\varepsilon\}$ ifadesi gerilme ifadesinde yerine konulursa, $\{\sigma\}=[D].[B].\{de\}$ gerilmeyi birim deformasyona bağlayan ifade elde edilir.

Dördüncü aşamada eleman rijitlik matrisinin ve yük vektörünün elde edilmesi için, virtüel iş veya minimum potansiyel enerji yöntemlerinden biri kullanılarak rijitlik matrisinin ifadesi aşağıdaki gibi elde edilebilir [14, 17]. Minimum potansiyel enerji yöntemi sistemin toplam enerjisinin minimum olduğunu ifade eder. Burada, dış kuvvetler $\{Q\}$ ve onlara ait deplasmanlar $\{d_e\}$ vektörü ile gösterilirse; “ W ” dış kuvvetlerin işi (d.14) ve “ U ” iç kuvvetlerin işi olmak üzere (d.15) potansiyel enerji “ π ” aşağıda verilmektedir (d.16).

$$W = \{Q\} \cdot \{de\}^T \quad (d.14)$$

$$U = \int_V \{\varepsilon\}^T \cdot \{\sigma\} \cdot dV \quad (d.15)$$

$$\pi = W - U = \min \quad (d.16)$$

Yukarıda bulunan gerilme ve deformasyon bağıntıları yerine konar ve matris notasyonuna göre yeniden düzenlenirse iç kuvvetlerin işi “ U ” ve potansiyel enerji “ π ” aşağıdaki gibi elde edilir (d.17 ve d.18);

$$U = \frac{1}{2} \int_V \{B\}^T \{D\} \cdot \{B\} \cdot \{d_e\}^2 \cdot dV \quad (d.17)$$

$$\pi = \{Q\} \cdot \{de\}^T - U = \frac{1}{2} \int_V \{B\}^T \{D\} \cdot \{B\} \cdot \{d_e\}^2 \cdot dV \quad (d.18)$$

Burada potansiyel enerji (π) deplasmanların fonksiyonudur. (π) fonksiyonunun minimum olması bağlı olduğu deplasmanlara göre türevinin sıfır olmasını gerektirir. (π) fonksiyonunun $\{de\}$ ye göre türevinin sıfıra eşitlenmesi sonucunda (d.19) elde edilir.

$$\{Q\} = \int_V \{B\}^T \cdot \{D\} \cdot \{B\} \cdot \{d_e\} \quad (d.19)$$

Burada, (d.20) tarifi yapılırsa, $[K]$ rijitlik matrisi olarak (d.21) de verildiği gibi bulunur.

$$\{Q\} = [K] \cdot \{de\} \quad (d.20)$$

$$[K] = \int_V \{B\}^T \cdot \{D\} \cdot \{B\} \cdot dV \quad (d.21)$$

Burada integral hacim integrali olduğundan üç katlı integrali temsil eder. $[K]$ aşağıdaki gibi yazılabilir (d.22).

$$[K] = \int_0^t \int_0^a \int_0^b \{B\}^T \cdot \{D\} \cdot \{B\} dx dy dz \quad (d.22)$$

Düzlem eleman kalınlığı “ t ” olduğundan, z ye göre integral sonucu (d.22) aşağıdaki hali alır (d.23);

$$[K] = t \int_0^a \int_0^b \{B\}^T \cdot \{D\} \cdot \{B\} dx dy \quad (d.23)$$

Yukarıda $[B]$ matrisi, $[D]$ matrisi, “ a ” ve “ b ” değerleri verilmiştir. $[B]$ birim deformasyon matrisi “ x ” ve “ y ” nin fonksiyonudur. Bu değerler integral içinde yerine konar matris çarpımları yerine getirilir ve belirli integraller alınarak $[K]$ matrisinin elemanları tespit edilmiş olur. Bu yol haritası izlendiğinde $[B]$ ve $[D]$ matrisi yukarıda açık olarak verildiğinden $[K]$ matrisinin elde edilmesi oldukça kolaydır.

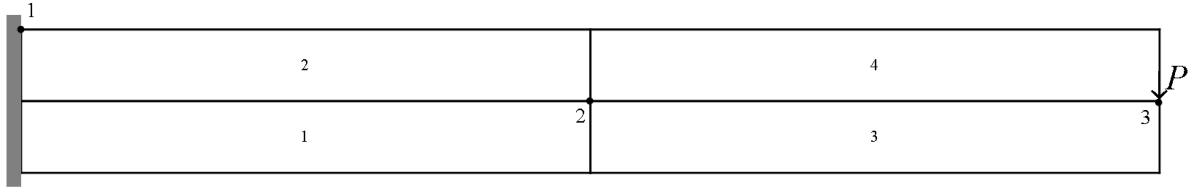
Yukarıda verilen eleman rijitlik matrisi kullanılarak Mathematica ortamında bir bilgisayar programı kodlanmıştır. Problemin sınır şartı bilgileri, serbestlik dereceleri, mesnetleri uygun olarak tarif edilmektedir. Tekil kuvvetlerin düğüm noktalarına etkidiği düşünülecek sonlu eleman ağı tesis edilmektedir. Sonlu eleman ağını oluşturan elemanların köşe düğüm koordinatları girilmektedir. Elemanların hangi düğüm noktalarına bağlı olduğu tarif edilmektedir. Elemanlara ait malzeme bilgileri (E ve ν) ayrı ayrı tanımlanmaktadır. Bu veriler program tarafından kullanılarak, her bir elemanın rijitlik matrisi hesaplanmakta, kodlama tekniği yöntemi ile probleme ait ana rijitlik matrisi oluşturulmaktadır. Düğüm noktalarına etkiyen tekil kuvvetler yardımı ile sisteme ait ana yük vektörü belirlenmektedir. Esas rijitlik matrisi ve yük vektörünün oluşturduğu lineer denklem takımı gauss-eliminasyon yöntemi ile çözülmektedir. Çözüm sonucunda düğümlere ait “ x ” ve “ y ” yönündeki deplasmanlar elde edilmektedir. Her bir elemana ait gerilme matrisi eleman bilgileri kullanılarak oluşturulduktan sonra, eleman uçlarında bulunan deplasmanlar daha önce çözülen deplasmanlar arasından süzülerek alınıp, elemana ait gerilme matrisiyle çarpılmaktadır ($\sigma = [D] \cdot [B] d_e$). Bu çarpım sonucu eleman üzerinde geçerli olan gerilme değerleri “ x ” ve “ y ” cinsinden elde edilmektedir. Gerilme fonksiyonlarında eleman üzerindeki herhangi bir noktada gerilmeleri hesaplamak da mümkündür. “ x ” ve “ y ” yerine eleman düğüm noktası koordinatları girildiğinde düğümde oluşan gerilmeler hesaplanabilmektedir. Program kullanılarak aşağıda verilen problemler çözülmüştür.

3. Bulgular ve Tartışma

Bu kısımda yukarıda belirtildiği üzere kodlanmış bilgisayar programıyla çeşitli örnek problemler çözülerek elde edilen veriler değerlendirilerek tartışılmıştır.

3.1 Serbest ucunda tekil yük bulunan uzun konsol kiriş

Serbest uçundan tekil yük yüklü konsol kiriş örneği ele alınmıştır (Şekil 3). Basit eğilmeyi temsil açısından konsol boyu uzun seçilmiş olup $L=8m$ alınmıştır. Kesit yüksekliği " h " ve kesit genişliği " b " (düzlem eleman kalınlığı t) ise "1" alınmıştır. Malzeme elastisite modülü 100000 ton/m^2 alınmıştır. P tekil yükü "1" ton ve Poisson oranı sıfır alınmıştır. Kiriş eksen kesit ağırlık merkezinde olup, kesit yüksekliğinin ortasındadır. Problem çeşitli bölme sayıları için çözülmüş olup, aşağıdaki Tablo 1'de çözüm sonuçlarından bazı değerler sunulmuştur. P yükünün uygulandığı noktada (3 nolu nokta) düşey deplasman değeri verilmiştir. Ayrıca, konsol mesnette kesit üst yüzeyinde (1 nolu nokta) oluşan maksimum çekme gerilme değeri verilmiştir. İlaveten kesit ekseninde konsol (2 nolu nokta) hesaplanan kayma gerilmesi değerleri sunulmuştur.

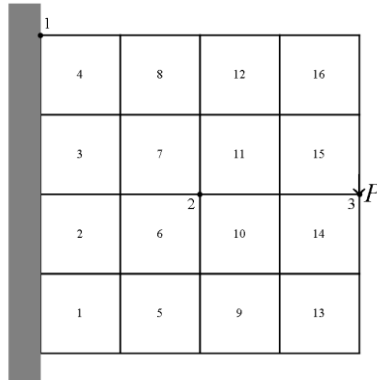


Şekil 3. Serbest uçundan tekil yük uygulanan konsol kiriş ve seçilen noktalar

Tablo 1 incelendiğinde, çözüm no 1-8 için " y " eksenini 2 ye bölünmüş fakat " x " eksenini 2 den 1024 de kadar bölünerek çözüm tekrarlanmıştır. Bu çözümlerin sonunda " x " eksenini bölünme sayısı arttıkça uç deplasman değeri kesin sonuca yaklaşmıştır. Kayma gerilmesi ise başarılı bulunmamıştır. Çekme gerilmesi ise kesin sonuca yaklaşmıştır. Çözüm no 9-16 için " y " eksenini 4'e bölünmüş fakat " x " eksenini 2 den 1024 de kadar bölünerek çözüm tekrarlanmıştır. Bu çözümlerin sonunda x eksenini bölünme sayısı arttıkça uç deplasman değeri kesin sonuca yaklaşmıştır. Kayma gerilmesi ise başarılı bulunmamıştır. Çekme gerilmesi ise kesin sonuca yaklaşmıştır. Benzer durum " y " eksenini 8 ve 16 ya bölünüp, " x " eksenini 2 den 1024 e kadar bölündüğünde deplasman değeri kesin sonuç binde bir hata ile hesaplanmıştır. Kayma gerilmesi ise kesin sonuca çok yaklaşmıştır. Çekme gerilmesi değeri ise %4 hata ile hesaplanmıştır. Tablo 1'den yapılan gözlemlere göre, x ekseninde bölme sayısını artırmak çekme gerilmesi ve düşey deplasman değerini doğru sonuca yaklaştırmakta olup, kayma gerilmesini de önemli miktarda etkilemektedir. " y " eksenindeki bölme sayısının artması hem düşey deplasman değerini hem de maksimum çekme gerilmesi değerini ihmal edilecek derecede etkilemektedir. Buna karşın " y " eksenindeki bölme sayısının artması çalışılan düzlem gerilme sonlu elemanın kayma gerilmesi performansını artırmaktadır. " y " ekseninin 16 ve x eksenini ise 8192 ye bölündüğünde kayma gerilmesi değeri kesin sonuca eşitlenmektedir.

3.2 Serbest ucunda tekil yük bulunan kısa konsol kiriş

Düzlem gerilme sonlu elemanın kesme etkilerinin arttığı kısa konsol probleminde göstereceği performansı değerlendirmek amacıyla kenar uzunlukları eşit olan konsol problemi ele alınmıştır. Kısa konsol problemi Şekil 4'te sunulmuş olup, malzeme özellikleri, kalınlığı ve P yükü problem 1 deki ile aynıdır. Konsolun boyu 1 metre alınmıştır. Çeşitli sonlu eleman ağları için 2×2 den başlayıp, 128×128 sonlu eleman ağı için çözüm yapılmıştır. Çözüm sonucu elde edilen maksimum çekme gerilmesi (nokta 1), maksimum kayma gerilmesi (nokta 2) ve maksimum düşey deplasman (nokta 3) değerleri, Tablo 2'de sunulmuştur.



Şekil 4. Serbest uçundan tekil yük uygulanan kısa konsol kiriş ve seçilen noktalar

Tablo 1: Farklı ağ sayıları için konsolda seçilen noktalarda gerilme ve deplasman değerleri

Çözüm No	X eksen Bölme S.	Y eksen Bölme S.	Nokta 1 σ max	Nokta 2 τ max	Nokta 3 δ max
1	2	2	4.00	3.67	-0.002293
2	4	2	14.00	6.99	-0.006881
3	8	2	30.00	7.99	-0.013762
4	16	2	41.33	6.00	-0.018350
5	32	2	45.81	3.82	-0.020019
6	64	2	47.25	2.46	-0.020485
7	128	2	47.72	1.74	-0.020608
8	1024		47.97	1.09	-0.020645
9	2	4	4.00	3.73	-0.002294
10	4	4	14.01	7.11	-0.006883
11	8	4	30.07	8.24	-0.013771
12	16	4	41.57	6.33	-0.018367
13	32	4	46.29	4.18	-0.020041
14	64	4	47.93	2.83	-0.020509
15	128	4	48.53	2.11	-0.020630
16	1024	4	48.92	1.47	-0.020670
17	2	8	4.00	3.74	-0.002294
18	4	8	14.01	7.14	-0.006884
19	8	8	30.10	8.31	-0.013775
20	16	8	41.66	6.42	-0.018373
21	32	8	46.47	4.27	-0.020048
22	64	8	48.24	2.93	-0.020518
23	128	8	48.98	2.21	-0.020640
24	1024	8	49.52	1.56	-0.020681
25	2048	8	49.56	1.52	0.020682
26	4096	8	49.58	1.49	-0.020682
27	2	16	4.00	3.74	-0.002294
28	4	16	14.01	7.15	-0.006884
29	8	16	30.10	8.32	-0.013775
30	16	16	41.68	6.44	-0.018375
31	32	16	46.53	4.29	-0.020050
32	64	16	48.37	2.95	-0.020521
33	128	16	49.19	2.23	-0.020644
34	1024	16	49.94	1.58	-0.020687
35	4096	16	50.03	1.52	-0.020688
36	8192	16	50.04	1.50	-0.020688
Basit Eğilme	-	-	48.00	1.50	0.020480
Timeshenko	-	-	48.00	1.50	0.020672

Tablo 2’de verilen değerler incelendiğinde, maksimum çekme gerilmesinin teorik olarak hesaplanan değerden oldukça farklı olduğu görülmüştür. Sonlu eleman ağının artmasıyla çekme gerilmesi değeri teorik değerden fazla bulunmuştur. Maksimum kayma gerilmesi değeri ise benzer şekilde oldukça farklı çıkmış olup, fazla bölme sonucunda teorik değer altında çıkmıştır. Maksimum düşey deplasman değerlerinin ise Timeshenko’nun verdiği değerden daha fazla bulunmuştur. Kullanılan dört noktalı düzlem gerilme sonlu elemanın performansı kesme etkilerinin arttığı kısa konsolda düşük bulunmuştur.

Tablo 2: Kısa konsol problemi için seçilen noktalarda elde gerilme ve deplasman değerleri

Çözüm No	Bölme S.	Nokta 1 σ max	Nokta 2 τ max	Nokta 3 δ max
1	2×2	4.00	1.75	-0.0000568627
2	4×4	5.56	1.48	-0.0000662876
3	8×8	6.58	1.50	-0.0000723423
4	16×16	7.28	1.43	-0.0000772191
5	32×32	7.80	1.38	-0.0000817539
6	64×64	8.21	1.36	-0.0000861993
Basit Eğilme	-	6.00	1.500	-0.0000400000
Timeshenko	-	6.00	1.500	-0.0000640000

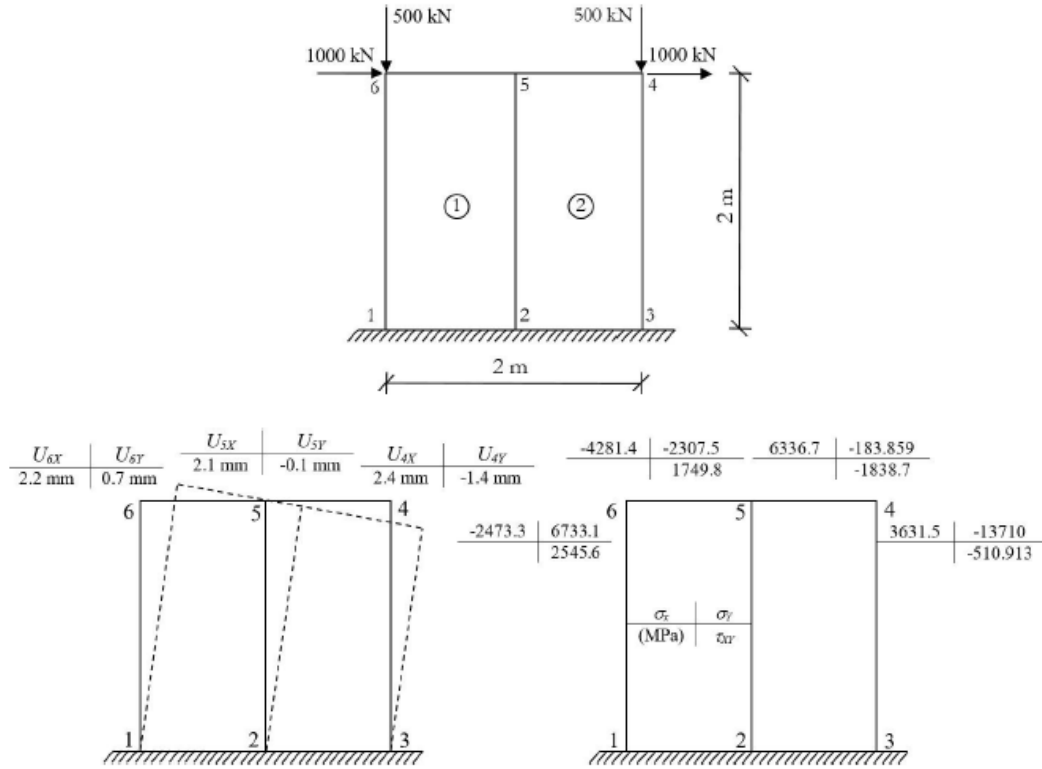
Performansı artırmak amacıyla serbest uca etkiyen P düşey yükü parabolik olarak yükün bulunduğu yüzeye dağıtılarak çözümler tekrarlanmıştır. Tablo 3’te sunulan parabolik dağılım sonuçları incelendiğinde, deplasman değerlerinin Timeshenko’nun [18] sonuçlarına çok yakın olduğu görülebilir. Ayrıca kayma gerilmesi performansı da çok iyi hale gelmiş olup, 64×64 bölme için kesin değere eşitlenmiştir. Çekme gerilmesinde ise iyileşme görülmemiştir.

Tablo 3: Kısa konsolda yükün parabolik dağılımının seçilen noktalarda gerilme ve deplasman değerlerine etkisi

Çözüm No	Bölme S.	Nokta 1 σ max	Nokta 2 τ max	Nokta 3 δ max
1	2×2	3	1.30	-0.0000426471
2	4×4	5.21	1.52	-0.0000573471
3	8×8	6.47	1.58	-0.0000619453
4	16×16	7.25	1.55	-0.0000631946
5	32×32	7.80	1.52	-0.0000635170
6	64×64	8.20	1.50	-0.0000635987
Basit Eğilme	-	6.00	1.500	-0.0000400000
Timeshenko	-	6.00	1.500	-0.0000640000

3.3 Perde duvar örneği

Ergun ve Ateş [13], dikdörtgen sonlu elemanlar kullanarak matris yer değiştirme yöntemi ile bir perde duvarının gerilme ve deplasman analizi için eleman rijitlik matrisini elde etmiştir. Çalışmalarında aşağıda Şekil 5’te verilen perde duvarının iki eleman ile analizini yapmış olup, elde ettikleri sonuçları şekil üzerinde sunmuşlar. Kullanılan malzemeye ait Elastisite Modülü 2.1×10^7 kN/m², Poisson oranı 0.2’dir. Perde kalınlığı 20 cm, perde duvarın uzun kenarı 2 m kısa kenarı 1 m dir.



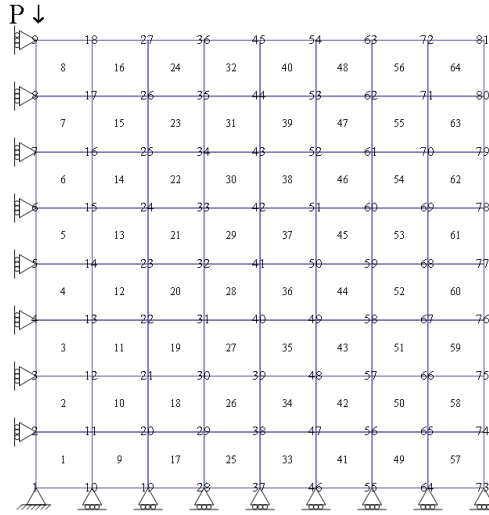
Şekil 5. Perde duvar problemi [13]

Aynı problem bu çalışmada tekrar ele alınmıştır. Aynı sayıda eleman kullanılarak gerilme ve deplasman çözümleri elde edilmiştir. Elde edilen değerler Ergun ve Ateş [13]'ün çalışması ile tam olarak örtüşmüştür. Aynı deformasyon şekli elde edilmiştir. Sayısal veriler burada tekrar verilmemiştir. Yazarların şekillerinde bulunan değerler elde edilmiştir.

Burada tartışılması gereken konu iki elemanla perde duvarının analizinin yapılmasında bulunan sakıncalardır. Bu problemi çok sayıda elemana bölerek yapılacak çözümün daha iyi sonuç vereceği düşünüldüğünden. Mevcut çalışmada perde duvarı x yönünde 32 ve y yönünde ise 32 elemana bölünerek fazladan çözülmüştür. Şekilde görülen 5 nolu noktada perde duvarın orta üst noktasında hesaplanan "x" yönündeki deplasman 3.02 mm olup, kaynakta 2.10 mm olarak verilmiştir. "x" ve "y" yönündeki normal gerilme değerleri 6526.46 ve 210.54 MPa olup, kayma gerilmesi ise 1218.66 MPa dır. Bu değerler kaynakta sırasıyla 6336.7, 183.85 ve 1838.7 MPa dır. Verilen değerler arasında anlamlı fark bulunmaktadır. Daha fazla eleman ile çözüm yapıldığında kesin sonuca yaklaşılmaktadır.

3.4 Küp yarma deneyi yüklemesi sonucu oluşacak gerilmelerin hesabı

Küp yarma deneyini temsil eden problemin sonlu eleman ağı aşağıda Şekil 6'da verilmiştir. Küp yarma problemi simetrik olduğundan burada küpün çeyrek kısmı alınmış, mesnetlenme durumu buna göre ayarlanmıştır. Küp ortasını temsil eden "x" ve "y" eksenlerinde kayıcı mesnetler konulmuştur. Çeyrek küpün bir kenarı 7.5 cm olarak alınmış olup, elastisite modülü 10000 MPa, poisson oranı sıfır alınmıştır. P yükü 5 ton dur. Şekil 6'da köşede bulunan sabit mesnetin düğüm noktası küpün ortasını temsil etmektedir. Bu noktada hesaplanan gerilme değerleri Tablo 3'te sunulmuştur. Mevcut problem x ve y yönünde çeşitli eşit uzunlukta bölmeler yapılarak çözüm yapılmıştır.



Şekil 6. Beton Küp yarma deneyinin düzlem gerilme sonlu eleman ağı, sınır koşulları ve yükleme halini

Tablo 4'te verilen küp ortasında oluşan maksimum yarma çekme gerilmesi değerleri incelendiğinde, elde edilen çözümün eleman sayısı arttıkça kesin sonuca doğru yaklaştığı anlaşılmaktadır. Kesin değer ise elastisite formülünden [18, 19] elde edilmiştir. Çeyrek küpün 64×64 elemana bölünmesi ile %1 hata ile yarma dayanımı hesaplanmaktadır.

Tablo 4: Küp yarma deneyi sonucu oluşan yarma dayanımı (MPa)

Bölme Sayısı	Gerilme
4×4	2.598
8×8	2.731
16×16	2.782
32×32	2.796
64×64	2.800
Kesin	2.829

4. Sonuç

Çalışmada dikdörtgen düzlem gerilme sonlu elemanının rijitlik matrisi elde edilmiştir. Elde edilen rijitlik matrisi kullanılarak çeşitli düzlem gerilme elemanı problemleri çözülmüştür. Uzun konsol kiriş probleminin çözümünden, "x" eksen (uygulanan yüke dik eksen) yönündeki bölme sayısı arttıkça deplasman değeri ve çekme gerilmesi değerleri iyileşmiştir. Uygulanan yüke paralel olan "y" eksenindeki bölme sayısının artması ise kayma gerilmesi değerini iyileştirmektedir. Kısa konsol probleminin çözümünde de aynı sonuçlara ulaşılmıştır. Kısa konsolda ise daha verimli bir sonuç elde edilmesinde serbest uca etkiyen yükün parabolik olarak dağıtılmasının önemli bir rolü olmuştur. Küp yarma deneyini temsil eden problemde gerilme değerinin düzlem gerilme sonlu elemanı kullanılarak hesap edilebileceği anlaşılmıştır.

Kaynakça

- [1] Logan, DL, 2007, A first course in the finite element method, Thomson Canada Limited, USA, ISBN: 0-534-55298-6.
- [2] Clough, RW, "The Finite Element Method in Plane Stress Analysis", Proc. 2nd ASCE Conf. On Electronic Computation, Pittsburg, Pa. Sept. 1960.
- [3] Clough, RW, Wilson, EL, Early Finite Element Research at Berkeley, Fifth U.S. National Conference on Computational Mechanics, Aug. 4-6, 1999.
- [4] Atiş CD, 1991, Eğrisel kabuk yapılar, katlanmış plak ve kutu kesitli kirişlerin bilgisayar yardımı ile çözümü, Yüksek Lisans Tezi, Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği, Adana, Türkiye.

- [5] Cünedioğlu, Y, 1997, Sonlu elemanlar yönteminin düzlemsel gerilme analizine uygulanması, Yüksek Lisans Tezi, Niğde Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makina Mühendisliği, Niğde, Türkiye.
- [6] Öztörün, NK, 2006, A rectangular finite element formulation, *Finite Elements in Analysis and Design*, 42 (2006) 1031 – 1052.
- [7] Gazi, H, 2008, Sonlu elemanlar yöntemi ile çalışan bir bilgisayar programının geliştirilmesi ve düzlem gerilme-düzlem deformasyon problemlerinin analizi, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği, İstanbul, Türkiye.
- [8] Attelmenan, AAA, Ali, AHM, Finite element analysis of rectangular beams, 2019, *FES Journal of Engineering Sciences*, (8) 1, 1,7.
- [9] Rezaiee-Pajand_M., , Gharaei-Moghaddam, N, and Ramezani, M., 2021a, Review of the strain-based formulation for analysis of plane structures, Part I: Formulation of basics and the existing elements, *Iranian Journal of Numerical Analysis and Optimization* 11 (2), 437-483.
- [10] Rezaiee-Pajand_M., Gharaei-Moghaddam, N., and Ramezani, M., 2021b, Review of the strain-based formulation for analysis of plane structures, Part II: Evaluation of the numerical performance, *Iranian Journal of Numerical Analysis and Optimization* 11 (2), 437-483.
- [11] Sabah R, Oztörün NK, Sayin B, 2022, Development of YAY2020, an FEA program with full-size stiffness matrix for static analysis of high-rise buildings: A comparison with SAP2000, *Case Studies in Construction Materials*, 7-e01576.
- [12] Li, H, Wang, W, Shen, Q, Yao, L, 2024, An 8-Node Plane Hybrid Element for Structural Mechanics Problems Based on the Hellinger-Reissner Variational Principle, *Computer Modelling in Engineering and Sciences*, 138 (2) 1277-1299.
- [13] Ergun, M, Ateş, Ş, 2021, The stress analysis of a shear wall with matrix displacement method using rectangular finite element, *Journal of Structural Engineering & Applied Mechanics*, (4) 1, 18-27. Golden Light Pub., <https://doi.org/10.31462/jseam.2021.01018027>.
- [14] Zienkiewicz, OC, Taylor, RL, 2000, *The finite element method*, Butterworth-Heinemann, ISBN-0-7506-5049-4.
- [15] Nath, B, 1993, Mühendisler için sonlu elemanlar metodunun temelleri, Çeviren. Durmuş Günay, Sakarya Üniversitesi yayınları, Sayı 003, Türkiye.
- [16] Hutton, DV, 2004, *Fundamentals of finite element method*, McGrawHill, USA, ISBN 0-07-239536-2.
- [17] Reddy, JN, *Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells: Theory and Analysis*, CRC Press, Boca Raton, FL, Second Edition, (2004).
- [18] Timoshenko, S, Goodier, JN, 1951, *Theory of Elasticity*, McGrawHill, London.
- [19] Tugal, M, Arıcı, E, 2011, Betonun yarma dayanımında geometrik şeklin etkisinin incelenmesi, *e-Journal of New World Sciences*, (6) 4, 1086-1092, 1A0218.

Helis Çapı ve Helisel Plaka Sayısının Taşıma Gücüne Etkisinin Model Deneylerle Araştırılması

Yunus Cerit^{*1}, Murat Örnek¹

^{*1}İskenderun Teknik Üniversitesi Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü
İskenderun / Hatay

(Alınış / Received: 02.05.2025, Kabul / Accepted: 11.06.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Anahtar Kelimeler

Helisel Kazık,
Helisel Plaka Çapı,
Helisel Plaka Sayısı,
Taşıma Gücü,

Öz: Helisel kazıklar geoteknik mühendisliğinin birçok yerinde kullanılan bir kazık türüdür. Helisel kazıklar basınç, çekme ve yanal gibi birçok kuvvete karşı koyabildiğinden geleneksel kazıklara göre daha çok tercih edilir. Bu çalışmada gevşek kum zeminde ve basınç etkisi altında helisel kazıkların taşıma gücü davranışı laboratuvar ortamında model deneyler tasarlanarak incelenmiş ve yük deplasman eğrileri yorumlanmıştır. Bu deneylerde gömülü kazık boyu (L), shaft çapı (d) ve helis aralığı (s) sabit tutulmuştur. Helis çapı (D) ve helisel plaka sayısı (N) değişken parametreler olarak ele alınmıştır. Deney sonuçları helis çapı ve helis sayısı arttıkça taşıma kapasitesinin de arttığını göstermiştir.

Investigation of the Effect of Helix Diameter and Number of Helical Plates on Bearing Capacity by Model Tests

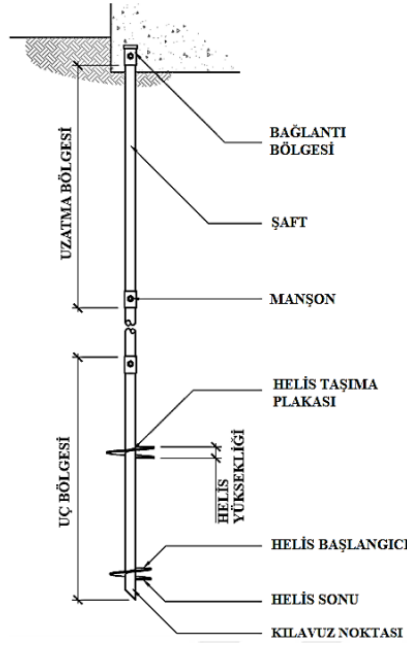
Keywords

Helical Pile,
Helical Plate Diameter,
Helical Plate Number,
Bearing Capacity,

Abstract: Helical piles are a type of pile used in many areas of geotechnical engineering. Helical piles are often preferred over traditional piles because they can resist many forces such as compression, tension, and lateral loads. This study investigated the bearing capacity behavior of helical piles under compression in loose sand soil by designing model tests in a laboratory environment, and the load-displacement curves were interpreted. In these tests, the embedded pile length (L), shaft diameter (d), and helix spacing (s) were kept constant. The helix diameter (D) and the number of helical plates (N) have been selected as variable parameters. The test results showed that the bearing capacity increased as the helix diameter and the number of helices increased.

1. Giriş

Helisel kazıklar, yapıları desteklemek için bir veya daha fazla helisel taşıma plakasına sahip çelik kazıklar olarak adlandırılır. Helisel kazıklar uygulama kolaylığı açısından geoteknik mühendisliğinin birçok alanında kullanılmaktadır. Tipik bir helisel kazık uç ve uzatma bölgelerinden oluşur. Uç bölgesinde helisel taşıma plakaları bulunur. Uzatma bölgesi shaft kısmını da içerir [1]. Tipik bir helisel kazığa örnek Şekil 1’de verilmiştir.



Şekil 1. Tipik Helisel Kazık

Helisel kazıklar batı Kanada ve ABD’de konut binaları, ticari binalar ve endüstriyel tesislerde sıklıkla kullanılan diğer temellere göre birçok avantaja sahip temel sistemleridir. Temellerde yüksek basınç kapasitesi ve hızlı kurulum hızı sebebiyle tercih edilir. Aynı zamanda helisel kazıklar yer altı suyundan etkilenmezler [2]. Manevra kabiliyetleri kazık çakma ve iskele delme makinalarından daha fazladır. Dar alanlarda uygulanabilirliğinden dolayı mevcut binalarda kullanılabilirler. Bu özellikleri sayesinde pratik, çok yönlü ve ekonomiktir [3]. Birçok araştırmacı tarafından helisel kazıklar üzerine çalışma yapılmıştır [4-12]. Lutenegeer yaptığı çalışmada helisel kazıkların tarihsel gelişiminden bahsetmiştir [13]. Thusa ve arkadaşları tarafından yapılan çalışmada farklı yoğunluklardaki kum zeminde helisel kazıkların davranışları model deneylerle incelenmiştir [14]. Emirler tarafından yapılan çalışmada helisel kazıkların taşıma kapasiteleri laboratuvar model deneyleri ve sonlu elemanlar yöntemi ile ele alınmıştır [15]. Kunduz tarafından yapılan çalışmada laboratuvar model deneyleri ile gevşek kum zeminde farklı helis çapı, farklı helis aralıklı ve farklı helis sayısına sahip helisel kazıkların yanal yük etkisi altındaki davranışları yorumlanmıştır [16]. Mursal tarafından yapılan çalışmalarda helisel kazıkların kum zemin içinde örselenme etkisi sayısal ve analitik yöntemlerle araştırılmıştır [17].

Kurniawan ve arkadaşları (2016) tarafından yapılan çalışmalarda kil zemine yerleştirilen helisel kazıkların basınç etkisi altındaki davranışları incelenmiştir. Deneylerde helis çapı ve farklı dizilim seçenekleri analiz edilmiştir. Deneylerde helisler 15-15-15 cm, 20-20-20 cm, 25-25-25 cm, 15-20-25 cm ve 25-20-15 cm çaplarında yerleştirilmiş olup kazıklar üzerindeki helisler arası mesafe sabit tutulmuştur. Deneyler sonucunda helis çapı arttıkça taşıma kapasitesinin de arttığı belirlenmiştir. Helisel kazık üstten alta doğru helisel çapın azaldığı durumda (25-20-15 cm), helisel kazık alttan üste doğru helis çapının azaldığı duruma (15-20-25 cm) ve üniform helislere göre daha büyük eksenel sıkıştırma kapasitesine sahip olduğu tespit edilmiş ve sonuç olarak farklı helis çaplarına sahip helisel kazık üzerindeki helis yerleşim düzeninin ekonomik olarak bir alternatif olabileceği sonucuna varmıştır [18].

Türedi (2021) tarafından helisel kazıklar üzerinde yapılan çalışmada, basınç yüküne sahip helisel kazıkların gevşek ve sıkı zemin koşullarında tekil ve çoklu helislerin davranışları laboratuvar model deney ve büyük ölçekli arazi deneyleri ile incelenmiştir. Bu çalışmada helisler arası mesafe (s), helis sayısı (N) ve farklı helis çapları (D) gibi parametreler ele alınmıştır. Çalışmalar sonucunda helis çapının artmasıyla hem gevşek hem de sıkı zemin için taşıma yükünde arttığı belirlenmiştir. s/D (helis aralığı / helis çapı) etkisini incelediği deneylerde ise helis çaplarını sabit tutmuş (100 mm), helis aralıklarını değiştirmiştir. Bu deneylerde $s/D = 1 - 1.5 - 2 - 2.5 - 3$ oranlarını kullanmıştır. Deneyler sonucunda helis aralığı (s) değişiminin taşıma kapasitesine önemli derecede bir etkisinin olmadığı sonucuna varmıştır. İncelemiş olduğu bir diğer parametre olan helis sayısı etkisinde, helis çapını sabit tutmuş (100 mm) olup kazıkları helissiz, tek helisli, çift helisli ve üç helisli şeklinde gruplandırmıştır. Bu deneyler sonucunda helissiz kazığa göre artan helis sayısı ile hem gevşek hem de sıkı zemin durumunda taşıma kapasitesinde 3 ile 6 kat arasında artış meydana geldiğini belirlemiştir [19].

Sakr (2009) tarafından yapılan çalışmada tek ve çift helisli kazıkların basınç etkisi altında davranışları incelenmiştir. Deneyler sonucunda çift helisli kazıkların tek helisli kazıklara göre %40 daha fazla direnç gösterdiği belirlenmiştir. Tek helisli kazığa ikinci bir helisi eklemenin direnci önemli ölçüde arttırdığı ve maliyet-fayda açısından yararlı olacağı ortaya konmuştur [2].

Bak ve arkadaşları (2019) tarafından kum zeminde tekil ve grup helisel kazıkların taşıma kapasiteleri deneysel olarak irdelenmiştir. Tekil helisel kazıklarda; helisler arası mesafe, dönme hızı ve eksenel yük miktarı gibi parametreler araştırılmıştır. Bu deneylerde tekil helisel kazıklarda helis çapı sabit tutulmuş (100 mm) helisler arası mesafe 50 mm ve 150 mm olarak alınmıştır. Deneyler sonucunda tekil helisel kazıklarda helis aralığı, dönme hızı ve eksenel yük artışının nihai yükü arttırdığı belirlenmiştir. Ayrıca 50 mm helis aralığına sahip kazıkların kurulum koşullarına karşı daha az duyarlı olduğu, 150 mm helis aralığına sahip kazıkların ise kurulum koşullarından daha fazla etkilendiği tespit edilmiştir [20].

George ve arkadaşları (2019) tarafından yapılan çalışmada kohezyonsuz zeminde deplasman yöntemiyle kurulan helisel kazıkların eksenel basınç ve çekme kapasitesi altındaki davranışları laboratuvar model deneyler ve sayısal yöntemlerle ele alınmıştır. Deneyler sonucunda helis çapı ve shaft çapının arttıkça basınç etkisi altında taşıma kapasitesinin de arttığı belirlenmiştir [21].

Bu çalışmada, laboratuvar model deneyleri ile gevşek zemine yerleştirilen helisel kazıkların basınç etkisi altındaki davranışları incelenmiştir. Model deneyler shaft çapı $d=22$ mm ve helis çapları $D= 60-80-100$ mm olan helisel kazıklar kullanılarak yapılmış ve bu doğrultuda toplam 7 adet model deney gerçekleştirilmiştir.

2. Materyal ve Metot

Deneysel çalışmalar, İskenderun Teknik Üniversitesi Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi İnşaat Mühendisliği Geoteknik Laboratuvarı'nda yapılmıştır. Deneyler, 1500 mm x 1200 mm x 1000 mm (uzunluk x genişlik x yükseklik) boyutlarında dikdörtgen kesitli deney kasasında yapılmıştır.

Çalışmalarda kasanın kum ile doldurulması ve boşaltılması helezon sistemi yardımıyla sağlanmıştır. Şekil 2'de helezon sisteminin çalışma prensibi ve deney kasası görülmektedir. Kum kasanın altındaki delikten helezon sistemi vasıtasıyla boşaltılmaktadır. Kumun doldurulması ve boşaltılmasını sağlayan helezon sistemi 25 cm çapında ve 45° eğimli çelik boru mevcuttur. Düzeneğin başında 50 d/dk hızda dönme yapan motor mevcuttur. Sistemin tekerlekli olması ile istenilen yere hareket ettirilip kolaylık sağlamaktadır.



Şekil 2. Deney Kasası ve Helezon Sistemi

Deneyler gevşek zemin ortamında gerçekleştirilmiştir. Deneylerde kullanılan kazıklar çelikten olup shaft çapları ($d=22$ mm) sabittir. $D=60-80-100$ mm boyutlarında helisler kullanılmıştır. Deneylerde kullanılan helisel kazıklar Şekil 3'te gösterilmiştir.



Şekil 3. Helisel Kazıklar

Helisel kazıklar zemine helisel kazık tork motoru montajı düzeneği kullanılarak yerleştirilmiştir. Şekil 4'te helisel kazık tork motoru montaj düzeneği gösterilmiştir. Şekil 5'te ise kazıkların kum zemine yerleştirildikten sonraki hali verilmiştir.



Şekil 4. Helisel Kazık Tork Motoru Montaj Düzeneği



Şekil 5. Kazıklar Çakıldıktan Sonraki Görünüm

Helisel kazıkların kum zemine yerleştirilmesinden sonra kazığın üst kısmına yük hücresi yerleştirilmiştir. Deplasman ölçerler yük uygulanan kısmın iki tarafına yerleştirilerek deneyler yapılmıştır. Deney düzeneğinin görünümü Şekil 6’da yer almaktadır.



Şekil 6. Deney Düzeneği

Deneylerde kullanılan kum İskenderun kum ocağından temin edilmiştir. Yapılan birtakım deneyler sonucunda zemine ait parametreler Tablo 1 ve Tablo 2’de verilmiştir.

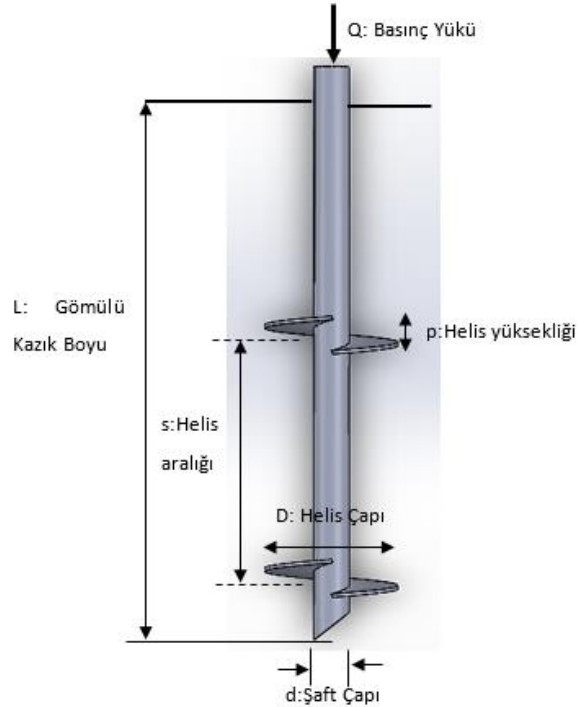
Tablo 1. Deney kumunun zemin parametreleri

Parametre	Değer
Efektif Dane Çapı, D_{10} (mm)	0.260
D_{30} (mm)	0.441
D_{60} (mm)	0.775
Üniformluk katsayısı, C_u	2.981
Süreklilik katsayısı, C_r	0.965
Zemin sınıfı, (USCS)	SP

Tablo 2. Elek Analizi

Elek No	Elek Açıklığı (mm)	Elek Üzerinde Kalan (gr)	Kümülatif Toplam (gr)	Elek Altına Geçen Toplam (gr)	Elek Altına Geçen Yüzde
No. 10	2.000	0.00	0.00	2000.00	100.00
No. 16	1.180	305.70	305.70	1694.30	84.72
No. 30	0.600	794.60	1100.30	899.70	44.99
No. 40	0.425	320.50	1420.80	579.20	28.96
No. 50	0.300	288.70	1709.50	290.50	14.53
No. 80	0.180	290.50	2000	0.00	0.00
TOPLAM		2000			

Tek bir helisel kazığın kullanıldığı deneylerdeki kazık geometrisi Şekil 7’de ve deney planına ait bilgiler de Tablo 3’te verilmiştir.

**Şekil 7.** Kazık Geometrisi (Türedi, 2021)

Tablo 3. Laboratuvar Deneyler (LD)

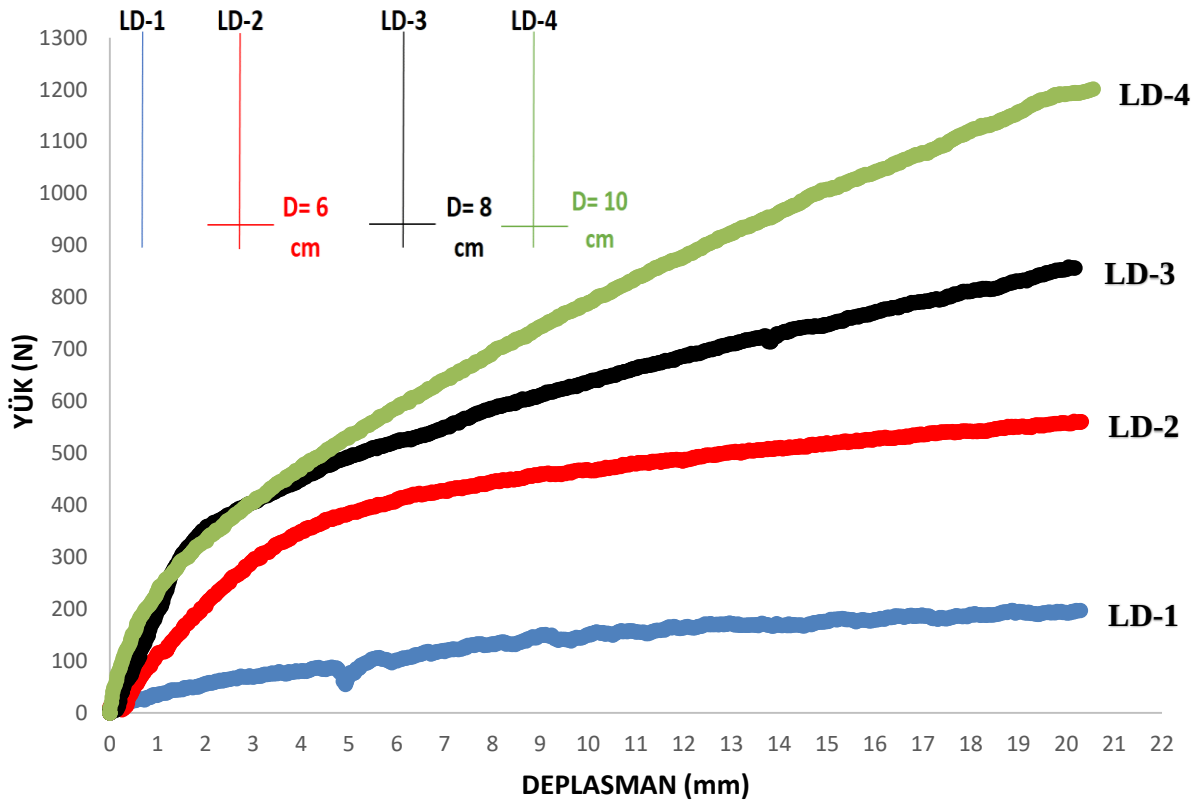
Deney Kodu	Helis aralığı, s (mm)	Helis plaka sayısı, N	Helis çapı, D (mm)	s/D
LD-1	-	0	0	-
LD-2	-	1	60	-
LD-3	-	1	80	-
LD-4	-	1	100	-
LD-5	90	2	60 / 60	1.5
LD-6	120	2	80 / 80	1.5
LD-7	150	2	100 / 100	1.5

3. Bulgular

Kazıkların basınç etkisi altında davranışlarını incelemek amacıyla laboratuvar ortamında toplam 7 adet deney yapılmış ve yük-deplasman eğrileri üzerinden davranışları yorumlanmıştır. Yük-deplasman eğrileri helis çapı etkisi, helisel plaka sayısı parametreleri üzerinden ele alınmıştır.

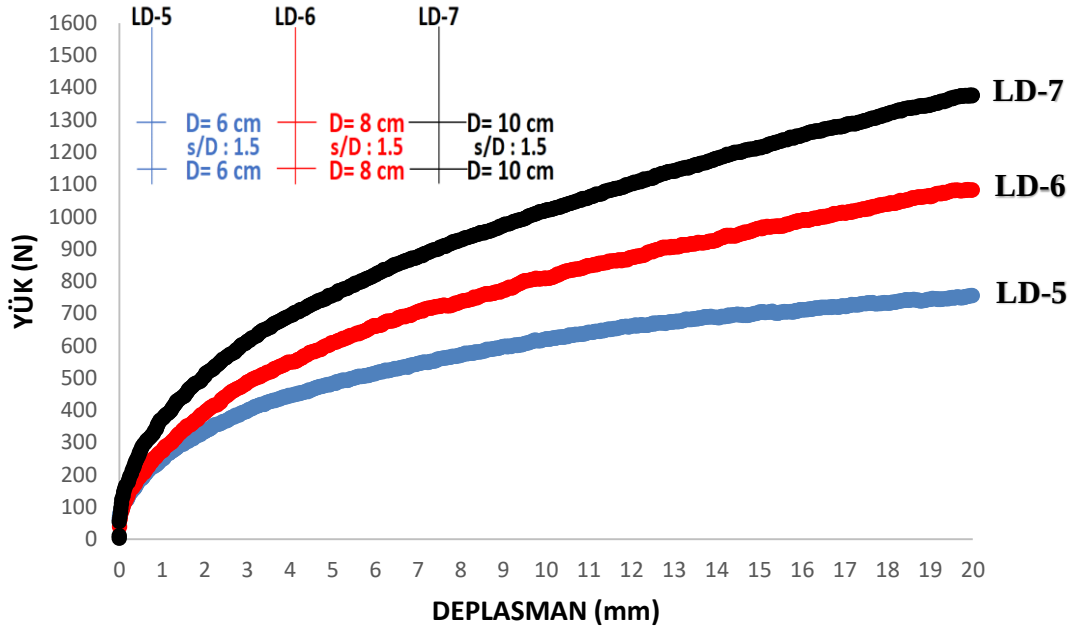
3.1. Helis çapı etkisi

Laboratuvar ortamında yapılan deneyler sonucunda elde edilen helis çapı etkisine ait yük-deplasman eğrisi Şekil 8'de kazıklara ait geometri ile birlikte verilmiştir. Şekil 8 incelendiğinde helis çapının artmasına bağlı olarak yük değerlerinde büyük artışlar meydana geldiği görülmektedir. 8 cm çaplı kazığın 6 cm çaplı kazığa göre yaklaşık % 53 daha fazla yük taşıdığı, 10 cm çaplı kazığın da 8 cm çaplı kazığa göre yaklaşık % 40 daha fazla yük taşıdığı belirlenmiştir.

**Şekil 8. Helis Çapı Etkisi**

İki helis plakasının kullanıldığı deneylere ait yük-deplasman ilişkileri Şekil 9'da verilmiştir. Grafikler incelendiğinde çift helisli kazıklarda helis çapı arttıkça yükün de arttığı tespit edilmiştir. LD-7'nin taşıdığı yük LD-6'ya göre yaklaşık %27 daha fazla ve LD-6'nın da LD-5'e göre yaklaşık %43 daha fazla yük taşıdığı tespit edilmiştir.

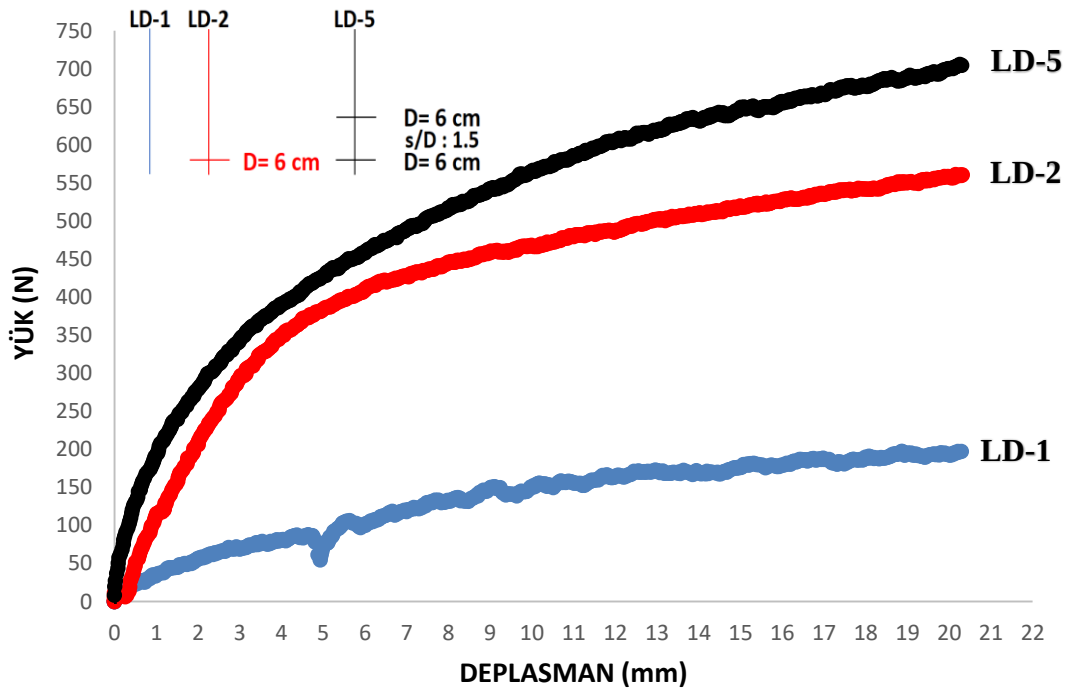
Bu artışların sebebinin kazıklardaki helislerin kum ile temas eden yüzey alanlarının artması ve basınç etkisi altında sürtünmeye bağlı olarak taşıma gücünün artması olduğu düşünülmektedir.



Şekil 9. Çift Helisli Kazıklarda Helis Çapı Etkisi

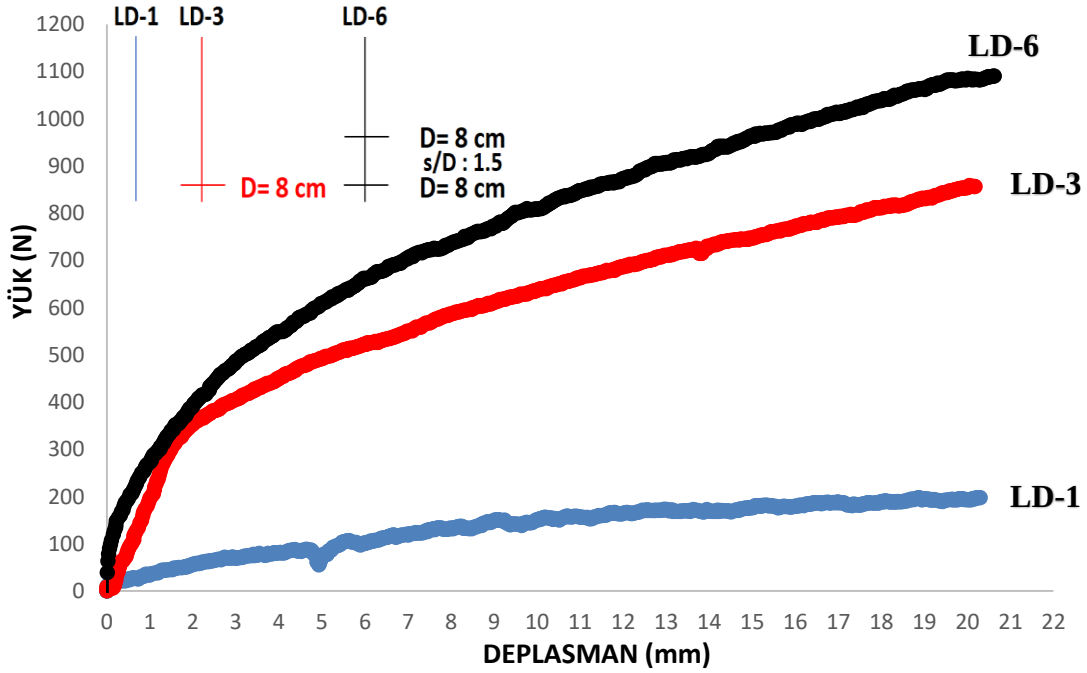
3.2. Helis sayısı etkisi

Laboratuvar ortamında yapılan deneylerde ($D=6\text{ cm}$) helis sayısı etkisi yük-deplasman eğrisi üzerinden incelenmiştir. Kazıklardaki helis sayısı arttıkça taşıma gücünün arttığı ve helisli kazıkların helissiz kazıklara göre çok daha fazla yük taşıdığı sonucuna varılmıştır. Şekil 10 incelendiği zaman LD-5'in LD-2'ye göre yaklaşık % 35 daha fazla taşıma kapasitesine sahip olduğu belirlenmiştir.



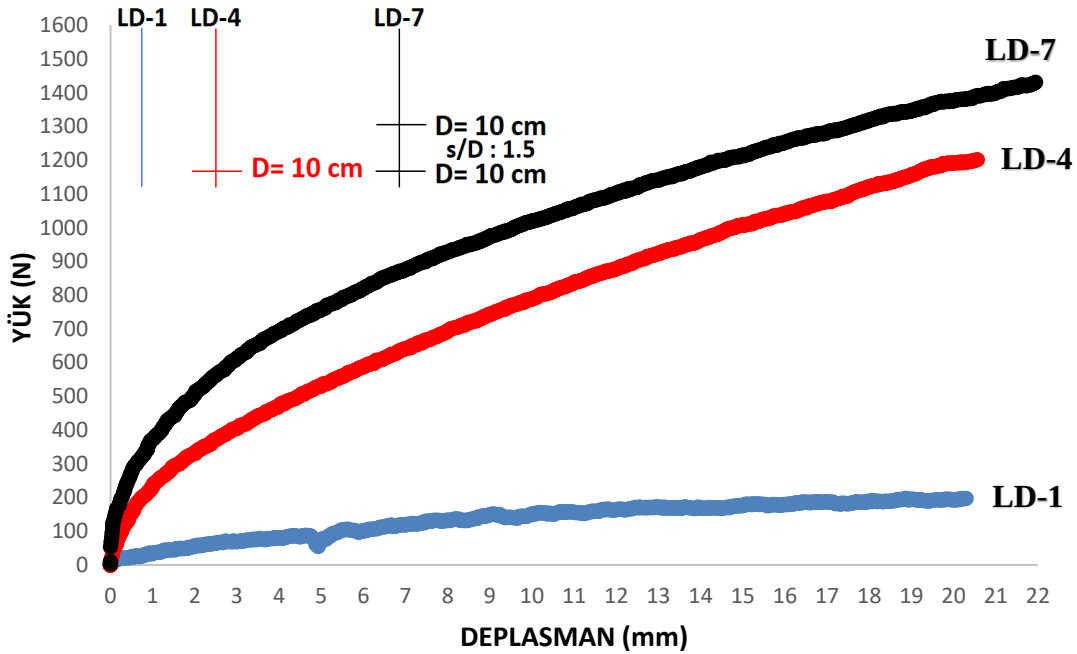
Şekil 10. 6 cm Çaplı Kazıklardaki Helis Sayısı Etkisi

Helisel plaka çapının 8 cm olarak alındığı deneylerde helis sayısı etkisi Şekil 11'de ele alınmıştır. İlgili grafikler incelendiğinde de LD-6'nın LD-3'e göre yaklaşık % 27 oranında daha fazla taşıma kapasitesine sahip olduğu sonucuna varılmıştır.



Şekil 11. 8 cm Çaplı Kazıklardaki Helis Sayısı etkisi

Şekil 12'de verilen grafiklerde helisel plaka çapının 10 cm olarak kullanıldığı deneyler ele alınmıştır. Şekil 12 incelendiği zaman 10 cm çaplı çift helisli kazığın 10 cm çaplı tek helisli kazığa göre yaklaşık % 15 daha fazla taşıma kapasitesine sahip olduğu belirlenmiştir.



Şekil 12. 10 cm Çaplı Kazıklardaki Helis Sayısı etkisi

4. Tartışma ve Sonuç

Bu çalışmada gevşek kum zeminine yerleştirilen helisel kazıkların basınç etkisi altında davranışları laboratuvar model deneyleri ile incelenmiştir. Bu doğrultuda helisler arası mesafe ($s/D = 1.5$) sabit tutulmuş, farklı helis çapları ($D = 60$ mm, 80 mm, 100 mm) ve helis sayısı ($N = 0, 1, 2$) seçilmiş ve bu parametrelerin yük-deplasman eğrisi üzerindeki etkileri incelenmiştir. Bu çalışmadan elde edilen verilere dayanarak aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır.

- Helis sayısı etkisinde; helissiz kazığın tek helisli kazıklara göre çok az yük aldığı, 6 cm çaplı kazığın helissiz kazığa göre yaklaşık 2.9 kat, 8 cm çaplı kazığın helissiz kazığa göre yaklaşık 4.4 kat ve 10 cm çaplı kazığın helissiz kazığa göre yaklaşık 6.22 kat daha fazla yük aldığı belirlenmiştir.
- Çift helisli kazıklarda helis sayısı etkisinde ise, çift helisli 8 cm çaplı kazığın çift helisli 6 cm çaplı kazığa göre yaklaşık 1.43 kat, çift helisli 10 cm çaplı kazığın çift helisli 6 cm çaplı kazığa göre yaklaşık 1.88 kat ve çift helisli 10 cm çaplı kazığın çift helisli 8 cm çaplı kazığa göre yaklaşık 1.31 kat daha fazla yük aldıkları tespit edilmiştir.
- Helis çapı etkisinin incelendiği veriler ele alındığı zaman, helis sayısı arttıkça yük taşıma kapasitesinin de arttığı sonucuna varılmıştır. Çift helisli 6 cm çaplı kazığın tek helisli 6 cm çaplı kazığa göre yaklaşık 1.35 kat, çift helisli 8 cm çaplı kazığın tek helisli 8 cm çaplı kazığa göre yaklaşık 1.26 kat ve çift helisli 10 cm çaplı kazığın tek helisli 10 cm çaplı kazığa göre yaklaşık 1.19 kat yük taşıma kapasitesinde artış gösterdiği elde edilmiştir.

DeneySEL veriler göçme mekanizması açısından değerlendirildiğinde taşıma gücündeki artışların sebebinin kazıklarda yer alan helisel plakalarda kum ile temas eden yüzey alanlarının artması ve basınç etkisi altında sürtünmeye bağlı olarak direnç kazanması olduğu düşünülmektedir. Laboratuvar model deneyleri sonucu elde edilen veriler ile literatür taraması sonucu elde edilen veriler karşılaştırıldığında benzer sonuçlar elde edildiği belirlenmiştir. Helisel kazıklar günümüzde birçok mühendislik alanında kullanılmaktadır. Kolay kurulumu ve ucuz maliyete sahip olması tercih edilmesini sağlamaktadır. Deney sonuçlarından kazıklardaki helis sayısı ve helis çapını arttırarak taşıma kapasitesinin kolay, ucuz ve basit bir şekilde artabileceği sonucuna ulaşılmıştır.

Kaynakça

- [1] Yılmaz, B. 2016. Helisel kazıklar. İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, 165s, İstanbul.
- [2] Sakr, M. 2009. Performance of helical piles in oil sand. Canadian Geotechnical Journal, 46(9), 1046-1061.
- [3] Perko, H. A., 2009. Helical Piles: A Practical Guide to Design and Installation. John Wiley & Sons, New Jersey, 512
- [4] Vijayalakshmi, R. 2019. Analysis of Helical Piles with Case Study in Medium Stiff Clay. Indian Journal of Science and Technology, 12(6), 1-10.
- [5] Türedi, Y., Örnek, M. 2020. Analysis of model helical piles subjected to axial compression. Gradevinar, Journal of the Croatian Association of Civil Engineers, 72(9), 759-769.
- [6] Li, W., Deng, L. 2019. Axial load tests and numerical modeling of single-helix piles in cohesive and cohesionless soils. Acta Geotechnica, 14(2), 461-475.
- [7] Türedi, Y., Emirler, B., Örnek, M., Yıldız, A. 2023. Helisel Kazıklarda Helis Çapının Basınç Yüküne Etkisinin Laboratuvar Deneyleri ile Araştırılması. Çukurova Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi, 38(4), 1013-1022.
- [8] Sakr, M. 2012. Installation and performance characteristics of high-capacity helical piles in cohesive soils. DFI Journal – The Journal of the Deep Foundations Institute, 6(1), 41-57.
- [9] Hussein, M. M. 2013. Numerical and Experimental Modeling of Helical Piles. Zagazig University, Faculty of Engineering, Master thesis, 137
- [10] Nowkandeh, M. J., Choobasti, A. J. 2021. Numerical study of single helical piles and helical pile groups under compressive loading in cohesive and cohesionless soils. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 80(5), 4001-4023.
- [11] Malik, A. A., Kuwano, J. 2020. Single Helix Screw Pile Behavior Under Compressive Loading/Unloading Cycles in Dense Sand. Geotechnical and Geological Engineering, 38(5), 5565-5575.

- [12] Bashiri, M., Ghazavi, M., Bourne-Webb, P. J. 2024. Small-scale physical modelling of vertically loaded, cyclically thermally-activated helical piles. *Geomechanics for Energy and the Environment*, 40, 100589.
- [13] Lutenege, A. J. 2011. Historical Development of Iron Screw-Pile Foundations: 1836-1900. *The International Journal for the History of Engineering & Technology*, 81(1), 108-128.
- [14] Thusa, C. H. C., Aoki, N., Rault, G., Thorel, L., Garnier, J. 2012. Evaluation of the efficiencies of helical anchor plates in sand by centrifuge model tests. *Canadian Geotechnical Journal*, 49(9), 1102-1114.
- [15] Emirler, B. 2024. Physical and Finite Element Models for Determining the Capacity and Failure Mechanism of Helical Piles Placed in weak Soil. *Applied Sciences*, 14(6), 2389.
- [16] Kunduz, S. 2020. Gevşek zeminlerde yanal yüklü helisel kazık davranışının laboratuvar deneyleriyle araştırılması. İskenderun Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, 92s, Hatay.
- [17] Mursal, U. 2022. Kum Zeminde Gömülü Helisel Kazıklarda Örselenme Etkisinin Sayısal Olarak İncelenmesi. Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, 161s, Adana.
- [18] Kurniawan, Y., Iqbal, M. M., & Dewi, R. 2016. Effect of Helical Geometry on the Axial Compressive Capacity. *International Journal of Innovative Science and Research Technology*, 5(6), 717-723.
- [19] Türedi, Y. 2021. Basınç yüküne maruz helisel kazık davranışının laboratuvar ve arazi deneyleri ile araştırılması. İskenderun Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Doktora Tezi, 194s, Hatay.
- [20] Bak, J., Choi, B. H., Lee, J., Bae, J., Lee, K., Kim, D. 2019. Behaviour of single and group helical piles in sands from model experiments. 2nd International Conference on Building Materials and materials Engineering (ICBMM 2018), 278.
- [21] George, B. E., Banerjee, S., Gandhi, S. R. 2019. Helical piles installed in cohesionless soil by displacement method. *International Journal of Geomechanics*, 19(7), 04019074.

NiCoFeCu Orta Entropili Alaşım Kaplamaların Elektrodopolama Yöntemi ile Üretimi

Halil Güvenç¹, Mehmet Demir²

¹İskenderun Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Endüstrisi, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı, HATAY
²İskenderun Teknik Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, HATAY

(Alınış / Received: 13.06.2025, Kabul / Accepted: 28.07.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Anahtar Kelimeler

Elektrodopolama,
OEA,
Kaplama,
Taguchi

Öz: Bu çalışmada, NiCoFeCu esaslı orta entropili alaşımların (OEA) üretimi elektrodopolama yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Süreç parametrelerinin kaplama üzerindeki etkileri, Taguchi deney tasarımı yöntemi ile incelenmiş ve optimize edilmiştir. Sıcaklık, pH, akım yoğunluğu ve karıştırma hızı olmak üzere dört temel parametre belirlenmiş; her biri üç seviyede değerlendirilmiştir. Deney tasarımında L9 ortogonal dizisi kullanılarak tam faktöriyel tasarıma kıyasla deney sayısı önemli ölçüde azaltılmıştır. 5754 alüminyum altlık üzerine elde edilen kaplamalar, SEM görüntüleri ile değerlendirilmiş ve parametrelerin yüzey morfolojisi üzerinde belirleyici etkiler gösterdiği saptanmıştır. Homojen ve yoğun yapılı kaplamaların genellikle 45 °C sıcaklık, pH 3.5, 200 mA/cm² akım yoğunluğu ve 100 rpm karıştırma hızı koşullarında olduğu gözlemlenmiştir. Kaplamalardaki element oranlarının ideal değer olan %25 atomik dağılıma yaklaşması hedeflenmiş ve bu doğrultuda gerçekleştirilen doğrulama deneylerinde, fark değeri %29.57 olarak elde edilmiştir. Parametrelerin istatistiksel etkileri ANOVA analizi ile değerlendirilmiş; her ne kadar p-değerleri 0.05'in üzerinde olsa da, akım yoğunluğu ve karıştırma hızının sırasıyla %45.19 ve %43.76 katkı oranlarıyla çıktılar üzerinde belirgin etkiler oluşturduğu görülmüştür. Sonuç olarak, elektrodopolama sürecinde Taguchi yöntemi ile belirlenen optimum parametrelerin, kaplama kalitesini ve metal bileşenlerin eşit oranda biriktirilmesini anlamlı şekilde iyileştirdiği ve bu yaklaşımın zaman ve maliyet açısından verim sağladığı gösterilmiştir.

Production of NiCoFeCu Medium Entropy Alloy Coatings by Electrodeposition

Keywords

Electrodeposition,
MEA,
Coating,
Taguchi

Abstract: In this study, NiCoFeCu-based medium entropy alloys (MEAs) were produced using the electrodeposition method. The effects of process parameters on the coating quality were investigated and optimized using the Taguchi design of experiments. Four key parameters—temperature, pH, current density, and stirring speed—were identified and evaluated at three levels each. By employing the L9 orthogonal array, the number of experiments was significantly reduced compared to a full factorial design. Coatings deposited on 5754 aluminum substrates were analyzed via SEM images, which revealed that the parameters had a decisive impact on surface morphology. It was observed that homogeneous and dense coatings generally formed under conditions of 45 °C temperature, pH 3.5, 200 mA/cm² current density, and 100 rpm stirring speed. Achieving a uniform atomic distribution close to the ideal 25% for each metal was targeted, and validation experiments conducted under the optimal parameter set yielded a minimum deviation of 29.57%. The statistical effects of the parameters were evaluated using ANOVA; although the p-values were above the 0.05 significance threshold, current density and stirring speed exhibited significant influence on output with contribution ratios of 45.19% and 43.76%, respectively. In conclusion, the optimal parameters identified through the Taguchi method notably improved the coating quality and compositional balance, while also enhancing the time and cost efficiency of the electrodeposition process.

1. Giriş

Yüksek entropili alaşımlar (YEA), genellikle beş veya daha fazla elementin, her birinin alaşım içindeki oranı %5 ila %35 arasında olacak şekilde ve çoğunlukla eşit atomik oranlarda birleştirilmesiyle oluşur. Buna karşılık, iki ila dört element içeren ve daha düşük karışım entropisine sahip sistemler ise orta entropili alaşımlar (OEA) olarak sınıflandırılır. YEA'lar, çok sayıda elementin neredeyse eşit oranlarda karıştırılmasıyla oluşur ve yüksek karışım entropisi sayesinde tek fazlı, kararlı yapılar elde edilir. OEA'lar ise daha az sayıda element içerir, bu da entropinin orta seviyede kalmasına ve bazen çok fazlı yapılar oluşmasına neden olabilir. Genel olarak, sistemdeki element sayısı arttıkça karışımdaki atomların olası konfigürasyonları da artar; bu da entropi değerinin yükselmesine ve katı çözelti oluşumunun daha olası hale gelmesine neden olur. [1,2]. OEA'lar, mekanik özellikler, ısı kararlılık ve korozyon/oksidasyon direnci açısından YEA'lar kadar olmasa da geleneksel alaşımlardan daha üstündür. Bu alaşımlar: ergitme ve döküm, toz metalurjisi, katı hal yöntemleri, eklemeli üretim (3D baskı), fiziksel ve kimyasal buhar biriktirme, püskürtme şekillendirme/hızlı katılaştırma teknikleri ve elektrolitik biriktirme (elektropolama) gibi farklı üretim yöntemleri ile üretilebilirler.

Elektropolama, katı bir alt tabaka üzerinde metal katyonlarının elektrik akımı vasıtasıyla doğrudan indirgenmesi yoluyla metalik kaplama oluşturan elektrokimyasal bir yöntemdir. Bu yöntemle, metalik veya metalik olmayan alt yüzeyler üzerine kaplamalar yapılabilir. Günümüzde elektropolama yöntemiyle kaplanmış ürünler günlük yaşamda yaygın olarak kullanılmaktadır. Saatlerde gümüş kaplama, gözlük çerçevelerinde altın kaplama ve otomotiv ile havacılık endüstrilerindeki çeşitli parçalarda uygulanan elektrolitik kaplamalar buna örnektir. Elektropolama işlemi, elde edilen yüzey özelliklerinin diğer yöntemlerle sağlanmasının mümkün olmadığı durumlarda kritik öneme sahiptir. Bu yöntem özellikle korozyon ve aşınma direnci gibi özellikleri nedeniyle tercih edilmektedir. Metalik kaplamaların temel amaçları arasında malzemelerin fiziksel ve kimyasal özelliklerini iyileştirmek, görsel görünümünü korumak ve geliştirmek bulunur. Örneğin; korozyon koruması için bakır, nikel, krom, çinko veya kadmiyum; estetik görünüm için bakır, nikel ve krom; sertlik ve aşınma direnci için krom veya akımsız nikel kaplamalar tercih edilmektedir [3]. Elektropolama parametreleri, yüksek entropili ve orta entropili alaşımlar için önemli farklılıklar gösterebilmektedir [4]. Aliyu ve Srivastava (2022) [5], çoklu bileşen elektropolamanın proses detaylarını inceleyerek optimum parametrelerin kaplama kalitesi üzerindeki etkisini vurgulamıştır. Ayrıca, Freitas ve arkadaşları (2023) [6] ile Haché ve arkadaşları (2023) [7], elektropolamayla elde edilen yüksek entropili alaşım kaplamaların morfolojik özelliklerinin optimizasyonu üzerine odaklanmıştır. Shojaei ve arkadaşları (2022) [8] ise elektropolama yöntemi ile üretilen alaşımların korozyon ve aşınma direnci özelliklerini kapsamlı şekilde değerlendirmiştir.

Elektropolama yönteminin dezavantajlarından biri kaplanacak numunenin iletken olması zorunluluğudur. Ayrıca birden fazla element içeren kaplamaların üretimi, proses parametrelerinin (pH, sıcaklık, akım yoğunluğu, karıştırma hızı vb.) çokluğu sebebiyle kompleks ve deney sayısı açısından fazladır. Çok sayıda deney yapılmasının neden olduğu zaman ve maliyet dezavantajlarını azaltmak amacıyla deney tasarım metotları geliştirilmiştir. Bu çalışmada, söz konusu gereksinimler için Taguchi deney tasarım metodu seçilmiştir. Taguchi yöntemi, üretim süreçlerinde düşük maliyetle yüksek kalite elde etmek amacıyla yaygın kullanılan, sistem tasarımı, parametre tasarımı ve tolerans tasarımı olmak üzere üç aşamalı bir yaklaşımdır. Ortogonal diziler sayesinde daha az deneyle daha geniş kapsamlı analizler gerçekleştirilebilir. Deney sonuçları Sinyal/Gürültü (S/N) oranlarıyla değerlendirilerek, en yüksek S/N oranına sahip parametre seviyeleri ideal olarak belirlenir. Bu yaklaşım, sistemleri kontrol edilemeyen faktörlere karşı daha az hassas hale getirerek kaliteyi artırmayı hedefler [9].

Bu çalışma termokimyasal işlemlere kıyasla zaman, maliyet ve yüksek sıcaklıklarda işlem gerektirmeyen bir yöntem olmasından kaynaklı elektropolama yöntemi ile OEA üretimi tercih edilmiştir. Elektropolama yöntemiyle OEA üretimi; sıcaklık, akım yoğunluğu, pH ve karıştırma hızı olmak üzere dört temel işlem parametresi kullanılarak Taguchi deney tasarımıyla gerçekleştirilmiştir. Her bir parametre üç farklı seviyede değerlendirilmiş ve bu amaçla L9 ortogonal dizisi tercih edilmiştir. Böylece klasik tam faktöriyel deney tasarımında 81 deney gerekirken, yalnızca 9 deneyle kapsamlı analizler yapılabilmiştir. Deneylerde alt tabaka olarak 5754 alüminyum alaşımı kullanılmış ve bu altlık üzerine NiFeCoCu esaslı OEA kaplamaları yapılmıştır. Kaplama sürecinde her bir metalin kaplama içindeki atomik oranının yaklaşık olarak %25 olması hedeflenmiş ve bu hedef doğrultusunda en uygun işlem parametreleri Taguchi deney tasarım metodu ile belirlenmiştir.

2. Materyal ve Metot

Bu çalışmada, süreç parametrelerinin performans üzerindeki etkilerini değerlendirebilmek amacıyla Taguchi deney tasarım yöntemi kullanılmıştır. Deneyisel çalışmalarda, ilgili süreci temsil eden faktörler ve her faktör için

belirlenen seviyeler doğrultusunda ortogonal dizi seçilerek minimum sayıda deney ile maksimum bilgi elde edilmesi hedeflenmiştir. Taguchi yöntemi, deney sayısını önemli ölçüde azaltarak zaman ve maliyet açısından avantaj sağlamakta; aynı zamanda süreç üzerinde en etkili parametrelerin hızlıca belirlenmesine olanak tanımaktadır. Deneylerde kontrol edilebilir parametreler sistematik şekilde değiştirilmiş, kontrol edilemeyen gürültü faktörlerinin etkisi ise en aza indirilmeye çalışılmıştır. Elde edilen çıktı verileri, Taguchi metoduna uygun olarak Sinyal/Gürültü (S/N) oranları ile değerlendirilmiştir. Bununla birlikte, kullanılan Taguchi yönteminin bazı sınırlılıkları da bulunmaktadır. Özellikle, bu yöntem faktörler arası etkileşimleri göz ardı ettiği için, örneğin pH ile sıcaklık veya akım yoğunluğu ile karıştırma hızı gibi parametreler arasındaki etkiler doğrudan değerlendirilememektedir. Bu durum, elde edilen sonuçların yalnızca ana etkilerle sınırlı olduğunu ve sistemin karmaşık davranışlarını tam olarak yansıtmayabileceğini göstermektedir. Ayrıca, Taguchi yöntemi yanıt değişkeninin çok boyutlu olduğu durumlarda yetersiz kalabilir ve etkileşimlerin doğrusal olmadığı sistemlerde sınırlı temsil gücüne sahiptir. Sinyal/gürültü oranları sabit kalıplara dayanmakta olup, bazı özel mühendislik senaryolarında uygun değerlendirme sağlayamayabilir. Az sayıda deneyle genelleme yapılması da bazı durumlarda deneysel güvenilirliği azaltabilmektedir [9, 10]. Bu nedenlerle, sonuçların yorumlanmasında dikkatli olunmalı ve daha karmaşık sistemlerde alternatif yöntemler düşünülmelidir. Bununla birlikte, bu çalışmada belirli ve sınırlı sayıda parametrenin etkisini analiz etmek amacıyla yapılan deney tasarımı, Taguchi yöntemi yerinde ve yeterli bir tercih olmuştur.

Çalışmada altlık olarak, kimyasal bileşimi Tablo 1'de verilen 5754 Alüminyum alaşımı kullanılmıştır. Alt tabakanın kaplama alanı kontrollü bir deney ortamı sağlamak amacıyla 1 cm² ile sınırlandırılmıştır. Elektropolama işlemlerinde karşıt elektrot olarak platin tel, referans elektrot olarak ise Ag/AgCl elektrot tercih edilmiştir.

Tablo 1. Al altlığın EDS Tablosu

	<i>C-K</i>	<i>O-K</i>	<i>Mg-K</i>	<i>Al-K</i>	<i>Cl-K</i>	<i>Cr-K</i>	<i>Mn-K</i>
Al ALTLIK	9,27	6,69	3,05	80,57	0,27	0,06	0,10

Altlığın yüzey hazırlığı, kaplama ile alt tabaka arasındaki aderansı artırmak ve kaplama sırasında oluşabilecek olumsuzlukları minimize etmek açısından kritik öneme sahiptir. Yüzey hazırlığı, yüzeydeki kir, yağ ve oksit tabakalarını temizlemek üzere çok aşamalı olarak gerçekleştirilmiştir. İlk olarak alt tabaka yüzeyi sırasıyla 600, 800, 1000 ve 1200 numaralı zımpara kağıtları ile mekanik olarak zımparalanmıştır. Ardından, yüzey önce aseton, ardından metanol ile detaylı şekilde temizlenmiş, her temizlik aşamasının ardından saf suyla durulanmıştır. Son aşamada, yüzey aktivasyonunu artırmak ve oksit tabakasını gidermek amacıyla %20'lik hidroklorik asit (HCl) çözeltisinde 10 saniye aşındırılmış ve son olarak saf suyla tekrar durulanarak elektropolama işlemine hazır hale getirilmiştir.

Elektropolama işlemleri, Watts tipi elektrolit banyolarında gerçekleştirilmiştir. Tüm kaplamalar, sabit akım koşullarında 3600 saniye süreyle; 50, 100 ve 200 mA/cm² akım yoğunluklarında, karıştırmasız, 100 ve 200 rpm karıştırma hızlarında, 25, 35 ve 45 ± 1 °C sıcaklıklarda uygulanmıştır. Banyo sıcaklıkları, kendinden ısıtmalı karıştırıcı sistem tarafından otomatik olarak kontrol edilmiştir; hedef sıcaklık değerine ulaşıldığında ısıtma durmakta, sıcaklık istenilen değerin altına düştüğünde ise tekrar devreye girmektedir. Bu sistem ±1 °C toleransla çalışacak şekilde ayarlanmıştır. Her deney öncesinde, pH değerleri sülfürik asit (H₂SO₄) ve sodyum hidroksit (NaOH) ile ayarlanarak 1.5, 2.5 ve 3.5 seviyelerinde sabitlenmiştir. Banyoda kullanılan metal kaynakları sırasıyla: nikel sülfat (NiSO₄) ve nikel klorür (NiCl₂) [Ni kaynağı], demir sülfat (FeSO₄) [Fe kaynağı], kobalt sülfat (CoSO₄) [Co kaynağı] ve bakır klorür (CuCl₂) [Cu kaynağı] şeklindedir. Bu bileşikler sırasıyla NiSO₄: 50 g/L, NiCl₂: 45 g/L, FeSO₄: 20 g/L, CoSO₄: 20 g/L ve CuCl₂: 10 g/L konsantrasyonlarında banyoya eklenmiştir. Ayrıca kompleks yapıcı olarak sitrik asit, pH tamponlayıcı olarak borik asit ve kaplama morfolojisini iyileştirmek amacıyla katkı maddesi olarak sakkarin (1 g/L) ile sodyum dodesil sülfat (SDS, 0.2 g/L) eklenmiştir. Kimyasal bileşenler, yukarıda belirtilen sırayla banyo çözeltisine dahil edilmiştir. Elde edilen kaplamaların yüzey morfolojileri, Ultra Kuru EDS Dedektörlü Thermo Scientific Apreo S taramalı elektron mikroskobu (SEM) ile 2500× büyütmede incelenmiş; aynı cihaz kullanılarak enerji saçılım spektroskopisi (EDS) analizleri gerçekleştirilmiştir.

3. Bulgular

Elektropolama yöntemi ile elde edilen kaplama kalitesi, banyo kompozisyonu, pH, akım yoğunluğu, sıcaklık, karıştırma hızı ve kaplama süresi gibi parametrelere bağlıdır. Bu çalışmada elektropolama koşulları, literatürden belirlenen dört temel parametre (pH, sıcaklık, akım yoğunluğu, karıştırma hızı) göz önünde tutularak Taguchi L9 ortogonal dizisi ile tasarlanmıştır [11]. Her parametre için üç farklı seviye belirlenmiş ve Tablo 2'de gösterilmiştir.

Tablo 2. Elektropolama parametreleri ve seviyeleri

Deney Faktörleri	Birimi	Seviye		
		I	II	III
pH	-	1,5	2,5	3,5
Sıcaklık	°C	25	35	45
Akım yoğunluğu	mA/cm ²	50	100	200
Karıştırma Hızı	dev/dk	0	100	200

Üç seviyeli bu dört parametre tam faktöriyel bir deney tasarımı ile yapılacak olsaydı, $3^4=81$ deney ile yapılması gerekmektedir. NiCoFeCu orta entropili alaşım kaplamanın, atomik olarak yüzde oranlarının birbirlerine en yakın şekilde olması amacıyla elektropolama parametrelerinin etkilerini tanımak ve doğrulamak için ise Taguchi yaklaşımı L9 dizisini önermiştir. Önerilen L9 dizisinin faktör seviyeleri Tablo 3'te verilmiştir

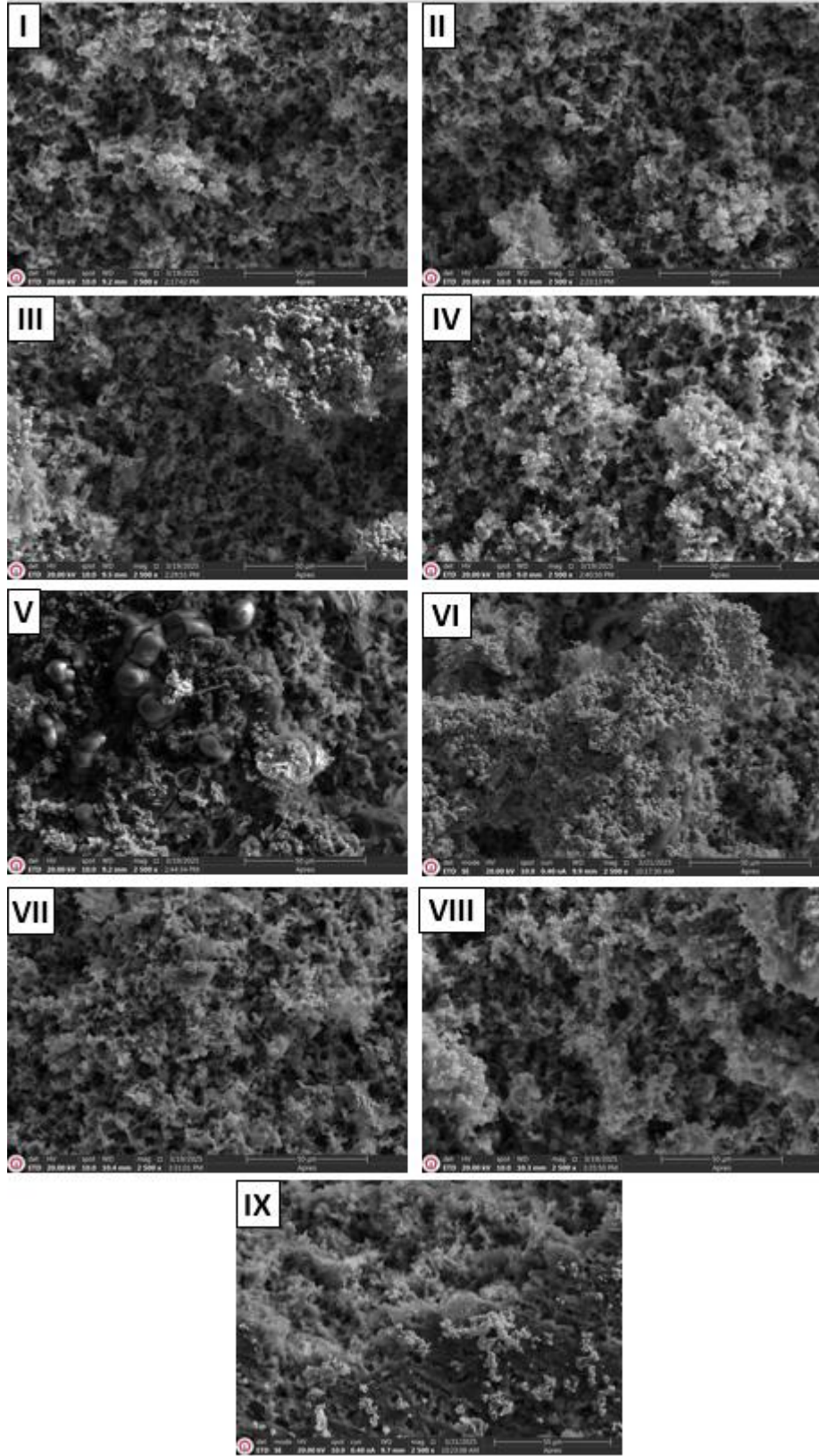
Tablo 3. L9 dizisi deney parametreleri

Deney Adı	Deney Parametreleri			
	pH	Sıcaklık	Akım Yoğunluğu	Karıştırma Hızı
OEA 1	I	I	I	I
OEA 2	I	II	II	II
OEA 3	I	III	III	III
OEA 4	II	I	II	III
OEA 5	II	II	III	I
OEA 6	II	III	I	II
OEA 7	III	I	III	II
OEA 8	III	II	I	III
OEA 9	III	III	II	I

Elektropolama yöntemi üretim şartları Taguchi deney tasarım metodu kullanılarak değerlendirilmiştir. Seçilen değerlere literatür gözetilerek aralıklar verilmiştir [5] 2-4 Sayıda esas alaşım elementinden oluşan alaşımlar orta entropili alaşımlar olarak adlandırılmaktadır. Bütün çoklu element içeren alaşımlarda karışım entropisi, element oranlarının eşit konsantrasyonlarda olması durumunda maksimuma ulaşmaktadır [1,2]. OEA'larda deney tasarım metodu ile tespit edilmeye çalışılan durum ise her bir metalin kaplama içerisinde eşit miktarlarda katılımını görmektir.

Kaplama içerisindeki element oranları EDS analizleri ile tespit edilmiştir. EDS ile kaplama içerisindeki elementlerin net miktarlarını, ağırlık olarak yüzdeleri ve atomik olarak yüzdeleri tespit edebiliriz. OEA'larda baz alınan ağırlık atomik ağırlıktır. Bu sebeple değerlendirme sürecinde dört element olduğu için her bir elementin kaplama içerisinde varacağı nihai hedef %25 olarak ele alınmıştır. Bu durumun EDS sonuçları ile değerlendirilmesinde Denklem 1 baz alınmıştır.

$$Fark = |25-Ni| + |25-Fe| + |25-Cu| + |25-Co| \quad (1)$$



Şekil 1. Al altlık üzerine biriktirilen kaplamaların SEM resimleri

Elementlerin atomik ağırlık olarak EDS deneyleri sonucu elde edilen değerler dikkate alınmıştır. Denklem içinde element kısaltmaları ile kastedilen değerler kaplama içerisindeki atomik ağırlıklarına karşılık gelmektedir. EDS analizlerinde % atom olarak sadece kaplama metalleri dikkate alınmıştır. Orta entropili alaşım üretiminde yine atomik olarak %25'e en yakın olacak Denklem 1 kullanılarak hesaplama yapılmıştır. Tablo 4'te EDS sonuçlarına göre atom yüzdeleri verilmiştir. Şekil 1'te bu deneylere ait SEM görüntüleri verilmiştir. Taguchi deney tasarımı doğrultusunda farklı işlem parametreleri ile elde edilen NiCoFeCu orta entropili alaşım kaplamalara ait SEM

görüntüleri incelendiğinde, kaplama yüzey morfolojilerinde önemli farklılıklar gözlemlenmiştir. Görüntüler, kaplamaların pH, sıcaklık, akım yoğunluğu ve karıştırma hızı gibi parametrelere duyarlı olarak değişen yapısal karakteristiklerini açıkça yansıtmaktadır.

Bazı kaplamalarda yoğun, homojen ve kompakt yapılar (I, IX) oluşmuşken; bazı örneklerde ise dağınık, gözenekli veya topaklı morfolojiler (III, IV) ortaya çıkmıştır. Homojen yapıların genellikle daha iyi parametre kombinasyonlarıyla (örneğin yüksek sıcaklık ve optimum akım yoğunluğu) elde edildiği; gözenekli ve düzensiz yapıların ise düşük iyon difüzyonu, yetersiz karıştırma ya da yüksek gaz çıkışı gibi olumsuz etkilere bağlı olarak geliştiği anlaşılmaktadır (V, VIII). Özellikle bazı görüntülerde gözlemlenen küresel kabarcık yapıları (C), hidrojen çıkışı gibi elektrokimyasal reaksiyonların kaplama süreci üzerindeki etkisini göstermektedir [12-14]. Sonuç olarak, SEM analizleri, deney parametrelerinin kaplama kalitesi ve yüzey yapısı üzerinde belirleyici rol oynadığını kanıtlamaktadır. En homojen ve sıkı kaplamalar (özellikle IX), genellikle yüksek sıcaklık, optimum pH ve yeterli karıştırma hızı kombinasyonlarında elde edilmiştir. Bu nedenle SEM görüntüleri, deneysel tasarımın doğrulanması ve ideal kaplama şartlarının belirlenmesi açısından kritik öneme sahiptir.

Tablo 4. Metallerin % Atom bilgileri

	<i>Fe-K</i>	<i>Co-K</i>	<i>Ni-K</i>	<i>Cu-K</i>
<i>OEA 1_Al</i>	18,04	6,59	25,73	49,64
<i>OEA 2_Al</i>	16,23	15,4	39,92	28,45
<i>OEA 3_Al</i>	12,36	28,24	54,76	4,63
<i>OEA 4_Al</i>	13,04	2,55	16,18	68,23
<i>OEA 5_Al</i>	8,45	10,35	41,21	40
<i>OEA 6_Al</i>	15,9	28,2	51,43	4,47
<i>OEA 7_Al</i>	31,16	8,06	28,88	31,9
<i>OEA 8_Al</i>	7,79	4,81	22,28	65,12
<i>OEA 9_Al</i>	14,08	16,33	40,9	28,69

Taguchi yönteminde sonuçlar değerlendirilirken üç farklı şekilde değerlendirme yapılır: Büyük olan daha iyi, nominal olan daha iyi ve küçük olan daha iyidir. Taguchi metodunda "Smaller is Better" (küçük olan daha iyidir) ifadesi, performans kriterinin daha küçük olmasının tercih edildiği durumlar için kullanılır. Bir sistemin ya da prosesin çıktısında daha küçük değerler daha iyi performans gösterdiği anlamına gelir. Denklem 1 kullanılarak hesaplanan farkın en küçük değeri ideal OEA (Her bir metalin atom ağırlığı olarak %25 oranında biriktirilmesi) üretimi için geçerlidir [15]. S/N oranlarının tespitinde Denklem 2 kullanılmıştır.

$$\frac{S}{N} = -10 \log_{10} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) \quad (2)$$

y_i : Her bir deneydeki çıktı (ölçüm değeri)

n: Ölçüm sayısı

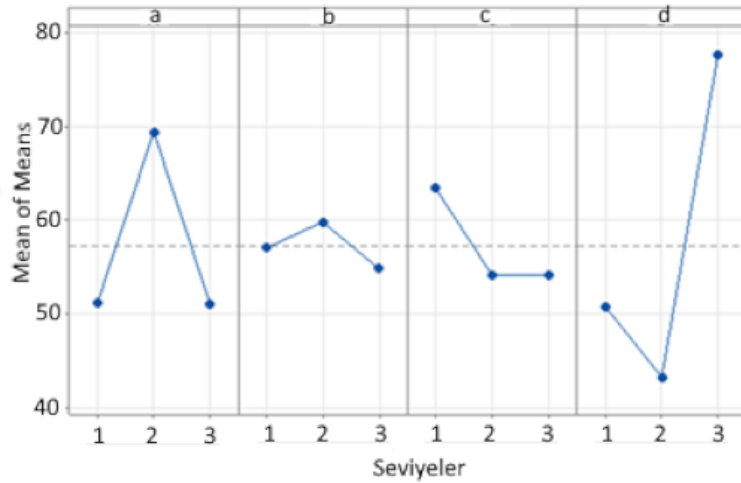
Denklem 2 kullanılarak 4 farklı parametrenin 3 farklı kademesi tercih edilmiş ve alüminyum altlık üzerine NiCoFeCu orta alaşımlı kaplamalar elde edilmiştir. Tablo 5'te deney tasarım metodundan elde edilen sonuçlar verilmiştir.

Tablo 5. Al altlık için seviye ve faktör değerlerinin atanması ve deneysel sonuçlar

Deney Adı	Deney Parametreleri				FARK	S/N Oranı (dB)
	pH	Sıcaklık (°C)	Akım Yoğunluğu (mA/cm ²)	Karıştırma Hızı (rpm)		
OEA 1_Al	1,5	25	50	0	50,74	-34,1070
OEA 2_Al	1,5	35	100	100	36,73	-31,3004
OEA 3_Al	1,5	45	200	200	66,01	-36,3922
OEA 4_Al	2,5	25	100	200	86,46	-38,7363
OEA 5_Al	2,5	35	200	0	62,41	-35,9051

OEA 6_Al	2,5	45	50	100	59,26	-35,4552
OEA 7_Al	3,5	25	200	100	33,88	-30,5989
OEA 8_Al	3,5	35	50	200	80,24	-38,0878
OEA 9_Al	3,5	45	100	0	39,18	-31,8613

Şekil 2’de Taguchi metodu kullanarak elde edilen grafikler verilmiştir. Burada A: Sıcaklık, B: pH, C: Akım ve D: Karıştırma hızını temsil etmektedir. Şekil 2 grafiği bir Ana Etki Grafiği (Main Effects Plot for Means)’dir ve dört farklı faktörün (A, B, C, D) her bir seviyesinin ortalama üzerindeki etkisini göstermektedir. Grafikte her faktör (A, B, C, D) için 3 seviye yer almaktadır. Her faktör **için** en altta kalan (en düşük ortalamaya sahip) seviye, tercih edilmesi gereken seviyedir [12]. Buna göre; sıcaklık için Seviye 3 (45 °C), pH için Seviye 3 (3,5), Akım için Seviye 3 (200 mA/cm²) ve karıştırma hızı için ideal şart seviye 2 (100 rpm) değeri minimum değeri vermiştir.



Şekil 2. Al altlık üzerine biriktirilen numunelerin ortalama performans (FARK değeri) üzerindeki etkilerini gösteren ana etki grafiği.

Tablo 6. Ortalamalar için Yanıt Tablosu

Seviye	A	B	C	D
1	51,16	57,03	63,41	50,78
2	69,38	59,79	54,12	43,29
3	51,10	54,82	54,10	77,57
Delta	18,28	4,98	9,31	34,28
Rank	2	4	3	1

Şekil 2’de verilen grafiğin değerlerini gösterir tablolar, Tablo 6’da verilmiştir. Bu değerler, sistemin daha öngörülebilir çıktılarla çalışmasını sağlarken, deneysel tekrarlanabilirliği artırmak açısından kritik önemdedir. Özellikle karıştırma hızı parametresinde Seviye 2’nin seçilmesi, 200 rpm seviyesinde görülen varyans artışını minimize etmek açısından anlamlıdır. Bu bağlamda, proses parametrelerinin sadece ortalama performansa göre değil, aynı zamanda deneysel kararlılığa göre optimize edilmesi gerektiği bir kez daha doğrulanmıştır.

Tablo 7. Varyans Analizi

Kaynak	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value	%P
A	2	8,86	4,43	0,13	0,884	2,658487
B	2	26,16	13,08	0,41	0,683	8,384458
C	2	93,17	46,58	2,21	0,191	45,19427
D	2	91,34	45,67	2,14	0,199	43,76278
HATA	6	210,667	35,111			

Tablo 7’de verilen ANOVA sonuçlarına göre, incelenen dört farklı parametrenin sistem çıktısı üzerindeki etkileri yüzdelik (%) katkı oranlarıyla hesaplanmıştır. Analiz sonuçlarına göre kaplamaların performansına en fazla etki eden parametre, %45,19 ile akım yoğunluğu (Faktör C) olarak belirlenmiştir. Bu parametreyi %43,76 ile karıştırma hızı (Faktör D) takip etmektedir. Sırasıyla daha düşük etkiye sahip olan diğer parametreler ise %8,38

ile pH (Faktör B) ve %2,66 ile sıcaklık (Faktör A) olarak gözlemlenmiştir. P-değerleri incelendiğinde, tüm faktörlerin 0.05 eşik değerinin üzerinde olduğu görülmektedir. Bu durum, istatistiksel olarak faktörlerin anlamlı bir etki göstermediğine işaret etmektedir. Ancak, özellikle akım yoğunluğu ve karıştırma hızı faktörlerinin yüksek F-değerleri ve toplam varyans üzerindeki yüksek yüzdelik katkıları, bu iki parametrenin pratikte sistem çıktısı üzerinde belirleyici rol oynadığını göstermektedir. Ayrıca, bu çalışmada elde edilen tahmin modelinin güvenilirliği, R^2 değeri ile değerlendirilmiştir. Modelin R^2 değeri %97,49 olup, bu değer modelin deneysel verilerle oldukça uyumlu olduğunu ve yüksek düzeyde açıklayıcılık sağladığını göstermektedir. Taguchi yöntemi yalnızca istatistiksel değil aynı zamanda mühendislik bakış açısıyla değerlendirme yapılmasını önerir. Dolayısıyla, her ne kadar p-değerleri istatistiksel anlamlılık göstermese de, bu parametrelerin pratikte sistem performansı üzerinde belirleyici olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Bu durum, Taguchi metodolojisinin mühendislik problemlerinde optimize parametrelerin belirlenmesinde hala güçlü ve faydalı bir araç olduğunu ortaya koymaktadır [16, 17].

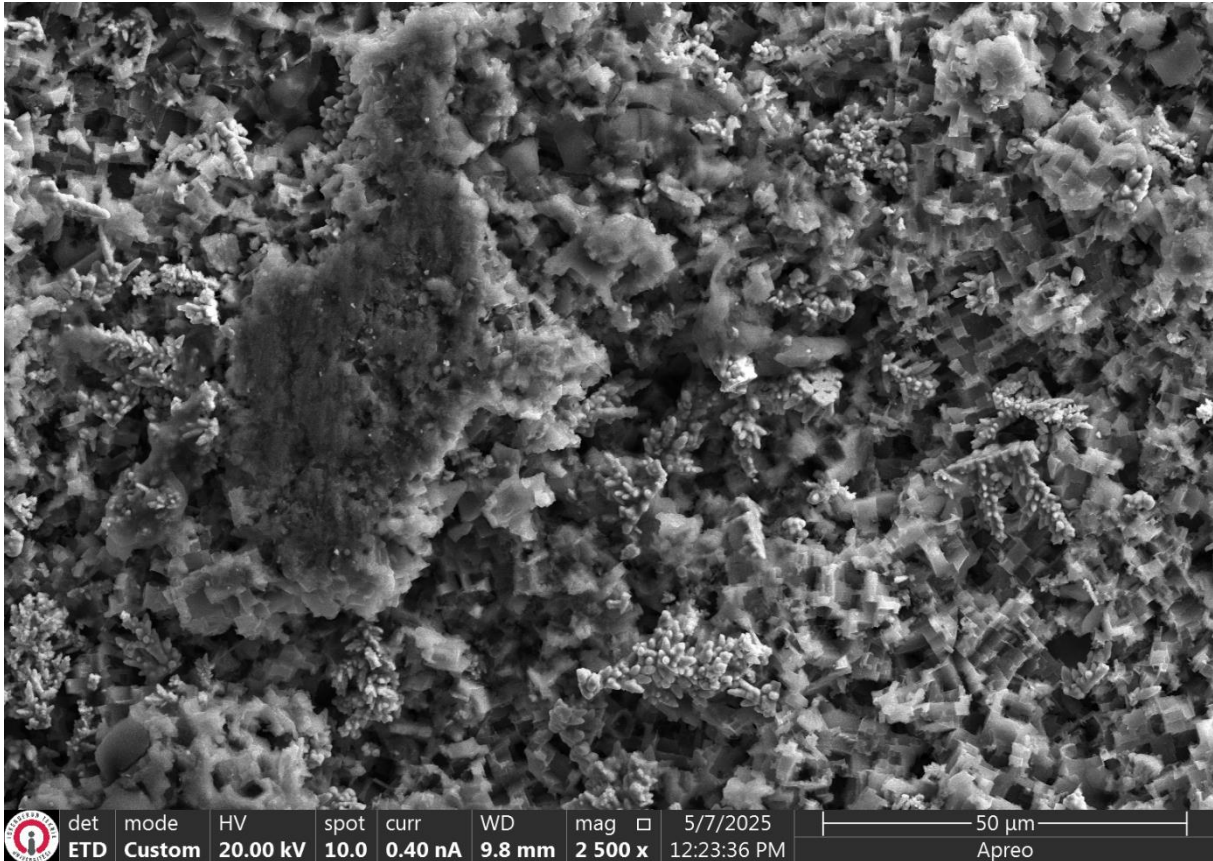
3.1. Doğrulama deneyi

Doğrulama deneyi için OEA'ların atomik olarak %25 biriktirilmesi hedefine en yakın sonuçları veren parametreler olan sıcaklık 45 °C, pH 2.5, karıştırma hızı 100 rpm ve akım yoğunluğu 200 mA/cm² değerlerinde deneyler yapılmıştır. Doğrulama deneyi 3 tekrarlı yapılmıştır ve ortalamaları dikkate alınmıştır. Üretilen numunelerden ortalamaya en yakın olan seçilerek, EDS ve SEM görüntüleri alınmıştır. EDS sonuçlarına göre elde edilen veriler Tablo 8'de verilmiştir. Tabloya göre 4 farklı metalde birbirine oldukça yakın biriktirilmiştir. Taguchi yönteminin önerdiği 9 deneye göre ise fark düşük çıkmıştır ve bu durumda yöntemin ve deneylerin doğruluğunu ispat etmektedir.

Tablo 8. Doğrulama deneyi EDS sonuçları

	<i>Fe-K</i>	<i>Co-K</i>	<i>Ni-K</i>	<i>Cu-K</i>	<i>FARK</i>
Doğrulama Deneyi	21,41±0,18	19,91±0,27	39,78±0,57	18,89±0,47	29,57

Doğrulama deneyine ait kaplamanın SEM görüntüsü Şekil 3'te sunulmuştur. Yapılan SEM analizleri, uygulanan deney parametrelerinin kaplama morfolojisi ve yüzey kalitesi üzerinde belirleyici bir etkisi olduğunu ortaya koymaktadır. En yoğun ve homojen kaplama yapıları, yüksek sıcaklık, uygun pH değeri ve yeterli karıştırma hızı kombinasyonu ile elde edilmiştir. Bu bağlamda, SEM görüntüleri hem deneysel tasarımın geçerliliğini doğrulamak hem de ideal kaplama koşullarını belirlemek açısından önemli bir kanıt sağlamaktadır.



Şekil 3. Doğrulama deneyine ait kaplamanın SEM görüntüsü

4. Tartışma ve Sonuç

Bu çalışmada, NiCoFeCu esaslı orta entropili alaşımların elektropolama yöntemiyle üretimi başarıyla gerçekleştirilmiştir. Elektropolama sürecine ait sıcaklık, pH, akım yoğunluğu ve karıştırma hızı gibi dört temel parametre, Taguchi deney tasarımı kullanılarak optimize edilmiş ve bu sayede deney sayısı azaltılırken süreç verimliliği artırılmıştır. Uygulanan L9 ortogonal dizisi ile gerçekleştirilen deneylerde, optimum parametre kombinasyonu (sıcaklık: 45 °C, pH: 2.5, akım yoğunluğu: 200 mA/cm², karıştırma hızı: 100 rpm) belirlenmiş; bu koşullarda kaplamalar üretilmiştir. Kaplamaların SEM görüntüleriyle değerlendirildiğinde homojen, yoğun ve pürüzsüz bir yüzey yapısına sahip olduğu tespit edilmiştir. ANOVA analizine göre p-değerleri istatistiksel anlamlılık sınırı olan 0.05'in üzerinde yer alsa da, özellikle akım yoğunluğu ve karıştırma hızının sırasıyla %45.19 ve %43.76'lık katkı oranları ile sistem performansı üzerinde belirgin etkileri olduğu ortaya konmuştur. Bu sonuç, yalnızca istatistiksel değerlendirmelere değil, aynı zamanda mühendislik yorumlarına da dayalı çok yönlü bir analiz gerekliliğini vurgulamaktadır. Ayrıca, EDS analizleri doğrulama deneylerinde her bir metalin alaşımdaki hedef oranı olan %25 atomik yapıya oldukça yakın değerler (%29,57) elde edildiğini göstermiştir. Bu bulgular, orta entropili alaşımların kaplama teknolojilerinde uygulanabilirliğini ve elektropolama yönteminin bu alandaki potansiyelini açıkça ortaya koymaktadır. Sonuç olarak, bu çalışma NiCoFeCu esaslı OEA kaplamalarının üretiminde elektropolamanın başarılı bir yöntem olduğunu göstermiştir. Taguchi yöntemi ile yapılan sistematik optimizasyon süreci, sadece yüksek kaliteli kaplamalar elde etmeyi sağlamakla kalmamış, aynı zamanda deneysel zaman ve maliyetleri de ciddi ölçüde azaltmıştır. Bu yaklaşımın, ileri işlevsel kaplama sistemleri geliştirme çalışmalarına sağlam bir temel oluşturabileceği değerlendirilmektedir.

Teşekkürler

Bu çalışma, TÜBİTAK tarafından desteklenen "Elektropolama Yöntemi ile Sistematik Orta/Yüksek Entropili Alaşım Kaplamaların Biriktirilmesi" (Proje No: 223M596) adlı TÜBİTAK 1001 Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Projelerini Destekleme Programı kapsamında gerçekleştirilmiştir. Yazarlar, proje kapsamında sağlanan finansal destek ve altyapı olanakları için TÜBİTAK'a teşekkürlerini sunar.

Kaynakça

- [1] Erdoğan, A. (2018). Yüksek Entropili Alaşımlar: Özellikleri ve Uygulama Alanları. *Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi Part C: Tasarım ve Teknoloji*, 6(3), 597–610.
- [2] George, E. P., Raabe, D., & Ritchie, R. O. (2019). High-entropy alloys. *Nature Reviews Materials*, 4(8), 515–534.
- [3] Bahrami Mousavi, S., Rastegari, S., & Zamanian, A. (2012). Effect of process parameters on Ni-Co alloy coatings using Taguchi approach. *Materials Research*, 15(2), 204–209.
- [4] Azem, F. A., Birlik, I., Delice, T. K., & Dalmış, R. (2024). Corrosion Performance of Electrodeposited Ni Nanocomposite Coatings Reinforced with Metal Oxide Particles. *Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Fen ve Mühendislik Dergisi*, 26(76), 28-33.
- [5] Aliyu, A. M., & Srivastava, V. C. (2022). Multicomponent electrodeposition of high-entropy alloy coatings: Process, properties and perspectives. *Surface and Coatings Technology*, 435,
- [6] Freitas, E. S., Souza, C. A. C., & Da Silva, R. A. G. (2023). High-entropy alloy coatings produced by electrodeposition: A review of recent advances. *Journal of Alloys and Compounds*, 926,
- [7] Haché, M., Côté, D., & Gauthier, M. (2023). Recent advances in the electrodeposition of high-entropy alloys: Fundamentals, techniques, and applications. *Electrochimica Acta*, 445,
- [8] Shojaei, S., Mirzaee, O., & Hadianfard, M. J. (2022). Electrodeposition and characterization of high-entropy alloy coatings for corrosion and wear resistance. *Journal of Materials Science & Technology*, 117, 42–54.
- [9] Bhushan, R., & Rai, R. N. (2021). Optimization of wire electric discharge machining parameters using Taguchi method and Grey Relational Analysis. *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, 32, 18930–18947.
- [10] Saxena, K. K., & Arif, A. F. M. (2021). Application of Taguchi–ANOVA approach for optimization of multiple performance characteristics in abrasive water jet cutting of CFRP composites. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 43(7), 366.
- [11] Şirvancı, M. (1997). Taguchi Yöntemi ile Kalite İyileştirme. İstanbul: Alfa Basım Yayımları.
- [12] Li, W., Liu, P., & Liaw, P. K. (2018). Microstructures and properties of high-entropy alloy films and coatings: a review. *Materials Research Letters*, 6(4), 199-229.

- [13] Wang, S., Xue, Y., Ban, C., Xue, Y., Taleb, A., & Jin, Y. (2020). Fabrication of robust tungsten carbide particles reinforced CoNi super-hydrophobic composite coating by electrochemical deposition. *Surface and Coatings Technology*, 385.
- [14] Jeyaraj, S., K. P. Arulshri, S. Ramesh, and G. Muthukumaran. 2018b. "Experimental Investigations and Effects Studies on Electrodeposited Ni-Cr Composite Coating Using Robust Design Approach." *Materials Today: Proceedings* 5(2):6999–7008.
- [15] Aydın, E. (2023). Taguchi Optimizasyon Metodunun İmalat Mühendisliği Alanında Kullanımı: Minitab Örneği. *Uludağ Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi*, 28(3), 1049-1068.
- [16] Chen, Y., Wen, X., Li, H., Zhu, F., Fang, C., Li, Z., ... & Jiang, W. (2023). Effects of deposition current density, time and scanning velocity on scanning jet electrodeposition of Ni-Co alloy coating. *Journal of Manufacturing Processes*, 101, 458-468.
- [17] Yu, S. H., Kao, C. P., Ma, C. W., Fang, J. K., Yang, P. F., & Yu, S. H., Kao, C. P., Ma, C. W., Fang, J. K., Yang, P. F., & Chang, H. C. (2024). Application of the Taguchi method to minimize the non-uniformity of copper deposition in electroplating with numerical model. *Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers*, 156, 105379.

Analysis of the Internal Ballistic Process of a 9x19 mm Pistol Barrel Using the Finite Element Method and Experimental Validation

Burak ÖZCAN*¹, MEHMET SEYİS², ULVİ ŞEKER³, Abdullah KURT³

*¹Gazi University, Graduate School of Natural and Applied Sciences, ANKARA

²North logistic and international trade LLC - Orlando / Florida

³Gazi University, Faculty of Technology, Department of Manufacturing Engineering, ANKARA

(Alınış / Received: 17.06.2025, Kabul / Accepted: 25.07.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Keywords

Finite Element Analysis,
Interior Ballistic,
JWL Model,
Gun Barrel.

Abstract: In this study, the barrel and bullet geometries of a 9x19 mm calibre pistol system were modelled using the finite element method, and the thermo-mechanical behaviour developing as a result of the internal ballistic process after firing was analysed numerically. AISI 4340 and brass materials were assigned to the barrel and bullet used in the weapon system, respectively; the sensitivity of material behaviour to high temperature and strain rate was represented by the Johnson-Cook (JC) model. The internal ballistic pressure-time data were obtained using the Vallier-Heydenreich equations, and the stress, plastic deformation, temperature, and bullet exit velocity values developing between the bullet and the barrel over time were analysed in the Explicit Dynamics module of the Ansys Workbench software. The analysis results were validated with experimental data obtained from the actual firing rig; it was determined that the obtained bullet exit velocity showed a deviation of 1.82% from the experimental measurement. Additionally, the plastic deformation occurring in the bullet core after firing was compared with the bullet geometry scanned after actual firings, and the physical accuracy of the numerical model was evaluated numerically. The study demonstrates that validated numerical models are an effective tool for optimising ballistic design processes by reducing the need for prototypes.

9x19 mm Tabanca Namlusunun İç Balistik Sürecinin Sonlu Elemanlar Yöntemiyle Analizi ve Deneysel Doğrulama

Anahtar Kelimeler

Sonlu Elemanlar Analizi,
İç Balistik,
JWL Modeli,
Tabanca Namlusu.

Öz: Bu çalışmada, 9x19 mm kalibreye sahip bir tabanca sistemine ait namlu ve mermi geometrileri sonlu elemanlar yöntemi ile modellenmiş ve ateşleme sonrası iç balistik sürece bağlı olarak gelişen termo-mekanik davranışlar sayısal olarak analiz edilmiştir. Silah sisteminde kullanılan namlu ve mermi için sırasıyla AISI 4340 ve pirinç malzeme atanmış; malzeme davranışlarının yüksek sıcaklık ve şekil değiştirme hızına duyarlılığı Johnson-Cook (JC) modeli ile temsil edilmiştir. İç balistik basınç-zaman verileri, Vallier-Heydenreich denklemleri yardımıyla elde edilmiş ve zamana bağlı olarak mermi ile namlu arasında gelişen gerilme, plastik deformasyon, sıcaklık ve mermi çıkış hızı değerleri Ansys Workbench yazılımının Explicit Dynamics modülünde analiz edilmiştir. Analiz sonuçları, gerçek atış düzeneğinde elde edilen deneysel verilerle doğrulanmış; elde edilen mermi çıkış hızının deneysel ölçümle %1,82 oranında bir sapma gösterdiği belirlenmiştir. Ayrıca, ateşleme sonrası mermi çekirdeğinde meydana gelen plastik deformasyon, gerçek atışlar sonrası taranmış olan mermi geometrisi ile karşılaştırılmış ve sayısal modelin fiziksel doğruluğu sayısal olarak değerlendirilmiştir. Çalışma, doğrulanmış sayısal modellerin, prototip gereksinimini azaltarak balistik tasarım süreçlerini optimize etmede etkili bir araç olduğunu ortaya koymaktadır.

1. Introduction

In the design of firearm systems, the accurate modelling of the internal ballistic process is of critical importance in terms of firearm safety, effectiveness and service life. Internal ballistics is a highly complex physical process that involves the formation of explosive gases, the movement of the bullet within the barrel, bullet-barrel interaction, and the analysis of pressure, temperature, and stress distributions. The literature on this process is generally categorised into two main areas: experimental studies and numerical/computational analyses.

Experimental studies have mostly focused on directly measuring the pressure, temperature and stress values generated during firing and evaluating the effects of these physical events, such as wear, stress accumulation and barrel life. Morphy and Fisher [1] found that the high temperatures caused by explosive gases create wear on the barrel surface and demonstrated that carburisation provides protection against this effect. Özcan [2] evaluated the effect of surface treatments such as boronising, carburising, and boron carburising on the rifling geometry and demonstrated that the powder boronising method is applicable while maintaining surface quality. Değirmenci [3] conducted extensive firing tests with different ammunition configurations and successfully predicted the pressure distribution inside the barrel with high accuracy using velocity functions created from these data. Similarly, Piticari et al. [4] analysed the effect of muzzle attachments on vibration behaviour using high-speed imaging methods and demonstrated that these attachments can be accurately controlled. Zhang and Jia [5] combined experimental and mathematical modelling to evaluate the performance of automatic weapon mechanisms, including friction and buffer effects. This study provided important insights, particularly for the design of weapon systems with high firing rates.

Numerical studies, particularly using approaches such as the finite element method (FEM) and computational fluid dynamics (CFD), have focused on modelling the complex physical phenomena that occur during firing. Nelson and Ward [6] numerically investigated the effects of heat transfer on deformation in barrel walls; Huang [7] analysed the development of damage caused by explosions in a 105 mm cannon barrel using an energy density criterion and predicted the fragmentation that occurs at high pressure. Deng et al. [8] analysed the internal ballistic motion of a 5.56 mm rifle bullet using a non-linear discontinuous finite element method and used the pressure-time data obtained with the Vallier-Heydenreich method as input for the FEM model. The bullet exit velocity they obtained showed 95% agreement with experimental data. Sönmez [9] analysed the stresses caused by internal pressures obtained with different types of gunpowder in the barrel combustion chamber on a time-based basis. Öztürk [10] used the CFD approach to examine the effect of barrel design on recoil force and showed that optimised barrel geometry reduces this force. Akçay and Yükselen [11] calculated the convective heat transfer coefficients based on internal ballistics theory and analysed the temperature distribution of the rifle barrel over time. Daniş [12] developed zero- and one-dimensional ballistic models and successfully predicted the muzzle velocity using analyses based on the Noble-Abel gas flow model. Gündüzer [13] analysed the model created using the internal ballistic data of the M101 gun barrel on the CATIA and ANSYS Workbench platforms and evaluated the stress distributions depending on the barrel wall thickness. Tawfik [14] numerically investigated the stability of the barrel under the effect of the bullet during firing using the Euler-Bernoulli rod model. Stiavnicky et al. [15] analysed the dynamic loads applied to the barrel during the firing of a NATO 5.56 mm bullet using LS-DYNA software and modelled the barrel vibration behaviour.

In general, internal ballistic analyses are conducted either experimentally or through simulation, but these two approaches are often considered separately. Experimental methods provide realistic data but can be time-consuming, costly, and dangerous, while numerical models are often limited by idealised assumptions and simplified material models. In our previous study, internal ballistic pressure-time data obtained using the Vallier-Heydenreich method were directly applied to the model in the Ansys Explicit Dynamics platform, and the bullet exit velocity was verified against experimental values. However, since these pressure loads did not directly model explosive effects, temperature distributions and gas-expansion behaviour could only be represented to a limited extent.

In this study, time-dependent pressure data obtained using the Vallier-Heydenreich equations were applied in the Explicit Dynamics module of Ansys Workbench software to model the internal ballistic process using the finite element method. Thus, fundamental quantities such as stress, plastic deformation, temperature distribution, and bullet exit velocity were calculated during the interaction between the bullet and the barrel. The calculated bullet exit velocity was compared with experimental shots conducted in a standard ballistic test setup to evaluate the accuracy of the model, and it was observed that the analysis results were in high agreement with the experimental data. Additionally, the plastic deformation geometry obtained in the bullet core as a result of the simulations was quantitatively compared with the scanned bullet form after the actual firing, and the physical reality of the numerical model was verified. In this regard, the study enables reliable predictions to be obtained in the ballistic

design process by bringing together experimental and numerical data in a holistic approach and makes a meaningful contribution to empirical-based analysis approaches in the literature.

2. Material and Method

In this section, the properties of the materials used and the methods used within the scope of the study will be explained.

2.1. Material

The barrel and bullet parameters examined in the study are given in Table 1.

Table 1. Barrel and bullet parameters

Calibre	9 mm
Barrel length	86
Number of rifling grooves	6 (right)
Powder charge	0.325 g
Bullet weight	8 ± 0.075 g
Bullet jacket material	Brass
Bullet core material	Lead-Antimony Alloy
Muzzle velocity	350 m/s
Barrel material	AISI 4340

The Johnson-Cook material model parameters for the barrel and bullet are given in Table 2 [16].

Table 2. JC parameters of materials

Material	AISI 4340 (Barrel)	CUOFHC2 (Bullet)
A (MPa)	792	90
B (MPa)	510	292
n	0.26	0.31
C	0.014	0.025
m	1.03	1.09
T_r	27	27
T_m	1519.9	1082.9
$\dot{\epsilon}_0$ (s^{-1})	1	1

2.2. Methods

In this section, the methods used will be explained.

2.2.1. Explicit dynamic analysis

Within the scope of this study, the Explicit Dynamics analysis module of Ansys finite element software was used to solve internal ballistics problems. The explicit method can be effectively used to solve many problems, including high-frequency dynamic analyses, large deformations, geometric non-linearities, complex contact conditions, complex material behaviours (material damage, material failure), and the propagation of shock waves in solids and fluids [16].

2.2.2. Thermo-elastic-plastic material model

Within the scope of this study, due to the fact that the stress considered varies depending on temperature, strain and strain rate, it is necessary to accurately model the behaviour of the barrel and bullet material under high temperature/deformation and deformation rates. The Johnson-Cook (JC) material model is used to describe the behaviour of metals under high temperature/deformation and deformation rates. It is generally used to model material behaviour in high-speed impact, forming (rolling) and machining processes involving ductile metals. The JC model is particularly suitable for ductile metals subjected to high strain rates and temperatures, making it an appropriate choice for interior ballistic simulations involving materials like AISI 4340 and copper-based alloys.

$$\sigma = (A + B\epsilon^n)(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (1)$$

Here, σ represents the equivalent stress, ϵ is the plastic strain, A is the yield strength, B is the strain hardening coefficient, n is the strain hardening exponent, C is the strain rate sensitivity coefficient, and m is the thermal softening exponent.

$$[\dot{\epsilon}^* = \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}, \quad T^* = \frac{T - T_{\text{ref}}}{T_m - T_{\text{ref}}}] \quad (2)$$

Here, $\dot{\epsilon}^*$ denotes the dimensionless strain rate, T^* is the homologous temperature, T_m is the melting temperature of the material, and T is the deformation temperature. $\dot{\epsilon}_0$ represents the reference strain rate, and T_{ref} is the reference deformation temperature. To obtain the constants in Eq. 1, stress-strain curves at different temperatures and strain rates are required [13].

2.2.3. Finite elements model

In explicit analyses, the mesh density directly affects the accuracy of the results and the solution time. Using a very dense solution mesh will increase the number of elements, resulting in a decrease in the characteristic length value of the elements. A decrease in characteristic length will reduce the time step value of the analysis and increase the solution time. However, if the solution mesh is not sufficiently dense, the finite element model will not be able to accurately reflect the problem.

The appearance of the original barrel model referenced is shown in Figure 1. However, a simplified geometric model was prepared for analysis, as shown in Figure 2. These simplifications were made to divide the geometric model into quadrilateral-based elements, reduce the number of elements, and increase the characteristic length. The aim was to reduce the analysis time. While making these simplifications, care was taken to ensure that the behaviour of the original model was not altered as much as possible. Additionally, in order to divide the barrel geometry into quadrilateral-based elements, it was divided into 12 separate parts along the lands and grooves helices, and each node point was merged with the others.

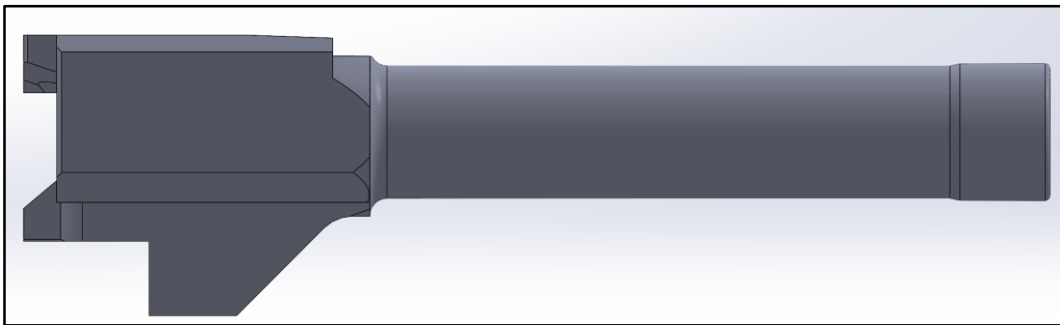


Figure 1. Original barrel geometry model.

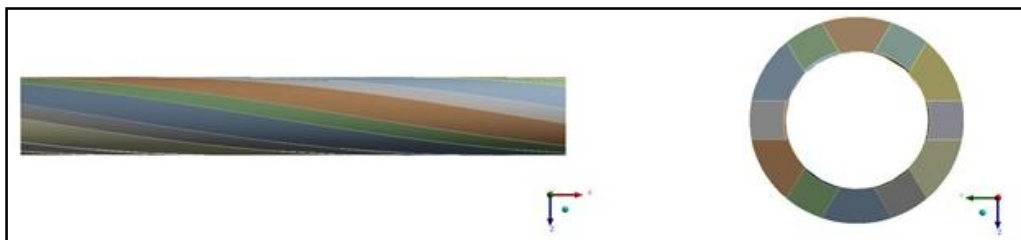
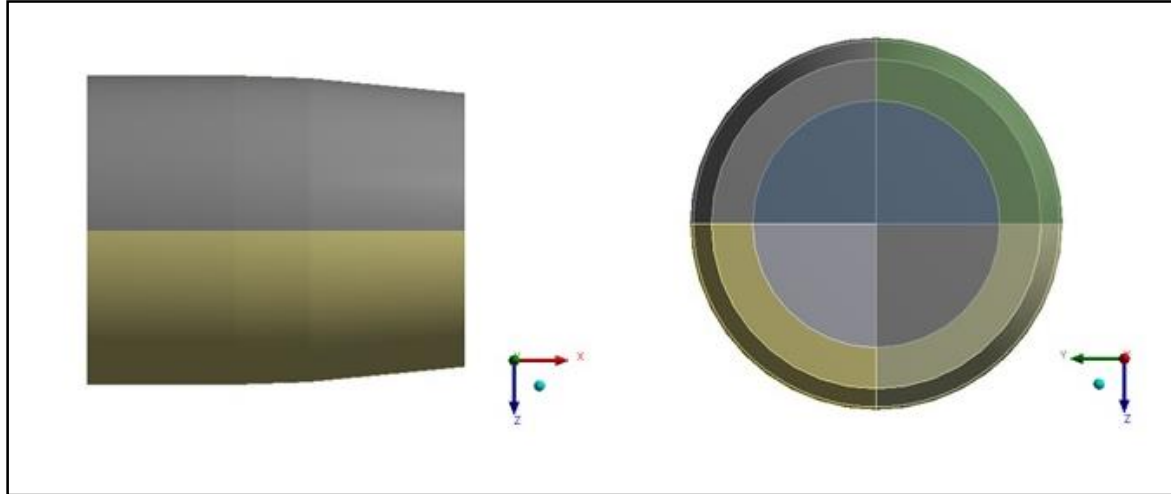
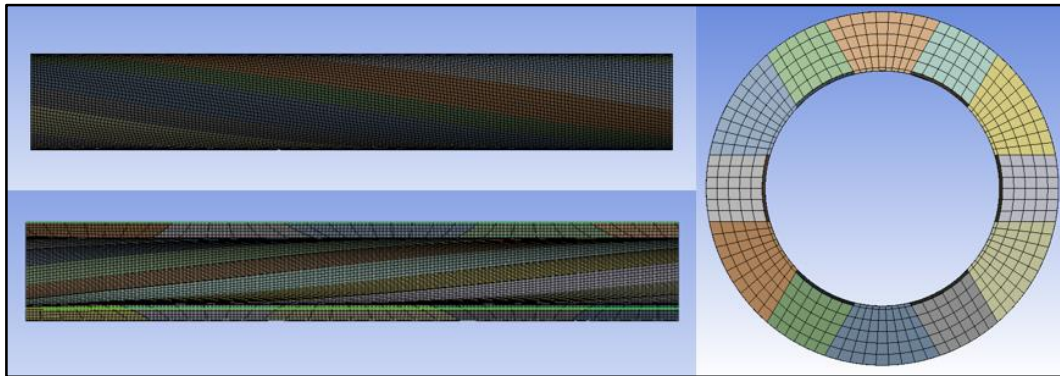


Figure 2. Simplified barrel analysis model.

In order to divide the bullet model into rectangular-based elements of similar dimensions, the tip of the bullet, which does not come into contact with the barrel during movement, was cut perpendicular to the direction of movement (Figure 3) and divided into eight pieces. The bullet volume is modelled as smaller in the analysis model, and to achieve the same mass, the bullet density is increased in the analysis model to maintain the same mass (8 g).

**Figure 3.** Simplified bullet analysis model.

The solution grids for the barrel and bullet geometry are shown in Figures 4 and 5, respectively. Only three-dimensional linear hexahedral elements, as shown in Figure 6, were used to create the solution grid. A total of 108,600 nodes were used in the solution grid for the barrel geometry and 109,968 nodes for the bullet geometry. Although the mesh was sufficiently refined, a mesh independence study was also conducted to ensure the reliability of the results. Meshes with varying element sizes were tested, and the resulting muzzle velocity values varied by less than 2.5%, confirming the numerical stability of the model.

**Figure 4.** Barrel FE mesh model.

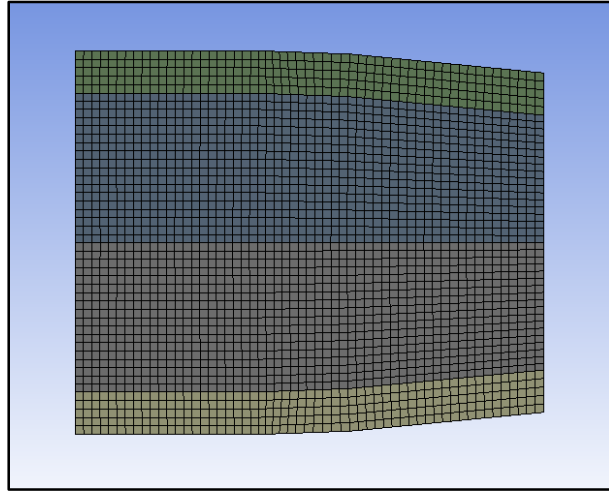


Figure 5. Bullet FE mesh model.

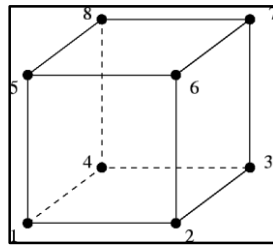


Figure 6. Linear hexahedral element

2.2.4. Boundary conditions and forces

In the barrel analysis model, the left end surface of the barrel shown in Figure 7 is fixed. This means that there will be no displacement in any direction for the selected surface.

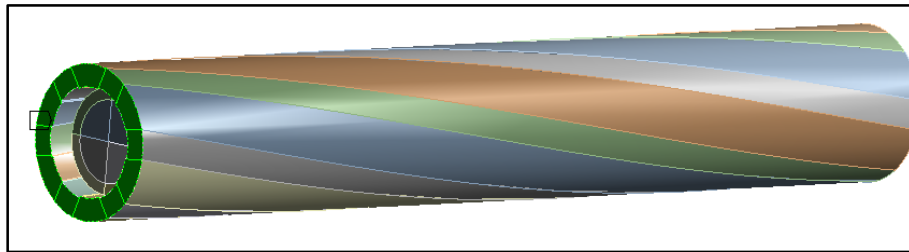


Figure 7. Barrel fixed surface

The pressure obtained from the internal ballistic equations was applied to the rear surface of the bullet in a manner that varied with time, as shown in Figure 8. The graph of this pressure applied to the rear surface of the bullet is shown in Figure 9.

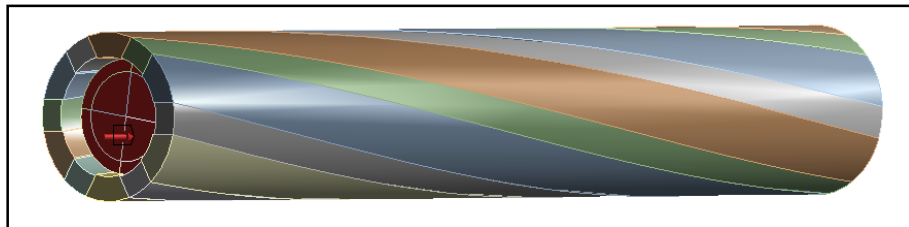


Figure 8. Bullet pressure application surface

The internal ballistic data were obtained using the Vallier-Heydenreich method based on experimental data tables [17].

In Eq. 3, the pressure ratio (η) is shown, where P_{avg} represents the average pressure formed inside the barrel during firing and P_m represents the maximum pressure inside the barrel.

$$\eta = \frac{P_{avg}}{P_m} \quad (3)$$

The bullet path (S_m), time (t_m) and velocity (V_m) at the moment when the gas pressure given in Eq. 4-6 is at its maximum can be calculated using the ballistic factors dependent on the pressure ratio in Table 3.

$$S_m = L \cdot \Sigma(\eta) \quad (4)$$

$$t_m = \frac{2 \cdot L \cdot \Theta(\eta)}{V_0} \quad (5)$$

$$V_m = V_0 \cdot \Phi(\eta) \quad (6)$$

Table 3. Heydenreich ballistic table

η	$\Sigma(\eta)$	$\Theta(\eta)$	$\Phi(\eta)$	$\Pi(\eta)$	$T(\eta)$
0.20	0.0262	0.150	0.322	0.274	0.744
0.25	0.0360	0.196	0.337	0.306	0.792
0.30	0.0471	0.246	0.352	0.338	0.842
0.35	0.0597	0.300	0.367	0.368	0.893
0.40	0.0740	0.358	0.383	0.400	0.946
0.45	0.0903	0.420	0.399	0.432	1.000
0.50	0.1090	0.487	0.416	0.465	1.056
0.55	0.132	0.560	0.435	0.501	1.116
0.60	0.160	0.642	0.457	0.541	1.180
0.65	0.192	0.734	0.482	0.585	1.249
0.70	0.231	0.835	0.511	0.635	1.322
0.75	0.283	0.958	0.546	0.697	1.406
0.80	0.360	1.115	0.592	0.779	1.507

The time the bullet spends in the barrel (t_0) and the gas pressure at the muzzle (P_0) are calculated according to the experimental ballistic factors $T(\eta)$ and $\Pi(\eta)$ in Eq. 7-8.

$$t_0 = \frac{2 \cdot L \cdot T(\eta)}{V_0} \quad (7)$$

$$P_0 = P_{avg} \cdot \Pi(\eta) \quad (8)$$

After determining the bullet position at maximum pressure, the λ parameter given in Eq. 9, which is related to the position of the bullet at any given moment, is determined.

$$\lambda = \frac{S}{S_m} \quad (9)$$

Using the experimental data table of the Vallier-Heydenreich method, the pressure, velocity and time at any position in Eq. 10-12 can be determined with the help of the variables $\Psi(\lambda)$, $\Phi(\lambda)$ and $\delta(\lambda)$ dependent on the parameter λ . Table 4 shows the weapon information required for the Vallier-Heydenreich method.

$$P = P_m \cdot \Psi(\lambda) \quad (10)$$

$$V = V_m \cdot \Phi(\lambda) \quad (11)$$

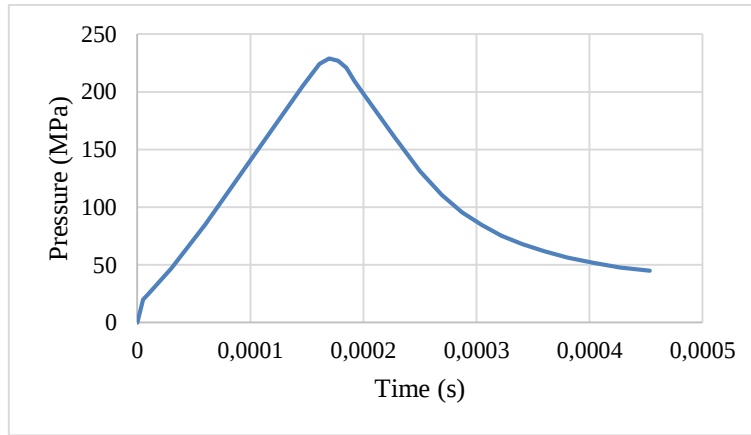
$$t = t_m \cdot \delta(\lambda) \quad (12)$$

Table 4. Pistol parameters

Barrel length (L , mm)	86
Maximum pressure (P_m , MPa)	230
Bullet initial velocity (V_0 , m/s)	350
Powder mass (m_p , g)	0.325
Bullet Mass (M , g)	8
Bullet Diameter (D , mm)	9

The average pressure was calculated using Eq. 13 with the information given in Table 4. Thus, the pressure-time graph showing the pressure change over time required in Figure 9 was obtained.

$$P_{avg} = 2 \cdot \left(\frac{M + \frac{1}{2} \cdot m_p}{L \cdot \pi \cdot D^2} \right) \cdot V_0^2 \quad (13)$$

**Figure 9.** Pressure changes over time

2.2.5. Initial velocity test method

In order to verify the analysis results, the bullet muzzle velocity obtained from the finite element model was compared with the muzzle velocity obtained from the test data. The experimental measurements were carried out in accordance with the TOP 3-2-045/4.1 Initial Inspection Test Standard. Within this scope, three pistols were selected and their serial numbers were recorded. The selected pistols were mounted on firing stands in order and made ready for firing, and then a maximum of ten test shots were fired with each pistol for the calibration of the velocity measurement device and the stand system. During the actual velocity measurements, twelve shots were fired with each pistol, and the bullet velocities at a distance of 10 metres were measured and recorded. After the highest and lowest values were removed from the measurement results, the average value of the remaining ten shots was taken to determine the muzzle velocity for each pistol. The test setup is shown in Figure 10.

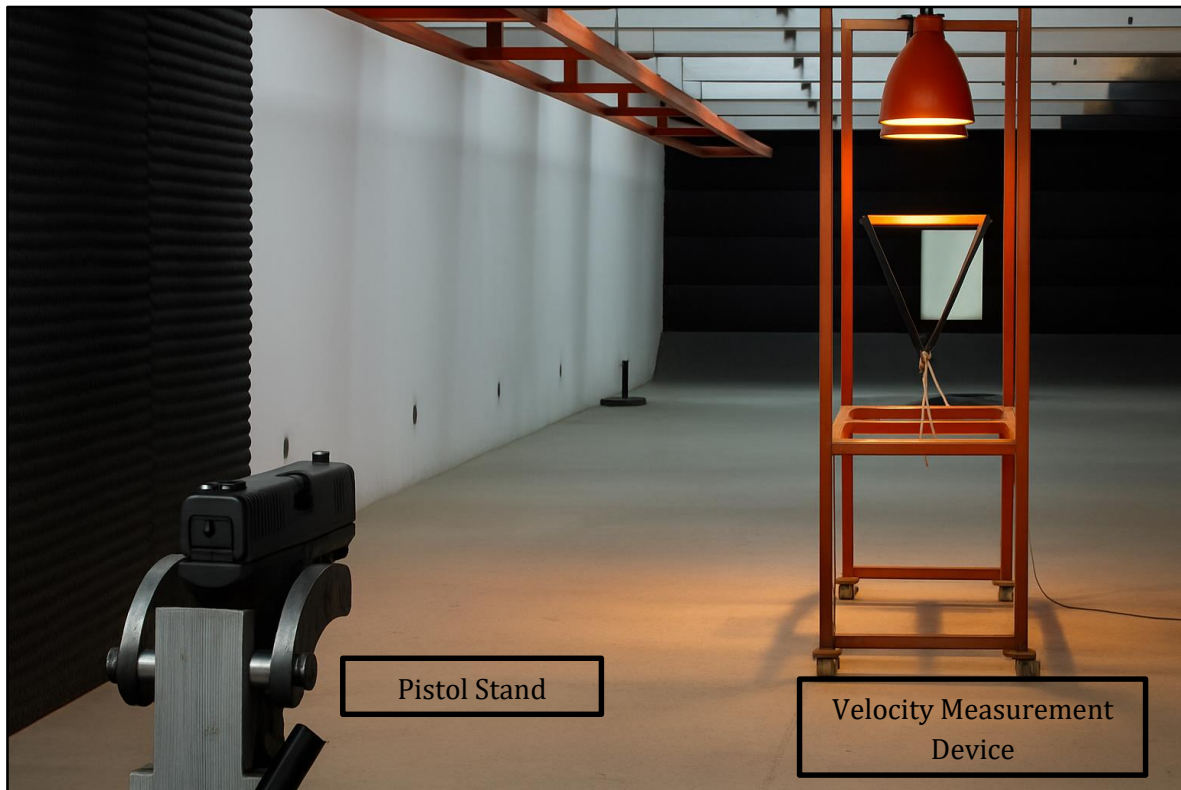


Figure 10. Speed measurement test setup

3. Results

The effects on the barrel and bullet resulting from the firing of a 9 mm calibre pistol were examined through analysis. In order to verify the accuracy of the analysis results, the muzzle velocity obtained from the analysis results was compared with the muzzle velocities obtained from the experimental results. The muzzle velocity obtained from the analysis results was 349.58 m/s, as shown in Figure 11. The muzzle velocity results for three different serial numbers of pistols obtained from the experimental results are given in Table 5. The muzzle velocity values for pistols with serial numbers 15, 21, and 22 are 344, 345, and 341 m/s, respectively. The average muzzle velocity obtained from the experimental shots was calculated as 343.33 m/s, with a standard deviation of 2.81 m/s, indicating a consistent and repeatable firing performance under the test conditions. The deviation between the numerically predicted muzzle velocity (349.58 m/s) and the experimental average (343.33 m/s) is only 1.82%, indicating a high degree of correlation and validating the numerical model.

Figures 11 and 12 show the velocity and position of the bullet over time. When examining the velocity graph of the bullet, it can be seen that the bullet's velocity is very slow up to approximately 100 μ s; however, after 100 μ s, the velocity value increases significantly (accelerates). In other words, a significant portion of the bullet's initial internal ballistic energy is expended on the plastic deformation of the bullet as it becomes compressed between the lands. After marks form on the bullet's outer surface due to compression by the lands, the bullet accelerates and travels through the barrel.

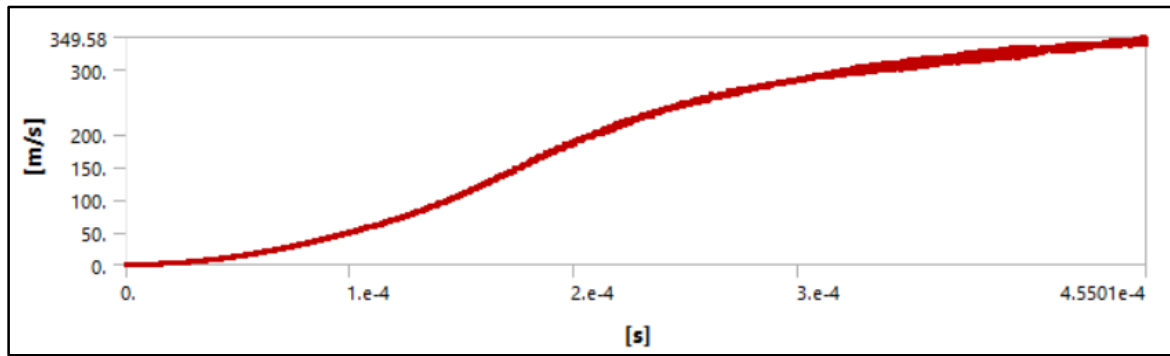


Figure 11. Bullet velocity-time graph

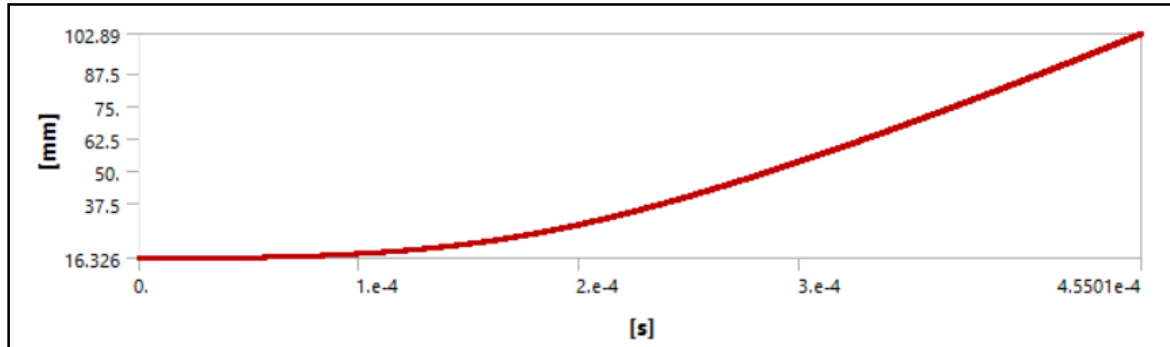


Figure 12. Bullet location-time graph

Table 5. Barrel exit velocity experiment results

Pistol 15	Pistol 21	Pistol 22
340 m/s	347 m/s	345 m/s
343 m/s	344 m/s	341 m/s
344 m/s	348 m/s	354 m/s
349 m/s	340 m/s	341 m/s
337 m/s	350 m/s	342 m/s
356 m/s	340 m/s	345 m/s
348 m/s	354 m/s	340 m/s
346 m/s	341 m/s	338 m/s
343 m/s	349 m/s	343 m/s
341 m/s	342 m/s	336 m/s
346 m/s	344 m/s	339 m/s
347 m/s	349 m/s	341 m/s
AVG 344 m/s	AVG 345 m/s	AVG 341 m/s

The movement of the bullet inside the barrel at $t=0 \mu\text{s}$, $t=75 \mu\text{s}$, $t=150 \mu\text{s}$, $t=225 \mu\text{s}$, $t=300 \mu\text{s}$, $t=375 \mu\text{s}$ and $t=455 \mu\text{s}$ is shown in Figure 13 as A, B, C, D, E, F and G, respectively.

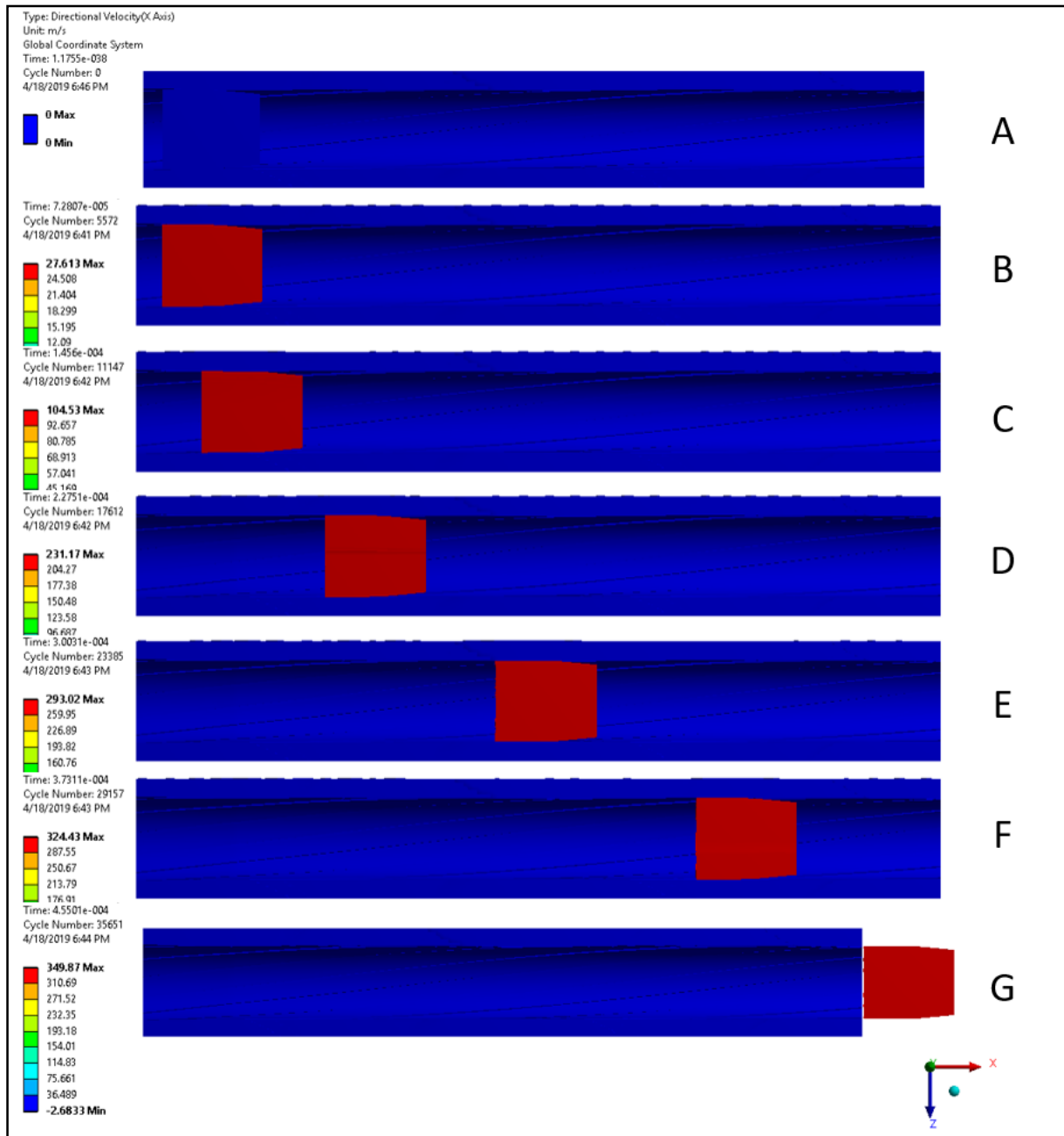


Figure 13. Bullet movement inside the barrel at various time steps ($t=0-455 \mu\text{s}$)

The equivalent stress, which can also be expressed as the von Mises stress formed in the barrel, is given in Figure 14 as A, B, C, D, E, F and G for $t=0 \mu\text{s}$, $t=75 \mu\text{s}$, $t=150 \mu\text{s}$, $t=225 \mu\text{s}$, $t=300 \mu\text{s}$, $t=375 \mu\text{s}$ and $t=455 \mu\text{s}$, respectively. Additionally, the time-dependent variation of the equivalent stress is shown in Figure 15.

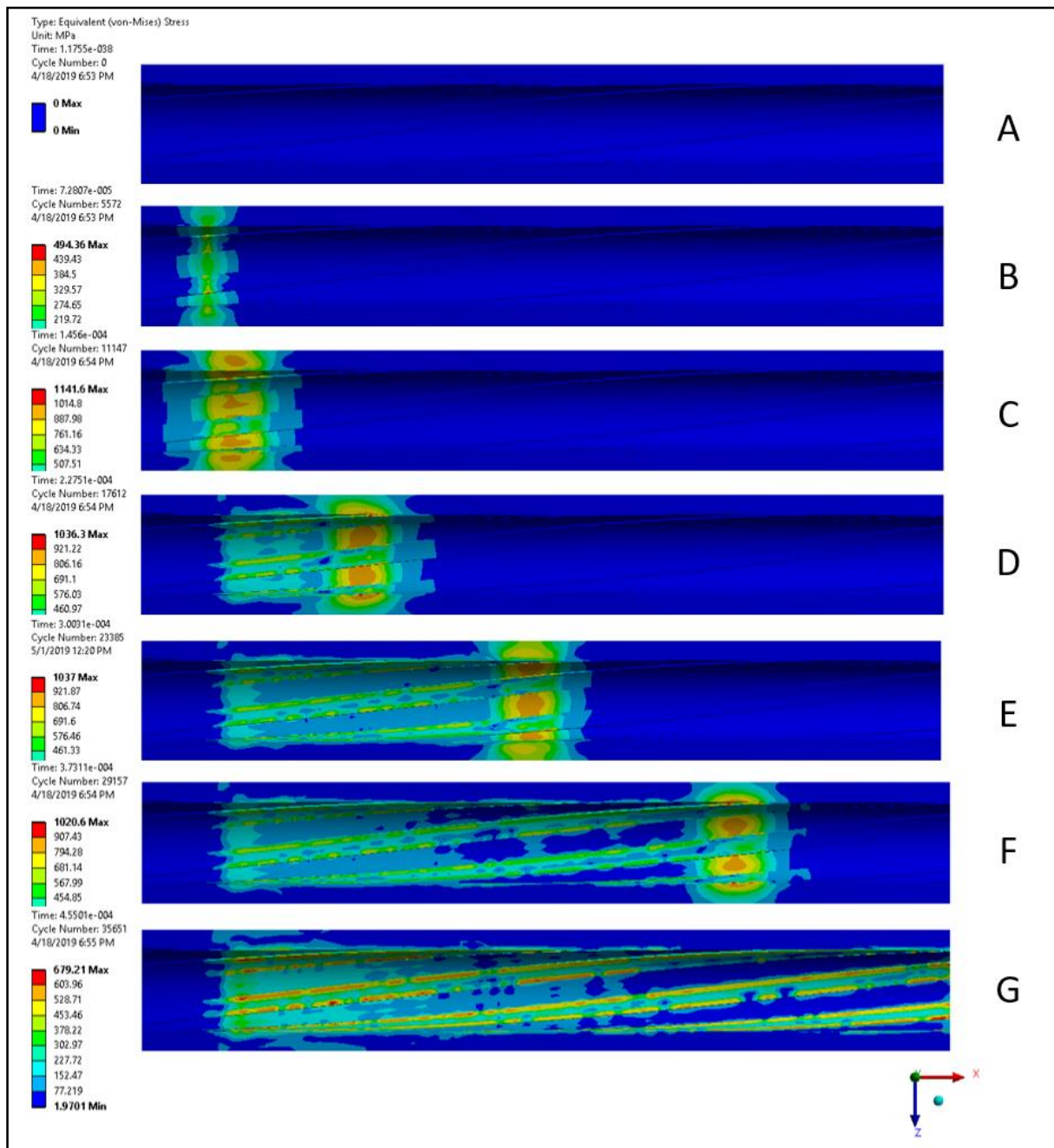


Figure 14. Time-dependent evolution of maximum equivalent von Mises stress in the barrel

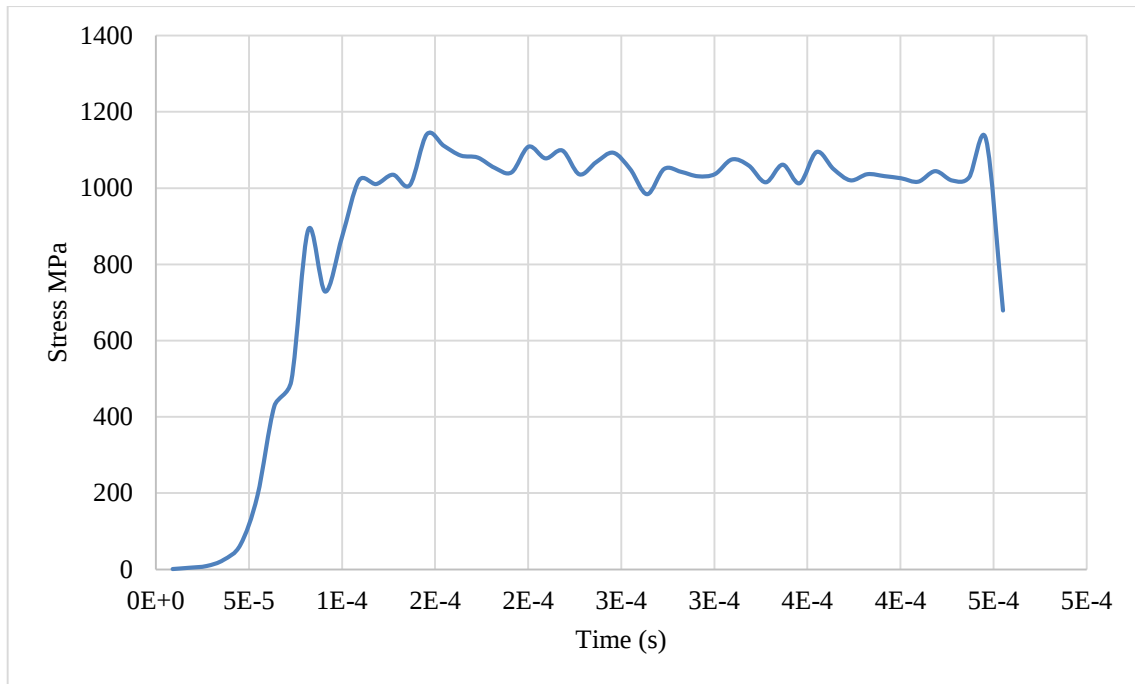


Figure 15. Change in maximum equivalent stress over time

This equivalent stress value obtained is the maximum equivalent stress generated during the movement of the bullet and occurs in the grooves. The equivalent stress value generated in the barrel grooves is 1141.6 MPa for a maximum $t=146 \mu\text{s}$ (Figure 18), the equivalent stress value formed in the grooves is 942 MPa at $t=209 \mu\text{s}$ (Figure 16), and the maximum equivalent stress formed on the outer surface of the barrel is approximately 938 MPa at $t=154 \mu\text{s}$ (Figure 17).

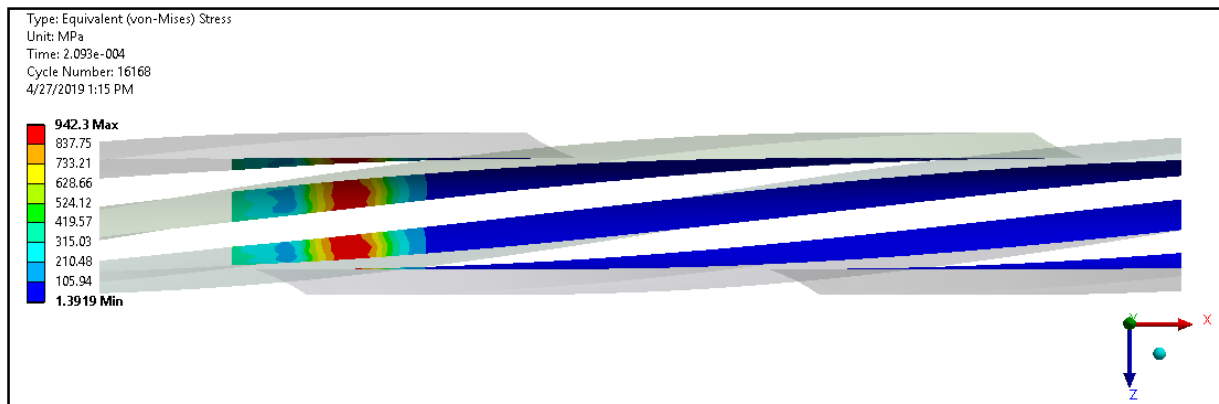


Figure 16. Maximum equivalent stress formed in the grooves ($t=209 \mu\text{s}$)



Figure 17. Maximum equivalent stress formed on the outer surface of the barrel ($t=154 \mu\text{s}$)

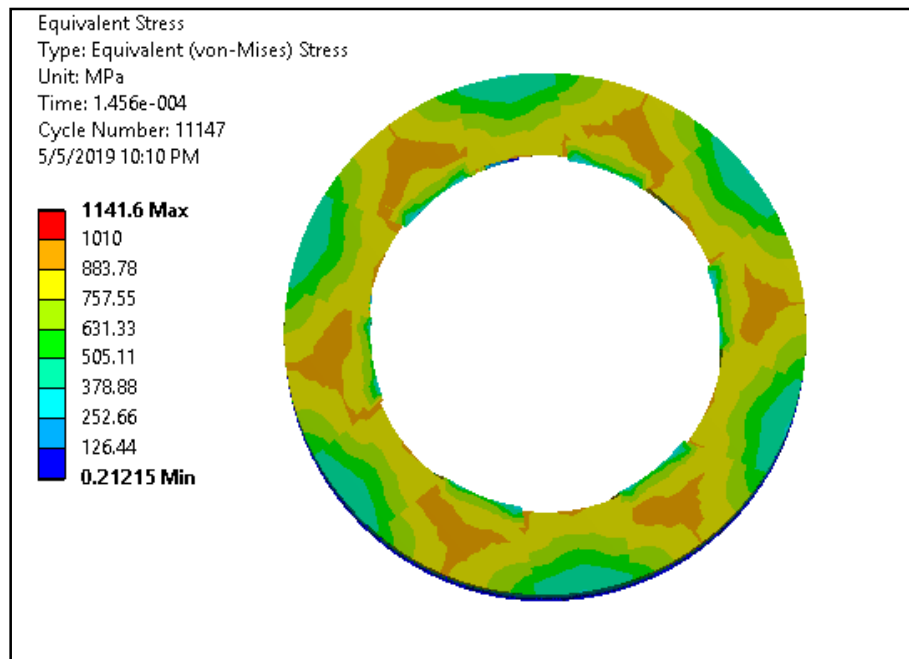


Figure 18. Maximum equivalent stress formed in the barrel section ($t=146 \mu\text{s}$)

When examining the equivalent stress formed in the barrel section shown in Figure 18 ($t=146 \mu\text{s}$), it can be seen that the yield stress (1010 MPa) is concentrated in a very small local area. As seen in Figure 19, the maximum equivalent stress occurs at the sharp corners of the grooves, and the stresses around this region are below the yield stress.

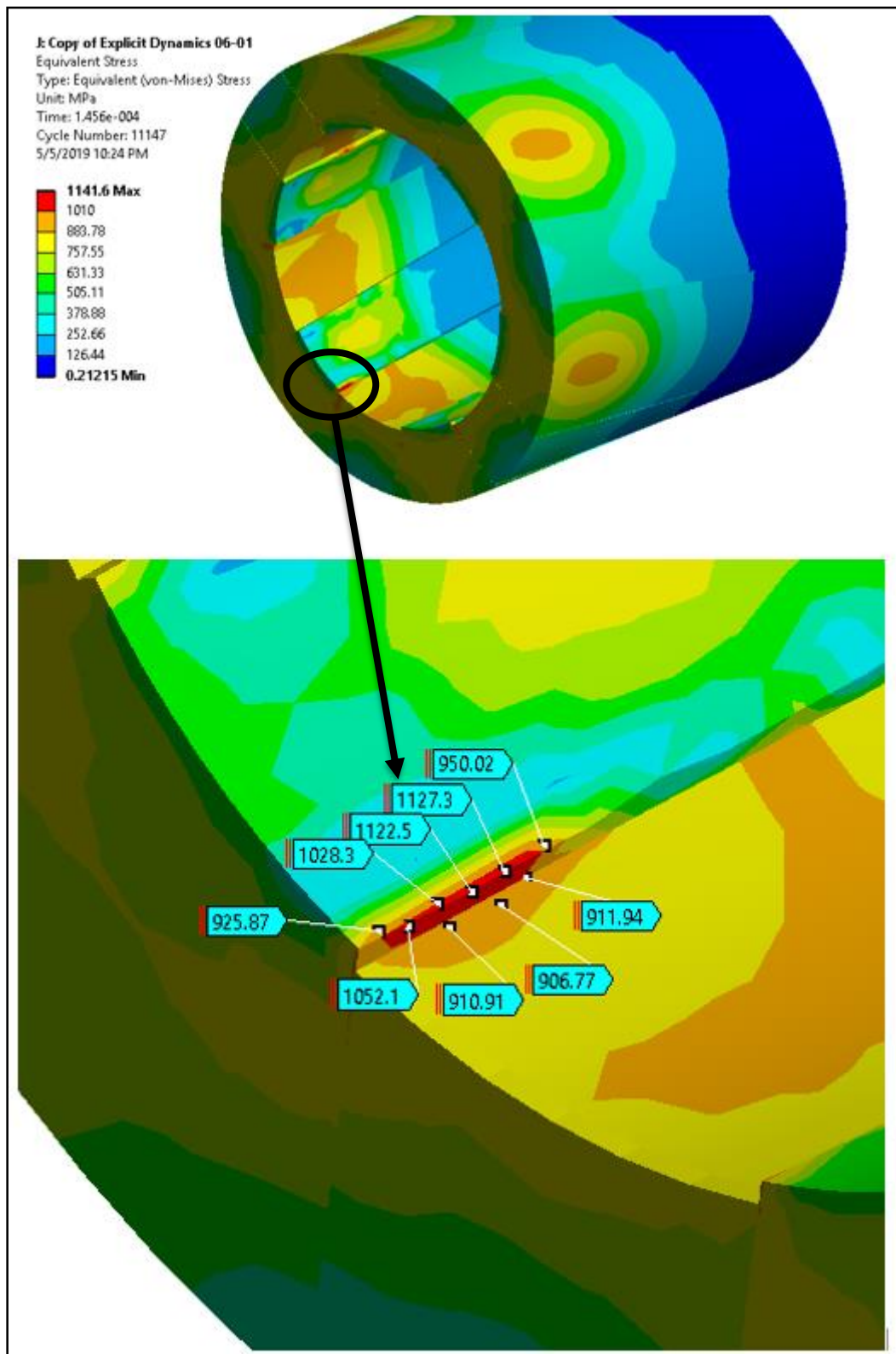


Figure 19. Local stress region formed in the grooves.

As a result of the pressure exerted by the grooves on the bullet, the bullet material has undergone plastic deformation. The maximum amount of plastic deformation in the bullet is 0.27, as shown in Figure 20. Figure 21 shows the plastic deformation that occurs during the bullet's movement inside the barrel. The symmetrical distribution of plastic deformation is a result of the bullet interacting smoothly with the inner wall of the barrel.

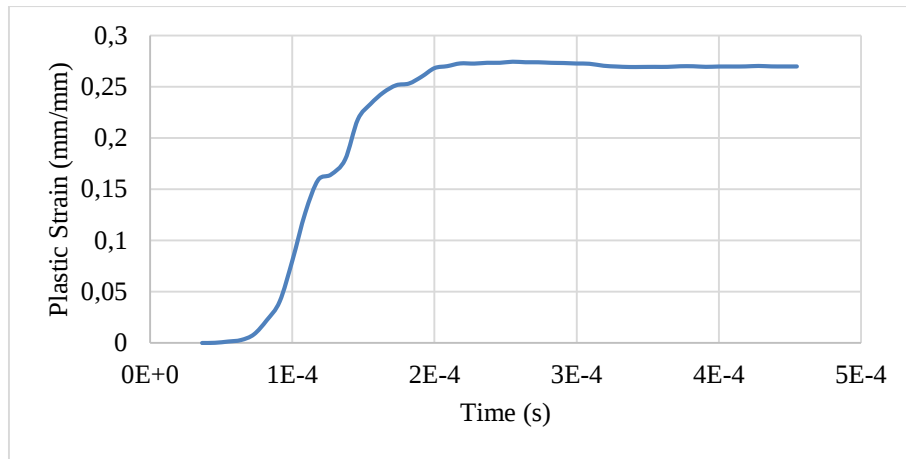


Figure 20. Time-dependent change in equivalent plastic deformation on the bullet

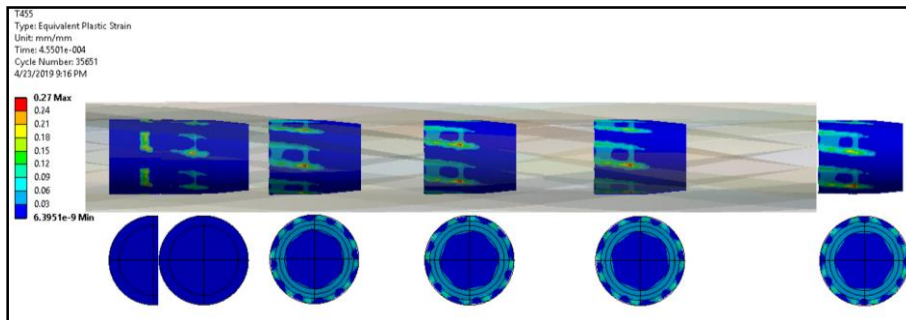


Figure 21. The equivalent amount of plastic deformation generated during the movement of the bullet inside the barrel

The range shown in Figure 22, where the strain rate is at its maximum, covers the area where plastic deformation and stress are at their highest.

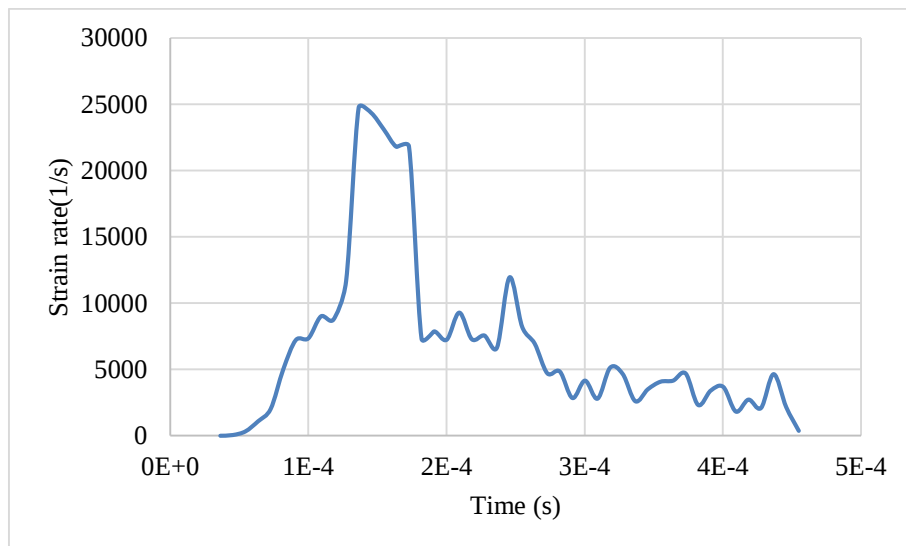


Figure 22. The strain rate that occurs during the movement of the bullet inside the barrel

After the test, the deformed bullet geometries were scanned using 3D scanning methods and STL files were obtained. The surface sample obtained from this scan is shown in Figure 23. The deformed geometry was compared with the actual geometry by taking a cross-section from a plane 2 mm away from the bullet base, and the amount of deformation on the radial axis was measured as a maximum of 0.122 mm, as shown in Figure 24. As a result of the analyses performed using FEA, the deformed bullet core was compared with the original bullet core, and the maximum deformation was measured as 0.111 mm, as shown in Figure 25. When the tests and analyses were compared, the difference between them was calculated as 0.011 mm.

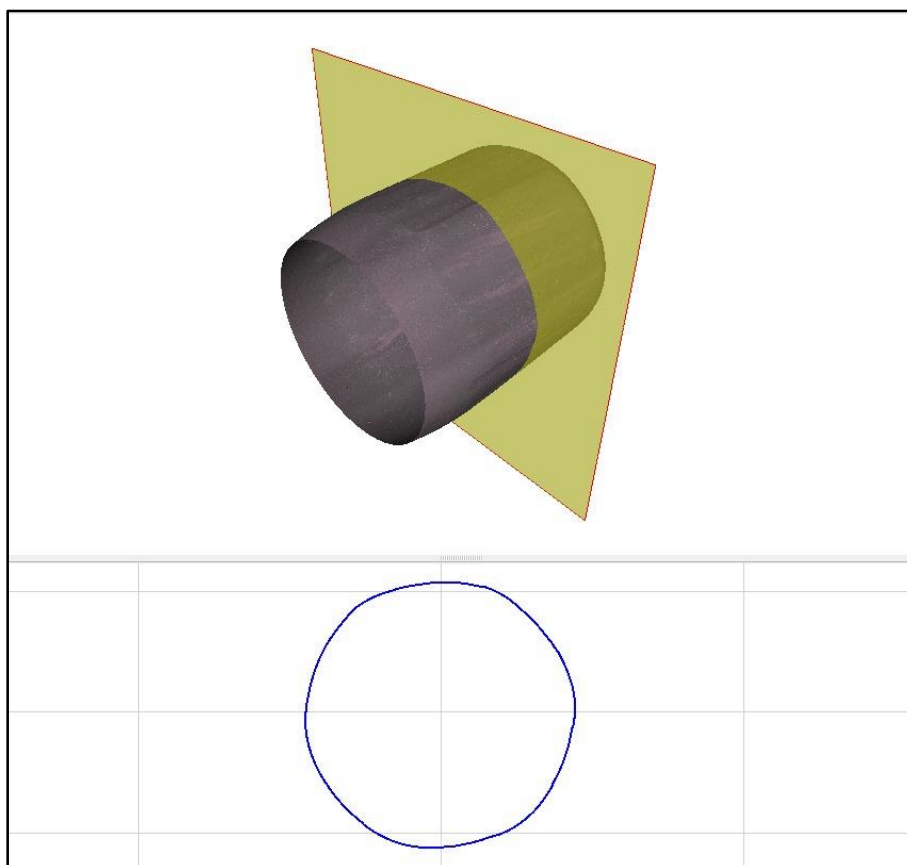


Figure 23. Scanned Bullet Core and Cross-Section

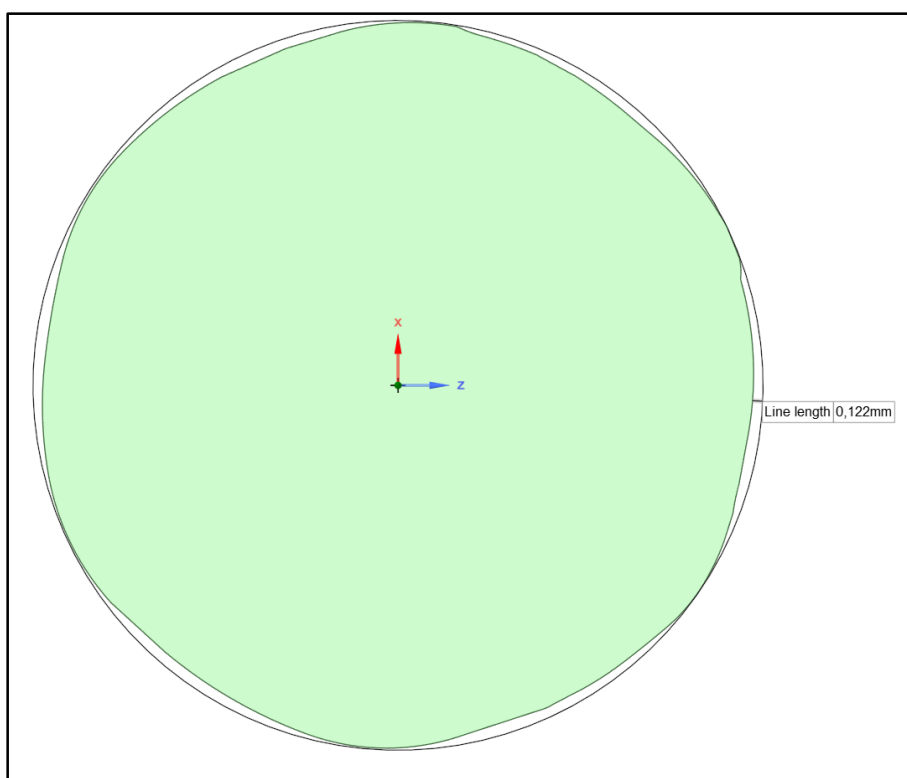


Figure 24. Comparison of the deformed bullet section with the undamaged initial bullet section as a result of the tests conducted

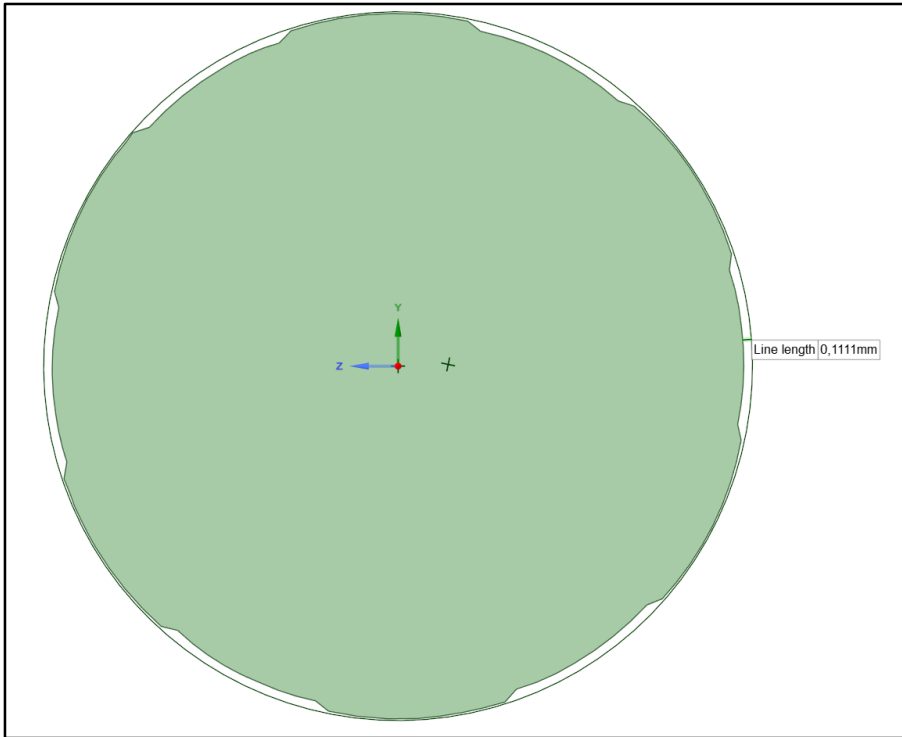


Figure 25. Comparison of the deformed bullet section with the undamaged initial bullet section as a result of the analyses performed

4. Discussion and Conclusion

In this study, the internal ballistic process in a 9x19 mm calibre pistol barrel was successfully modelled using the finite element method (FEM), and the numerical analysis results were verified with experimental data. The primary objective of the study was to develop a numerical model capable of reliably predicting the complex thermomechanical behaviours such as stress, plastic deformation, and velocity that occur between the barrel and the bullet during firing.

The bullet muzzle velocity, which is the most critical parameter in the validation of the analysis results, was used as the primary indicator of the model's validity. As a result of the numerical analysis, the bullet muzzle velocity was calculated as 349.58 m/s. This value shows a deviation of 1.82% when compared to the average muzzle velocity of 343.33 m/s obtained from experimental shots fired with three different pistols. This high degree of agreement between numerical and experimental results demonstrates the overall accuracy of the model and its ability to represent the internal ballistic process.

The physical accuracy of the model is further reinforced by comparing the plastic deformation that occurs in the bullet after firing. Bullets examined using 3D scanning after actual firing showed a maximum deformation of 0.122 mm in the radial axis. The finite element analysis (FEA) predicted this deformation to be 0.111 mm. The minimal deviation of 0.011 mm between experimental and numerical deformations highlights the model's capability to accurately predict mechanical response during bullet-barrel interaction, validating both geometric fidelity and material behaviour.

The analyses revealed that the bullet's velocity was quite slow in the initial moments of its movement (up to approximately 100 μ s), during which a significant portion of the internal ballistic energy was expended on plastic deformation as the bullet became wedged into the rifling and lands. Acceleration was observed to begin once the bullet had fully seated itself into the rifling and lands. Stress analysis in the barrel showed that, as expected, the highest stress (1141.6 MPa) occurred when the bullet applied pressure to the sharp corners of the rifling and lands. Although this stress value exceeded the yield stress (1010 MPa) of the barrel material, AISI 4340 steel, in an instantaneous and very small local area, it was understood that this did not threaten the overall structural integrity of the barrel.

In this study, certain geometric simplifications were applied to the bullet and barrel models in order to reduce computational complexity and meshing effort. For instance, small fillets, chamfers, and the rounded nose of the bullet were omitted, and sharp transitions were used in several contact regions. While these simplifications significantly improve simulation efficiency, they may also result in local stress concentrations, particularly near sharp corners and contact interfaces. Although a quantitative comparison between simplified and fully detailed geometries was not conducted within the scope of this study, the observed consistency between the numerical and experimental results in terms of muzzle velocity and deformation suggests that the global mechanical response of the system remains reliably captured. Nonetheless, the potential impact of these simplifications on local stress predictions is acknowledged as a limitation, and future work may involve detailed geometry-based validation for enhanced accuracy in local mechanical behaviour.

Within the scope of this research, simplifications were made to the barrel and bullet geometries to optimise the calculation time, and the gas pressure generated by the combustion of the propellant was applied to the model as a pressure-time curve obtained using the Vallier-Heydenreich equations, rather than a direct fluid-solid interaction simulation. Despite these simplifications, the high degree of agreement between the obtained results and experimental data demonstrates the effectiveness of the developed methodology.

In conclusion, this study demonstrates that experimentally validated finite element models are a powerful and efficient tool for reducing prototype dependency and development costs in the design and optimisation of firearm systems. The proposed model provides a reliable foundation for evaluating the effects of various parameters such as barrel materials, rifling geometries, and ammunition characteristics on ballistic performance and barrel longevity. In future work, the current model could be further enhanced by incorporating a more detailed representation of propellant gas behaviour through Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations. Although fluid-solid interaction models such as CFD offer greater insights into gas expansion and thermal effects, their implementation was beyond the scope of this study due to computational and modelling constraints. Nevertheless, integrating coupled CFD-FEM approaches remains a promising direction for achieving a more comprehensive simulation of the internal ballistic process.

References

- [1] Morphy, C.C, Fisher, E.B, “*The Role Carburization In Gun Barrel Erosion And Cracking*”, Technical Library AD-A102625, (1981).
- [2] Özcan, H. (2012). *32CrMoV çeliğinin aşınma direncini arttırmak için yeni bir ısıtma işlem metodunun geliştirilmesi* [Master’s thesis, Hacettepe University].
- [3] Değirmenci, E. (2010, December). *Yüksek sıcaklığa ve dinamik iç basınca maruz kompozit destekli boru tasarımı* [Doctoral dissertation, Kırıkkale University].
- [4] Piticari, I.-L., Pirlot, M., Sava, A. C., & Vanhove, A. (2015). The influence of muzzle devices over bending vibrations of an automatic rifle barrel. *Revista Academiei Forțelor Terestre*, 3(79), 381–388.
- [5] Zhang, Y., Jia, Z. (2011). Dynamics simulation of floating automatic rifle. 2011 Second International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering, Inner Mongolia.
- [6] Nelson, C. W., & Ward, J. R. (1981). *Calculation of heat transfer to the gun barrel* (Memorandum Report ARBRL-MR-03094).
- [7] Huang, C. J. (1993, October). *Transient stress and failure analysis of 105 mm gun barrel caused by projectile premature* [Master’s thesis, Lehigh University].
- [8] Deng, S., Sun, H.K., “Transient Finite Element For In-Bore Analysis Of 9 mm Pistol”, *Applied Mathematical Modelling*, Volume 38, Issues 9-10 (2013).
- [9] Sönmez, U. (2009, June). *Obüs namlusu yanma odasında atış esnasında ortaya çıkan gerilmelerin matematiksel modellenmesi ve analizi* [Master’s thesis, Sakarya University].
- [10] Öztürk, Y. F. (1999). *Hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) yöntemiyle namlu analizi* [Master’s thesis, İstanbul University].
- [11] Akçay, M., & Yükselen, A. (2014). Unsteady thermal studies of gun barrels during the interior ballistics cycle with non-homogenous gun barrel material thermal characteristics. *Thermal Science and Technology*, 34(2), 75–81.
- [12] Daniş, F. (2014). *Ballistic simulation software development for solid propellant guns* [Master’s thesis, Middle East Technical University, Graduate School of Natural and Applied Sciences].
- [13] Gündüzer, O. (2011, November). *Namlu cidarı boyutlandırılmasına iç balistik davranışın etkisi* [Master’s thesis, Gazi University].
- [14] Tawfik, M. (2008). Dynamics and stability of stepped gun barrels with moving bullets. *Advances in Acoustics and Vibration*, 1–7.
- [15] Stiavnicky, M., & Lisy, P. (2013). Influence of barrel vibration on the barrel muzzle position at the moment when bullet exits barrel. *Advances in Military Technology*, 8(1), 89–102.
- [16] Ansys Inc. (2018). *Ansys theoretical manual* (Version 19.2).

Numerical Investigation of Repeated Impact Ballistic Performance of High-Hardness ARMOX 600T Steel Against 0.3-Caliber FSP

Bahadır ÖZKAN¹, Umut ÇALIŞKAN^{2,3}, Ertan Köseadağ^{4,*},

¹Erciyes University, Graduate School of Natural and Applied Sciences, Mechanical Engineering, Kayseri, Türkiye

²Erciyes University, Department of Mechanical Engineering, Kayseri, Türkiye

³Aviation Research and Application Center, Erciyes University, Kayseri, Türkiye

^{4,*}Department of Mechanical Engineering, Van Yuzuncu Yil University, Van 65080, Turkey

(Alınış / Received: 16.06.2025, Kabul / Accepted: 17.07.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Keywords

ARMOX 600T,
High-hardness armor steel,
Repeated impact,
Ballistic performance
Finite element analysis,

Abstract In this study, the ballistic response of high-hardness ARMOX 600T armor steel under repeated impacts of 0.3 caliber Fragment Simulating Projectiles (FSP) was numerically investigated. ARMOX 600T, with a Brinell hardness of approximately 600 HB, is widely used in heavy armor applications due to its excellent combination of hardness and impact resistance. It is particularly preferred in armored vehicle structures and fixed protection systems where high levels of ballistic protection are required. Numerical simulations were conducted using the ABAQUS/Explicit finite element software, and the material behavior was defined using the Johnson–Cook strength and damage model. Three successive impacts were applied to the same location of 5 mm thick ARMOX 600T plates at velocities of 500 m/s, 750 m/s, and 1000 m/s. The study comprehensively examined the deformation geometries and stress distributions of both the projectile and the armor plate. The results revealed that projectile velocity and the number of impacts play a critical role in maintaining the structural integrity of high-hardness steel armors subjected to repeated ballistic loads. In this context, the findings provide valuable insights for armor designers and researchers evaluating ballistic performance under multiple-hit scenarios.

0.3 Kalibre FSP Karşısında Yüksek Sertlikli ARMOX 600T Çeliğinin Tekrarlı Atışlardaki Balistik Performansının Sayısal Olarak İncelenmesi

Anahtar Kelimeler

ARMOX 600T,
Yüksek sertlikli zırh çeliği,
Tekrarlı darbe,
Balistik performans,
Sonlu elemanlar analizi

Öz: Bu çalışmada, yüksek sertlikli ARMOX 600T zırh çeliğinin 0.3 kalibre FSP (fragment simulating projectile) mermilere karşı tekrarlı balistik darbeler altındaki davranışı sayısal olarak incelenmiştir. ARMOX 600T, yaklaşık 600 HB (Brinell sertliği) değerine sahip olup, yüksek sertliği ve darbe dayanımı ile ağır zırh uygulamalarında yaygın olarak kullanılan bir zırh çeliğidir. Özellikle zırhlı araçlar ve sabit koruma sistemlerinde, yüksek seviyede balistik koruma sağlamak amacıyla tercih edilmektedir. Sayısal analizlerde sonlu elemanlar yöntemi tabanlı ABAQUS/Explicit yazılımı kullanılmış ve malzeme davranışı Johnson–Cook akma ve hasar modeli ile tanımlanmıştır. Her biri 5 mm kalınlığında olan ARMOX 600T zırh plakalarına, sırasıyla 500 m/s, 750 m/s ve 1000 m/s hızlarda üç tekrarlı atış uygulanmıştır. Atışlar aynı noktaya gelecek şekilde modellenerek, plakanın kümülatif hasar davranışı analiz edilmiştir. Elde edilen sonuçlar, tekrarlı darbelere maruz kalan yüksek sertlikli çelik zırhların yapısal bütünlüğünün korunmasında hızın ve darbe sayısının kritik rol oynadığını ortaya koymaktadır. Bu bağlamda, çalışma sonuçları hem zırh tasarımcılarına hem de balistik performans değerlendirmesi yapan araştırmacılara önemli bilgiler sunmaktadır.

1. Introduction

The changing perception of threats today and the nature of military conflicts have brought new requirements for the performance of ballistic protection systems [1], [2]. Especially urban conflicts, asymmetric warfare conditions, and the increased use of fragmenting munitions have necessitated making armor systems resistant not only to single munitions impacts but also to consecutive (repeated) strikes at the same point [3], [4]. In this context, the ability of ballistic armor to maintain its structural integrity not only against the first impact but also when exposed to multiple high-velocity munitions has become a critical engineering objective for modern defense systems. With this increasing need for protection, high hardness steel armor materials have gained importance. Due to both their cost and high mechanical performance, these materials are used in many areas from armored vehicles to fixed defense systems [5], [6]. However, the ballistic behavior of such materials has mostly been evaluated with single-shot scenarios, and the effect of consecutive impact loading has not been sufficiently investigated. However, in real field conditions, multiple ammunition impacts at short intervals on the same area of an armor plate can lead to a much different damage distribution and fragility development compared to the first impact. In this context, systematic analysis of repeated impact scenarios is of great importance for both theoretical and applied ballistic research. High hardness steels are advanced engineering materials that are widely used in ballistic systems. Materials in this class increase their deformation resistance, especially due to their high hardness values, and create an effective energy absorption mechanism against ammunition [7], [8]. While the high hardness level makes penetration on the first surface it encounters more difficult, it also helps the core structure spread the impact loads to a wider volume. ARMOX 600T steel, which stands out among high hardness steels, has a hardness of approximately 600 HB Brinell and draws attention with its impact resistance.

ARMOX 600T is currently used in applications requiring high-level ballistic protection such as armored carriers, land vehicles, security walls and fixed defense systems [9], [10]. The success of the material in these areas is related not only to its hardness value but also to its ability to maintain high ductility. However, one of the most important engineering dilemmas in such high hardness materials is that the tendency to crack increases with increasing hardness. Therefore, the behavior of steels such as ARMOX 600T against repeated ballistic impacts is of strategic importance in terms of material integrity, beyond superficial damage. Although experimental ballistic tests allow direct determination of the behavior of the material, the high cost, time-consuming and dangerous nature of these tests have led researchers to numerical modeling approaches. For this reason, the finite element method (FEM) is widely used in ballistic analyses due to its capacity to model complex impact and deformation behaviors with high accuracy [11], [12]. In particular, advanced simulation platforms such as ABAQUS/Explicit have become an important tool in the simulation of ballistic tests. One of the most critical elements in numerical modeling studies is the accurate definition of material behavior [13], [14]. The Johnson–Cook yield and damage model used for this purpose is a successful approach in representing complex behaviors of metal materials such as high-speed plastic deformation, temperature effects and strain rate changes [13], [14], [15]. The use of this model is important in terms of realistically reflecting the deformation process of both the armor plate and the FSP ammunition.

There are studies in the literature on the behavior of high-hardness steels under single ballistic impacts. These studies generally focus on results such as the penetration resistance of the material, crater depth, ballistic limit velocity and front-back face deformations. However, most of these studies have been carried out on a single shot. In real conflict environments, ammunition impact often leads to random or consecutive repeated impacts in the same area. Therefore, the local damage caused by the first impact causes the armor to weaken against subsequent impacts. For this reason, when evaluating the ballistic performance of the armor plate, it is necessary to focus not only on the first impact but also on how it resists repeated impacts. However, this subject has been studied very limitedly in the literature. Some studies conducted on the subject are summarized below.

Göde et al. (2023) [16] conducted repeated shots with 7.62×51mm M61 AP bullets on 12mm thick targets in their studies with ARMOX600T armor steel. According to the results obtained, it was stated that the steel plate prevented penetration in the first three shots; however, it was pierced in the plugging mode in the fourth shot. In addition, the authors examined and reported the damage in detail with microstructural analysis and optical scanning. Another study was conducted by Siriphala et al. (2012) [17]. Plugging is a common ballistic failure mode observed in high-strength metallic plates, characterized by the formation and ejection of a plug-shaped fragment from the rear surface of the target. This failure typically occurs when the projectile pushes through the material by shearing it along its boundary, rather than causing extensive ductile deformation. In the relevant study, firing tests were performed on the ARMOX600T plate with the M193 bullet and numerical model verification was performed with Euler solvers such as ABAQUS/Explicit. According to the results, the 7 mm thick plate stopped the bullet in the first three shots, while plug penetration was observed in the fourth shot. Qiang et al. (2022) [18] conducted numerical simulations of multiple FSP impacts on thin metal plates. Simulations using the Johnson–Cook model reported that the experimental data were in good agreement with less than 5% deviation. It was stated

that there was hole growth, cracking, and load distribution on the plate, especially after double shots. A study on ARMOX 500T was also conducted by Mao et al. (2023) [19]. In the related study, high-velocity impacts were modeled with LS-DYNA/Explicit. Implicit fracture and penetration behaviors were investigated by updating the Johnson–Cook parameters. The model provided realistic damage predictions by comparing with experimental results. In a study conducted by Van der Wal et al. (2018) [20], V_{50} tests were performed against FSP impacts by applying various pre-layer materials on ARMOX 600T and RAMOR 450 plates. It was stated that the V_{50} value of ARMOX 600T increased by approximately 100 m/s with 6 mm HPL coating. How the layered structure affects the impact is presented in detail. In the study of Göçmen et al. (2023) [21], ARMOX 500T steel was numerically considered with both Johnson–Cook and Modified Mohr–Coulomb (MMC) models. The MMC model with lode dependence predicted cracking better than JC.

The aim of this study is to numerically investigate the mechanical behavior of high hardness ARMOX 600T armor steel under three consecutive impacts with 0.3 caliber FSP ammunition. Three consecutive impacts at 500 m/s, 750 m/s and 1000 m/s velocities were applied to armor plates, each 5 mm thick, and the cumulative damage relationship with the number and speed of impacts was investigated. In numerical analyses, dynamic, high-speed impact events were modeled using ABAQUS/Explicit software and the deformation processes of both the ammunition and the armor plate were investigated in detail. The material behavior was defined with the Johnson–Cook yield and damage model; thus, both plastic deformation and crack formation were captured realistically. The simulation results comprehensively evaluated the effects of different impact velocities and consecutive loading on ballistic performance by revealing the stress distribution, penetration depth, back face deformations and structural integrity loss of the armor after each impact.

2. Numerical Methods

The numerical model developed in this study includes a 0.3 caliber Fragment Simulating Projectile (FSP), a high-hardness ARMOX 600T armor steel plate, and the clamping fixtures used to constrain the plate. Ballistic impact analyses were performed using the commercial finite element software ABAQUS/Explicit® [22], which is well-suited for solving highly dynamic, nonlinear problems such as high-velocity impacts. As illustrated in Figure 1, a detailed three-dimensional model was constructed to simulate the ballistic response of ARMOX 600T under repeated high-speed impacts. The chemical composition of ARMOX 600T is presented in Table 1, and it reflects the typical alloying elements used in ultra-high-hardness armor steels.

One of the most critical aspects of numerical analysis is the accurate definition of material models and their corresponding parameters to ensure realistic results. In this context, the Johnson–Cook constitutive and damage model was employed for both the ARMOX 600T armor plate and the FSP to capture strain rate-dependent plastic deformation and failure behavior under high-speed loading conditions. Both the armor and the projectile were modeled using reduced-integration 8-node 3D solid elements (C3D8R). The support and clamping fixtures were assumed to behave as rigid bodies and were represented using 4-node 3D rigid surface elements (R3D4).

For the boundary conditions, all degrees of freedom of the clamping fixtures were fixed to replicate the physical test constraints and prevent movement of the armor plate. The projectile was allowed to move only along the firing direction. Contact interactions between the projectile and the armor, as well as between the armor and the clamping fixtures, were defined using ABAQUS's General Contact algorithm. This algorithm provides a robust and efficient framework for capturing the complex contact behavior and surface interactions that occur during high-speed impacts.

This comprehensive modeling approach enabled detailed investigation of the plastic deformation, contact forces, stress accumulation, and progressive failure mechanisms occurring throughout the repeated impact process.

Table 1. Chemical Composition of Armox 600T [23]

Material	C max (%)	Si (%)	Mn max (%)	P max (%)	S max (%)	Cr max (%)	Ni max (%)	Mo max (%)	B max (%)
Armox 600T	0,47	0,1-0,7	1,0	0,010	0,005	1,5	3,0	0,7	0,005

The damage modeling of the materials used in this study is detailed in this section. The focus is primarily on the Johnson–Cook (J–C) constitutive and failure model, which is widely used to represent the plastic deformation, penetration, and perforation behavior of metallic armor plates under high strain-rate loading conditions. The model is also employed to characterize the failure behavior of the projectile material.

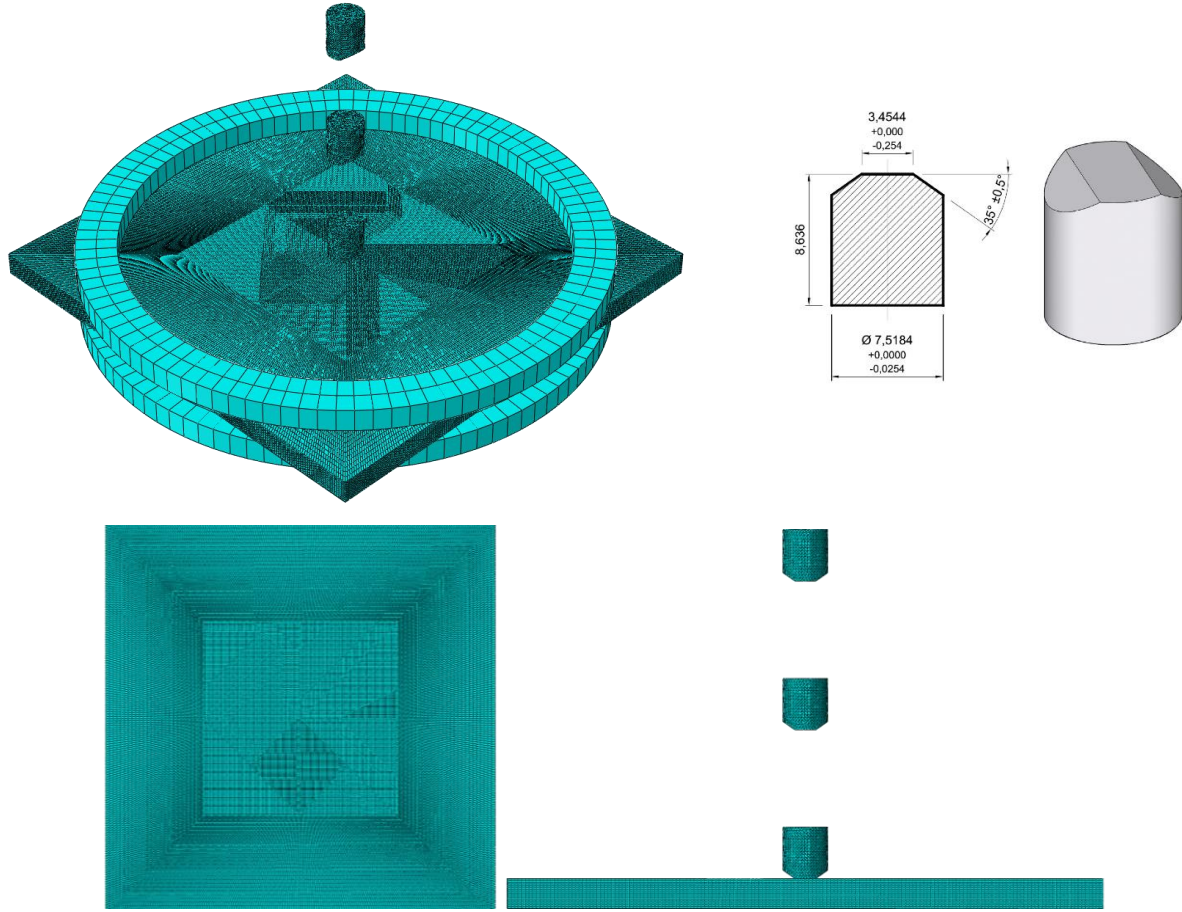


Figure 1. Numerical Model and 0.3 Caliber Simulated Projectile

The Johnson–Cook dynamic failure model is particularly suitable for simulating ductile damage in metals and is fully supported within ABAQUS/Explicit [22]. It defines the onset and evolution of damage based on an accumulative plastic strain criterion that considers the effects of stress triaxiality, strain rate, and temperature. The material parameters required for the J–C model are typically obtained from experimental studies involving quasi-static and dynamic mechanical testing.

The constitutive behavior of the ARMOX 600T armor steel, including its strength and failure parameters, is defined using the Johnson–Cook material model, as summarized in Table 2. The corresponding parameter values were taken from the literature [24], based on material tests conducted on high-hardness steels with similar compositions and mechanical characteristics.

The equivalent flow stress σ in the Johnson–Cook model is empirically described by Equation (1) [25]:

$$\sigma = [A + B(\varepsilon_p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_a}{T_f - T_a} \right)^m \right] \quad (1)$$

where:

- ε is the equivalent plastic strain,
- $\dot{\varepsilon}$ is the plastic strain rate,
- $\dot{\varepsilon}_0$ is the reference strain rate,
- T is the current temperature,
- T_{room} and T_{melt} are the room and melting temperatures of the material, respectively,
- and A, B, C, n, m are material-specific constants.

This model effectively captures the material's strain rate sensitivity and thermal softening, both of which are critical in high-velocity impact scenarios.

The damage initiation and evolution criteria for the projectile material were also defined using a Johnson–Cook damage formulation, with specific parameter values derived from literature data on standard FSP materials. These

parameters govern the onset of ductile fracture and are crucial for accurately predicting projectile break-up and penetration behavior.

Table 2. Johnson-Cook Material Model Parameters for ArmoX 600T [24]

Parameter	ArmoX 600T
Elastic Modulus, E/GPa	207
Specific Heat Capacity, cp, / J/kgK	450
Density, ρ/kg/m ³	7850
Melting Temperature, Tm/K	1800
Elastic Limit, A/GPa	1.58
Characteristic Constant for Plastic Behavior, B/GPa	0.958
Characteristic Constant for Plastic Behavior, n	0.175
Sensitivity to Strain Rate, C	0.00877
Material Constant Including Temperature Dependency, m	0.712

The Johnson–Cook dynamic damage model is based on the equivalent plastic strain accumulated at the integration points of finite elements. Failure is assumed to occur when the cumulative damage parameter exceeds a critical value of 1. The damage parameter, denoted as DDD, is defined as follows:

$$D = \sum \left(\frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{\Delta \varepsilon_f} \right) \quad (2)$$

where:

- $\Delta \varepsilon_{pl}$ is the increment of equivalent plastic strain during each loading step,
- ε_f is the strain to fracture under the current state of stress, strain rate, and temperature.

The strain to fracture ε_f is further expressed as a function of stress triaxiality σ^* , strain rate $\dot{\varepsilon}$, and normalized temperature T^* , given by:

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \cdot \sigma^*)] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] [1 + D_5 T^*] \quad (3)$$

where:

- $\sigma^* = \frac{p}{\sigma_{eq}}$ is the stress triaxiality (ratio of hydrostatic pressure to equivalent von Mises stress),
- $T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}$ is the homologous temperature,
- D_1 through D_5 are material constants determined experimentally.

This formulation enables the model to accurately predict failure under complex loading conditions, such as those encountered during high-velocity impact and penetration events.

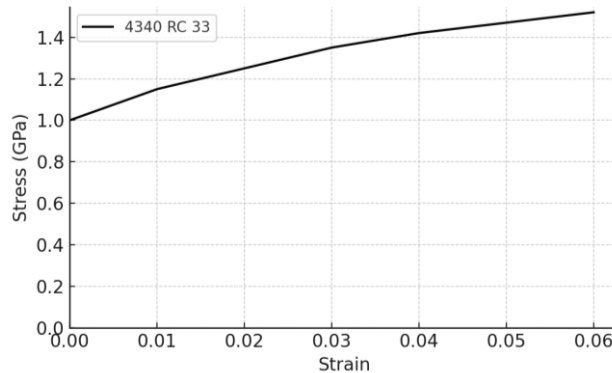


Figure 2. Stress-Strain Diagram of 4340 Steel (RC 33), Strain Rate: 500 /s [26]

Figure 2 shows the true stress–strain curve of the 0.3 caliber Fragment Simulating Projectile (FSP) made of AISI 4340 steel, obtained at a strain rate of 500/s and room temperature.

The ARMOX 600T armor plates used in this study have dimensions of 100 mm × 100 mm × 5 mm. In each simulation scenario, three successive impacts were applied to the same location on the plate. The impact velocities

were defined as 500 m/s, 750 m/s, and 1000 m/s, respectively. To simulate repeated impact scenarios, three 0.3 caliber Fragment Simulating Projectiles (FSPs) were included in the numerical model. Through careful contact definitions in ABAQUS, interactions between the projectiles were suppressed, allowing each projectile to impact the previously deformed geometry without interference. This setup enables a more realistic representation of damage accumulation and degradation of structural integrity under multiple-hit conditions.

The projectiles used in the analysis are standard 0.3 caliber Fragment Simulating Projectiles (FSPs) made of AISI 4340 steel. These projectiles conform to the STANAG 4569 standard and are widely used for evaluating the penetration and perforation resistance of armor materials. In the numerical model, the geometry and material properties of the FSP were implemented based on data available in the literature [26].

In the numerical model, the target plate was represented by approximately 812,754 nodes and 761,914 elements, while the 0.3 caliber FSP projectile was modeled using 3,365 nodes and 16,635 elements. To enhance solution accuracy in the impact region, cubic elements with an edge length of approximately 0.1 mm were used on the contact surfaces between the plate and the projectile. Along the plate thickness, at least 18 layers of elements were assigned to accurately capture plastic deformation and stress accumulation during the high-speed impact event.

All degrees of freedom of the clamping fixtures were fully constrained to prevent any rigid body motion of the armor plate. The edges of the plate were tightly fixed, and only the projectiles were allowed to move, specifically along the Z-direction (impact axis). Initial velocities were assigned to the projectiles to initiate the ballistic impact. The simulation time and time increment were governed by ABAQUS/Explicit's automatic time stepping algorithm to ensure accurate resolution of high-speed deformation events. The *element deletion* technique was employed to allow for progressive material failure without numerical instability due to excessive element distortion.

3. Results and Discussion

Figure 3 shows the three dimensional finite element mesh created to represent both the plate and the bullet. In the modeling, smaller meshes were assigned to increase the local solution sensitivity in the impact region by adaptively tightening them. In this way, stress intensities and deformation types were estimated more accurately. By assigning the optimum number of layers throughout the thickness of the plate, local plasticity and delamination like effects that occur at the moment of impact could be observed in detail.

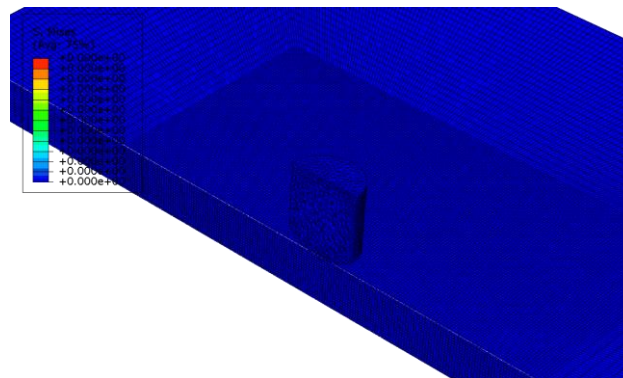


Figure 3. Element mesh structure along the cross-section and thickness

The behavior of three consecutive ballistic impacts of high hardness ARMOX 600T steel at a speed of 500 m/s was investigated by numerical simulation and the results are presented in Figure 4. During the first impact, a limited stress field was observed in the impact area of the target plate. This impact caused only local plastic deformation in the material and no holes or fractures were formed on the rear surface of the armor. This shows that ARMOX 600T can absorb the kinetic energy of the first impact to a large extent and has a high energy dissipation capacity. The bullet was severely deformed; its tip was crushed and spread. The second impact was applied to the same area that had previously been locally weakened. According to the results, the stress distribution spread over a wider area and the deformation depth increased with this impact. The residual stresses from the previous impact

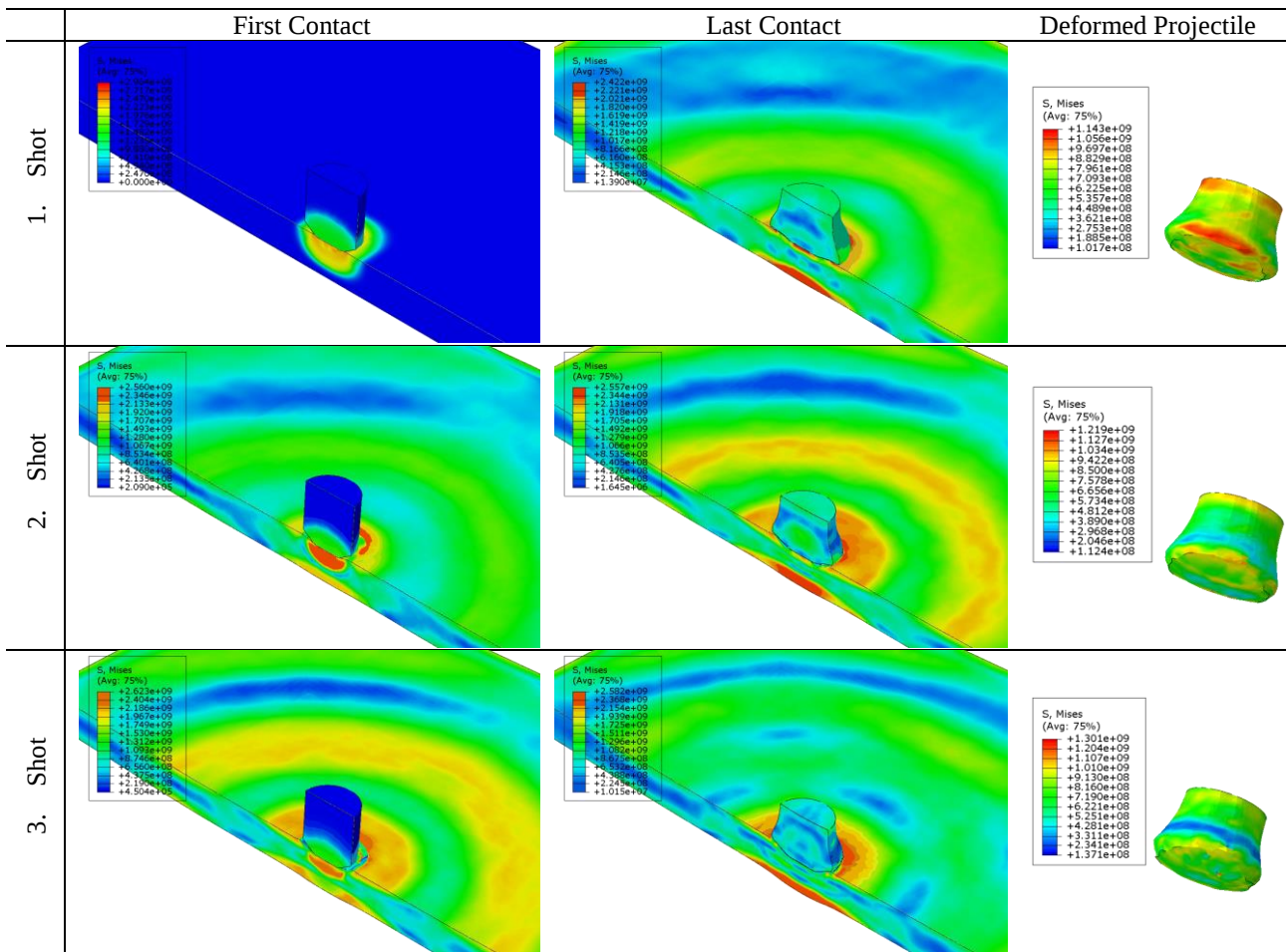


Figure 4. Stress distributions, deformation geometries and deformed projectile at the first and last contact moments of the plates with the projectile for a projectile velocity of 500 m/s. Stress is expressed in Pa.

increased the effect of the second impact, and a wider plastic deformation layer was formed on the plate. Although the second impact did not completely penetrate the plate, this cumulative damage accumulation indicates that the structure was approaching the limit of resistance to repeated impacts. The material was pushed outward in the direction of projection, and the shape of the plate was more obviously distorted. When the third hit was made to the weakened area caused by the previous two shots, both the width and density of the stress rings reached a higher level. The stress distribution has now reached a level that affects not only local but also peripheral areas. The deformation zone on the front surface of the plate has grown and the stress accumulation has increased even more. This situation indicates that the material has started to reach its limiting stress levels and poses a potential risk of penetration. Despite this, the simulation results show that the armor maintains its structural integrity after the third hit and no penetration occurs. The bullet, on the other hand, has been crushed more extensively and has suffered serious deformation compared to the first two shots. These findings show that high hardness steel armors exhibit quite effective performance especially after the first impact, but with successive impact effects, there is a gradual decrease in the energy absorption capacity of the structure. It has been determined that repeated shots, especially to the same point, significantly reduce the local mechanical strength of the layer and make it more susceptible to breakage or puncture.

The results of the repeated shots performed at a speed of 750 m/s are presented in Figure 5. When compared to the 500 m/s shooting scenario, it was observed that the effect of three consecutive shots at a speed of 750 m/s on the plate increased significantly. During the first impact, it was determined that a much more dense and widespread stress distribution occurred in the impact region. The diameter of the deformation region also increased significantly. These results show that the increasing impact speed stressed both the local and the surrounding material structure more due to the kinetic energy. The bullet underwent a significant change in shape as a result of this shot, and its tip flattened and expanded. The second impact was applied to the local damage area created by the first impact, and the stress accumulation in this area increased considerably. The stress area spread over a

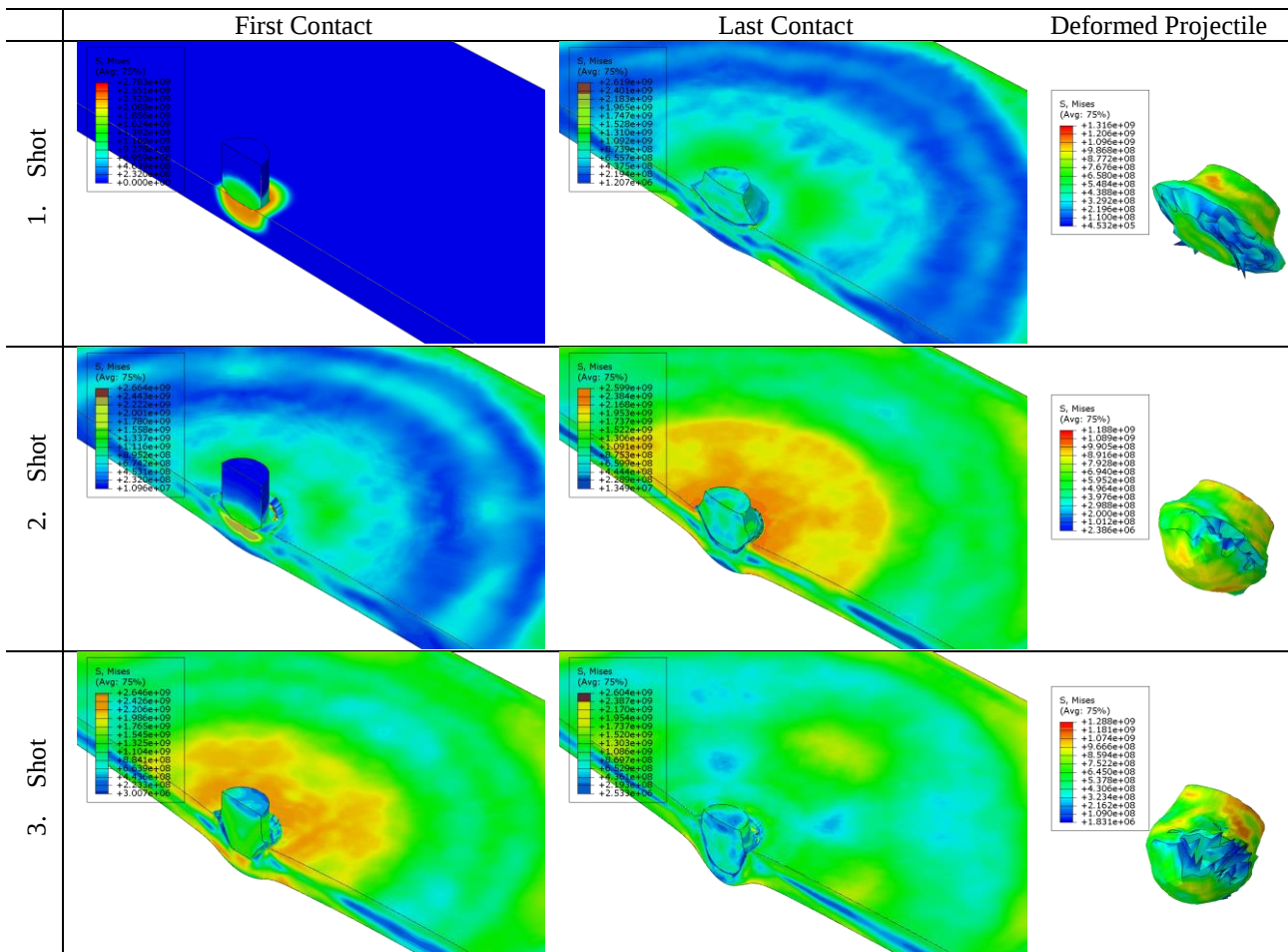


Figure 5. Stress distributions, deformation geometries, and deformed projectile at the first and last contact moments of the plates with the projectile for a projectile velocity of 750 m/s. Stress is expressed in Pa.

wider diameter, which revealed that the structure was strained not only at the contact point but also in the peripheral areas. The deformation geometry shows progressive plastic deformations on both the front surface of the plate and the regions close to its back surface. Although the plate was still not penetrated, the deformation became permanent after the second shot and the structural integrity of the target approached the limit. Serious structural deteriorations were detected in the bullet. The results obtained after the third impact show that the material is approaching its limit performance. It was observed that a widespread plastic deformation zone was formed in the armor plate. The diameter of the stress rings almost covered the width of the plate, which shows that the structure is at the limit of its energy dissipation capacity. The depression and deformation volume formed on the plate surface increased significantly. The third bullet underwent much higher deformation. This deformation shows that the armor has absorbed the impact energy to a large extent and that this absorption has now permanently weakened the armor structure. Repeated impacts at higher speeds, such as 750 m/s, push the performance limits of ARMOX 600T steel and reveal that the energy absorption capacity of the target decreases, especially after the second and third impacts. These findings once again emphasize that repeated ballistic impact scenarios are critical for a realistic armor design. While the ability of the material to maintain similar performance after the first impact is limited, impacts at increasing speeds cause the system to enter a fatigue-like deterioration process.

The stress distributions, target deformations and bullet shape changes of the repeated shots at 1000 m/s speed given in Figure 6 show that the armor system has reached its critical limits. In the first shot, a high stress accumulation localized in the contact area was observed, similar to other speeds. However, this time, plasticity signs spread over a wider area around the impact area and the target material started to show collapse behavior earlier. In the second shot, the bullet hitting the previously weakened area of the plate caused a significant puncture and a large volume of material loss in the target. The stress distributions reveal that the shock effect created by the high speed spreads over a wider circumferential area and that energy absorption is no longer limited to elastic deformation. At this stage, the bullet shape change has occurred at a more advanced level, and large-scale deformations are detected, especially at the ends. After the third shot, the plate has lost its structural integrity to a large extent. The stress fields are more irregular and spread out compared to the previous shots. This

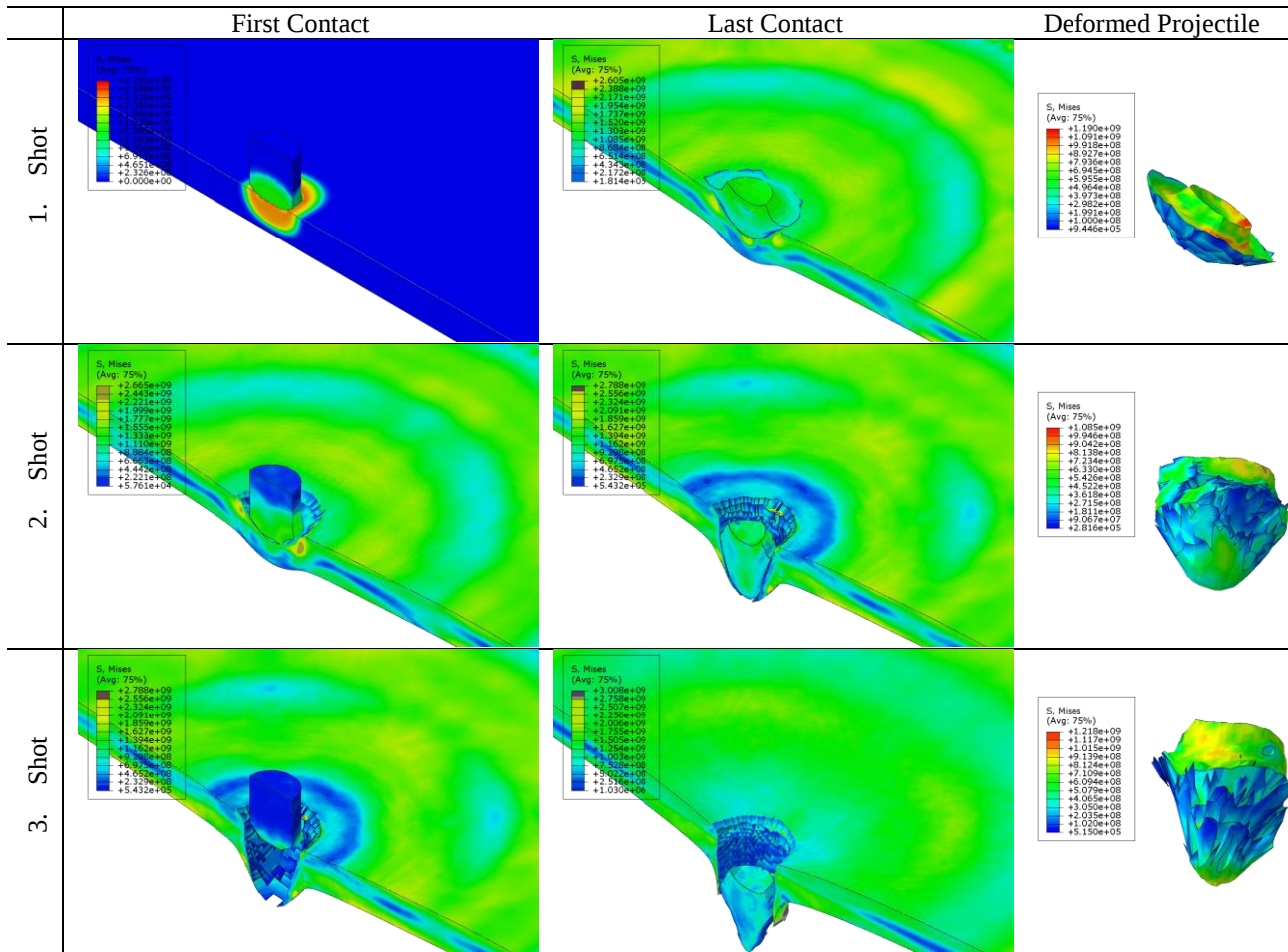


Figure 6. Stress distributions, deformation geometries and deformed projectile at the first and last contact moments of the plates with the projectile for a projectile velocity of 1000 m/s. Stress is expressed in Pa.

shows that the target material can no longer spread the energy homogeneously and that local accumulations and fractures have increased. The bullet has deformed to the extent that it has almost lost its geometric integrity.

Comparative deformations are given in Figure 7. Accordingly, it clearly shows that as the bullet speed increases, the shape change in the armor plate increases dramatically in terms of both size and spread area. While the deformations that occur especially at 500 m/s remain limited, the damage area and permanent collapse areas that occur at 750 m/s and 1000 m/s have expanded significantly. In the 500 m/s shots, an impact crater formed on the target at the first impact, but this collapse did not progress with the second and third shots. This shows that the ARMOX 600T material has sufficient plasticity and strength reserves to absorb low-velocity impacts. Although the bullet changed shape significantly at this speed, it was determined that the target material had a good energy absorption capacity. In the 750 m/s speed, the deformation area and permanent damage dimensions increased with each successive shot. The collapse that started with the first impact expanded with the second shot and a local perforation limit was reached at the center in the third impact.

When the deformation color scales in Figure 7 are considered, it is seen that the target's ability to dissipate energy is limited at this speed and local accumulations begin to form. In the 1000 m/s case, the energy of the bullet can no longer be sufficiently absorbed by the target. In all three repeated shots, it is observed that the collapse area expands circularly and the armor plate comes very close to being penetrated. In this case, the deformation is not limited to the center but spreads to a wider peripheral area. At the same time, it is determined that the shape change of the bullet becomes more irregular and chaotic compared to the previous speeds.

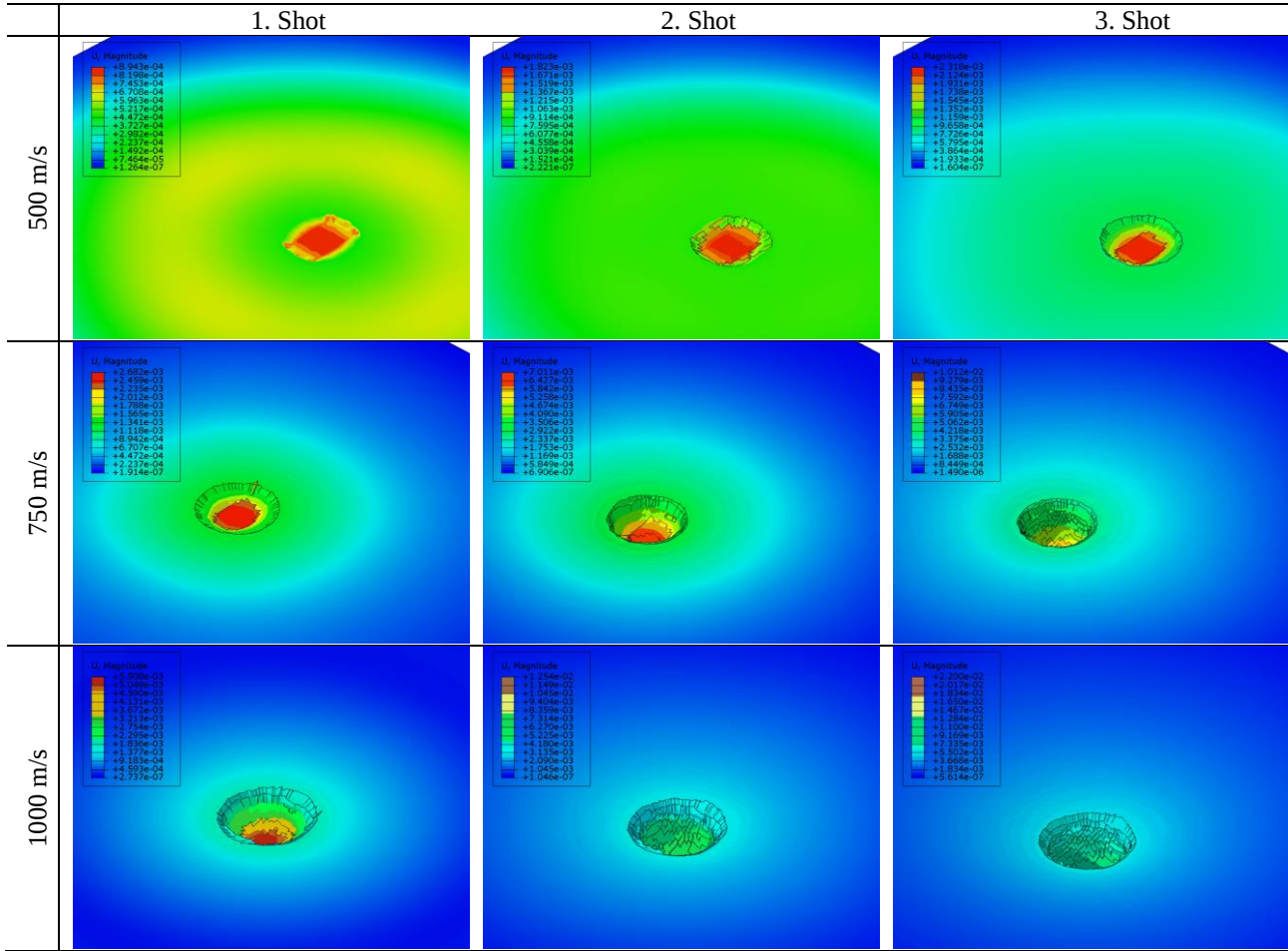


Figure 7. Plate deformations for projectile velocities of 500, 750, 1000 m/s Deformation is expressed in mm.

4. Conclusion

In this study, the ballistic behavior of ARMOX 600T armor steel plates against repeated high-speed impacts was numerically investigated at speeds of 500, 750 and 1000 m/s. The results obtained revealed that as the bullet speed increased, there were significant changes in the stress distribution, deformation character and energy absorption capacity of the target material. In shots fired at a speed of 500 m/s, the plate largely absorbed the impact energy and exhibited effective resistance with limited plastic deformation, while the bullet was significantly crushed. In the speed of 750 m/s, the stress distribution expanded, moderate deformation was observed in the target and significant deterioration in the bullet structure. In shots fired at a speed of 1000 m/s, it was observed that the penetrating effect increased, the plate was locally punctured and seriously deformed, and the bullet shape changed dramatically. In addition, the increase in the accumulated damage in the structure in repeated shots caused the structural integrity to weaken and the energy absorption capacity to decrease. These findings reveal that not only the projectile velocity but also the repeated impact effect must be taken into account in armor design.

References

- [1] A. Teoman, E. Göde, B. Çetin, K. Tonbul, U. Çalışkan, and G. İ. Ögünç, "Design of an add-on ceramic composite armour against 14.5 × 114 mm API/B32 projectile for the armoured vehicles and investigation of the ballistic performance of the armour," *Mater. Res. Express*, vol. 11, no. 4, p. 045202, Apr. 2024, doi: 10.1088/2053-1591/ad40ff.
- [2] Ertan Köseadağ and R. Ekici, "Low-Velocity and Ballistic Impact Resistances of Particle Reinforced Metal-Matrix Composites: An Experimental Study," *Journal of Composite Materials*, pp. 002199832110681–002199832110681, Jan. 2022, doi: 10.1177/00219983211068101.

- [3] R. Ekici and E. Kosedag, "Comparison of the low-velocity impact behaviors of SiC and pumice particle-reinforced metal matrix composites," *International Journal of Mechanical and Production Engineering*, vol. 5, no. 10, pp. 101–105, 2017.
- [4] R. Ekici, E. Kosedag, and M. Demir, "Repeated low-velocity impact responses of SiC particle reinforced Al metal-matrix composites," *Ceramics International*, vol. 48, no. 4, pp. 5338–5351, Feb. 2022, doi: 10.1016/j.ceramint.2021.11.077.
- [5] A. Bhagirath Jadhav et al., "A review of armour's use of composite materials," *Materials Today: Proceedings*, Sep. 2023, doi: 10.1016/j.matpr.2023.09.167.
- [6] G. Asgedom, K. Yeneneh, G. Tilahun, and B. Negash, "Numerical and experimental analysis of body armor polymer penetration resistance against 7.62 mm bullet," *Heliyon*, vol. 11, no. 1, p. e41286, Jan. 2025, doi: 10.1016/j.heliyon.2024.e41286.
- [7] T. Demir, M. Übeyli, and R. Yıldırım, "Effect of Hardness on the Ballistic Impact Behavior of High-Strength Steels Against 7.62-mm Armor Piercing Projectiles," *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 18, pp. 145–153, Mar. 2009, doi: 10.1007/s11665-008-9288-3.
- [8] "Ballistic Material - an overview | ScienceDirect Topics." Accessed: Jun. 10, 2025. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/topics/engineering/ballistic-material>
- [9] D. D. Showalter, W. A. Gooch, M. S. Burkins, and R. S. Koch, "Ballistic Testing of SSAB Ultra-High-Hardness Steel for Armor Applications".
- [10] "Data_sheet_197en_Armox@_600T_2024-03-04".
- [11] D. Davis, "Finite Element Modeling of Ballistic Impact on a Glass Fiber Composite Armor," Jun. 2012.
- [12] X. Xiao, Y. Shi, Y. Wang, X. Chen, and B. Jia, "Effect of incorporating Lode angle parameter into a fracture criterion in predicting ballistic impact behavior of double-layered 2024-T351 aluminum alloy plates against blunt projectiles," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 160, p. 104082, Feb. 2022, doi: 10.1016/j.ijimpeng.2021.104082.
- [13] V. Kumar Reddy Sirigiri, V. Yadav Gudiga, U. Shankar Gattu, G. Suneesh, and K. Mohan Buddaraju, "A review on Johnson Cook material model," *Materials Today: Proceedings*, vol. 62, pp. 3450–3456, Jan. 2022, doi: 10.1016/j.matpr.2022.04.279.
- [14] X. Wang and J. Shi, "Validation of Johnson-Cook plasticity and damage model using impact experiment," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 60, pp. 67–75, Oct. 2013, doi: 10.1016/j.ijimpeng.2013.04.010.
- [15] A. Shrot and M. Baeker, "Determination of Johnson--Cook parameters from machining simulations," *Computational Materials Science*, vol. 52, pp. 298–304, Feb. 2012, doi: 10.1016/j.commatsci.2011.07.035.
- [16] E. Göde, A. Teoman, B. Çetin, K. Tonbul, K. Davut, and M. C. Kuşhan, "An experimental study on the ballistic performance of ultra-high hardness armor steel (Armox 600T) against 7.62 mm × 51 M61 AP projectile in the multi-hit condition," *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol. 38, p. 101337, Feb. 2023, doi: 10.1016/j.jestch.2023.101337.
- [17] "Validation Of Fe Models Of Bullet Impact On High Strength Steel Armors", Accessed: Jun. 10, 2025. [Online]. Available: https://www.witpress.com/elibrary/wit-transactions-on-the-built-environment/126/23779?utm_source=chatgpt.com
- [18] L. Qiang et al., "Multiple ballistic impacts of thin metallic plates: Numerical simulation," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 236, no. 14, pp. 7962–7973, Jul. 2022, doi: 10.1177/09544062221080139.
- [19] K. Mao, G. Toussaint, A. Komrakova, and J. D. Hogan, "High-velocity impact failure modeling of Armox 500T steel: Model validation and application to structural design," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 183, p. 104790, Jan. 2024, doi: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104790.
- [20] R. van der Wal, E. Carton, and F. Hilvers, "The performance of armour steels with pre-layers against fragment simulating projectiles," *EPJ Web Conf.*, vol. 183, p. 04015, 2018, doi: 10.1051/epjconf/201818304015.
- [21] Y. Göçmen, C. Erdogan, and T. Yalçinkaya, "A numerical ballistic performance investigation of Armox 500T steel through ductile damage models," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 292, p. 109658, Nov. 2023, doi: 10.1016/j.engfracmech.2023.109658.
- [22] Abaqus/Explicit (version 6.14), User's manual, finite element software. available from <http://www.simulia.com>.

- [23] Showalter DD, Gooch WA, Burkins MS, Koch RS. Ballistic Testing of SSAB Ultra-High-Hardness Steel for Armor Applications. Army Research Laboratory. ARL-TR-4632 (2008)
- [24] Martin Nilsson, Constitutive Model for Armox 500T and Armox 600T at Low and Medium Strain Rates, Technical Report, Swedish Defence Research Agency. 2003.
- [25] A. Manes, F. Serpellini, M. Pagani, M. Saponara, and M. Giglio. Perforation and penetration of aluminium target plates by armour piercing bullets. International Journal of Impact Engineering, 69:39 – 54, 2014.
- [26] Biswajit Banerjee, 2007, The Mechanical Threshold Stress model for various tempers of AISI 4340 steel, International Journal of Solids and Structures, 44, 834-859.

Yüksek Frekanslı İndüksiyon Kaynağında Farklı Üretim Parametrelerinde Mekanik Özelliklerinin Tespit Edilmesi

Ali Karaca¹, Munise Didem Demirbaş²,

^{*1} Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, 38039, Kayseri, Türkiye

² Erciyes Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği, 38039, Kayseri, Türkiye

(Alınış / Received: 17. 06.2025, Kabul / Accepted: 04. 07.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31. 07.2025)

Anahtar Kelimeler

Yüksek Frekans Kaynak,
Kaynak Parametreleri,
Dikişli Boru Profil Üretimi,
Elektrik Ark Kaynağı, Isı Tesiri
Altındaki Bölge

Öz: Yüksek frekans kaynak yöntemi, son yıllarda seri ve hızlı imalata uygun olması ve çelik sac bant kenarlarının ısı ve basınç etkisiyle herhangi bir ilave tel veya elektrot kullanmaksızın birleştirme işleminin gerçekleştirilebilmesi ve birleştirme kalitesinin istenilen niteliklerde olması sebebiyle dairesel, kare ve dikdörtgen kutu profillerin imalatında tercih edilen bir yöntem olmuştur. Literatürde yapılan çalışmalarda bilim insanları kaynak bölgesinde malzemenin yapısında meydana gelen mekaniksel değişikliklere dair araştırmalar ve yüksek frekanslı kaynak makinesinin üretiminde iyileştirmesine dair araştırma yapmışlardır. Fakat kaynak parametrelerinin değiştirilmesi ile hangi kaynak hataları ile karşılaşılabilceği ve boru-profillerin mekanik özelliklerini nasıl etkilediği konuları hakkında yeterli bilginin olmadığı tespit edilmiştir. Bu çalışmada, kare kutu profili değişik kaynak parametreleri (kaynak hızı ve empedor konumu, empedor çapı, indüksiyon bobin konumu, indüksiyon bobin çapı, kaynak role çapı) ile üreterek mekanik özelliklerin nasıl etkilendiği ile ilgili deneysel çalışmalar yapılmıştır. Mekanik özelliklerin tespitinde yassılma, genişletme ve çekme deneyi, sertlik ölçümü gibi teknikler kullanılmıştır. Elde edilen nicel ve nitel verilerin Minitab Programı ile regresyon korelasyon analizi ile değişik kaynak parametrelerinin malzemenin mukavemetinde sertliğinde etkileri belirlenmiştir. Analiz sonucu çekme dayanımı, akma dayanımı ve kopma uzaması için en doğru ilişkiye sahip parametreler tespit edilmiştir. Yüksek mukavemetli kaynak bölgesi ve akma dayanımı istenirse indüktör çapını toleranslar dahilinde 40mm seçilmesi ve empedor tolerans dahilinde 10mm ileride ayarlandığında çekme mukavemeti 375-380 N/mm², kopma uzaması ise 13-14 N/mm² ölçülürken, tam tersi durumda malzeme daha fazla tokluğa sahip olacağı için eğme ve bükmelere karşı daha fazla dayanıklı bir malzeme elde etmek için indüktör çapını toleranslar dahilinde 34mm seçilmesi ve empedor tolerans dahilinde 10mm geride ayarlanması durumunda ise çekme mukavemeti 355-360 N/mm² kopma uzaması ise yüksek 16,7-17 N/mm² ölçülmüştür.

Investigation Of The Effect Of Mechanical Parts Used In High Frequency Induction Welding Machines On Welding Quality And Determination Of Their Mechanical Properties

Keywords

High Frequency Welding,
Welding Parameters,
Welded Pipe Profile
Production,
Electric Arc Welding
Heat Affected Zone

Abstract: The high frequency welding method has been a preferred method in the production of circular, square and rectangular box profiles in recent years because it is suitable for serial and fast production and because the steel sheet band edges can be joined without using any additional wire or electrode under the effect of heat and pressure and the quality of the joint is at the desired level. In the past, scientists have conducted research on the mechanical changes that occur in the structure of the material in the welding area and on the improvement of the production of the high frequency welding machine. However, it has been

determined that there is not enough information on which welding errors can be encountered by changing the welding parameters and how they affect the mechanical properties of the pipe-profiles. In this study, experimental studies were conducted on how the mechanical properties were affected by producing the square box profile with different welding parameters (welding speed and impeder position, impeder diameter, induction coil position, induction coil diameter, welding roll diameter). In determining the mechanical properties, techniques such as flattening, expansion and tensile tests, hardness measurement were used. The effects of different welding parameters on the strength and hardness of the material were determined with the regression correlation analysis of the obtained quantitative and qualitative data with the Minitab Program. As a result of the analysis, the parameters with the most accurate relationship for tensile strength, yield strength and elongation at break were determined. If high strength weld zone and yield strength are desired, when the inductor diameter is selected as 40 mm within the tolerances and the impeder is set 10 mm ahead within the tolerances, the tensile strength is measured as 375-380 N/mm² and the elongation at break is measured as 13-14 N/mm², while in the opposite case, since the material will have more toughness, when the inductor diameter is selected as 34 mm within the tolerances and the impeder is set 10 mm behind within the tolerances, the tensile strength is measured as 355-360 N/mm² and the elongation at break is measured as high as 16.7-17 N/mm².

1. Giriş

Karbon salınımını azaltmaya yönelik sürdürülebilirlik hedefleri doğrultusunda, yüksek frekans kaynak yöntemiyle üretilen ince cidarlı boru ve profillerin, çevre dostu ve yüksek performanslı yapıları sayesinde farklı sektörlerdeki kullanım alanlarının önümüzdeki yıllarda artacağı öngörülmektedir. Türkiye, 2010 yılına gelindiğinde 3,5 milyon tona yakın çelik boru üretimiyle Avrupa'nın en fazla dikişli çelik boru üreten ülkesi konumuna yükselmiş, Türkiye'den sonra Avrupa'da en fazla çelik boru üreten ülkeler İtalya ve Almanya'dır. 2022 yılında ise bu rakam Türkiye'de 4,8 milyon tona ulaşmış ve çelik boru sektörü Avrupa'nın en fazla dikişli çelik boru üreten ülkesi olma unvanını korumuştur. Özellikle ince cidarlı dairesel kesitli içi boş boru ve profiller, maliyet ve ağırlık ekonomisi açısından bakıldığında birçok sektörde ve bileşenlerinde günden güne kullanımı yaygınlaşmakta, insanoğlu da daha çevreci ve yüksek performans özelliğine sahip doğa dostu bu malzemenin kullanıldığı yere göre nasıl bir mekanik özelliklere sahip olacağına ihtiyaç duymaktadır. Dikişli çelik boru üretimi gerçekleşirken ERW boru üretiminde iki metalin uzunluğu boyunca kaynaklı bağlantı sağlanabilmesi için günümüz teknolojisinde genellikle oldukça gelişmiş bir yöntem olan HF (High frequency) yani yüksek frekanslı kaynak cihazlarından faydalanılarak çok hızlı ve seri bir üretim sağlanır. Bu çalışmada kare kutu profillerin üretimi esnasında kaynak akımı, kaynak gerilimi, kaynak hızı, empedor konumu, empedor çapı, indüksiyon bobin konumu, indüksiyon bobin çapı, kaynak role konumu ve kaynak role baskısı etkenleri değiştirilerek bu parametrelerin kaynak kalitesini nasıl etkilediği ve mekanik özellikleri nasıl değiştirdiği ile ilgili deneysel çalışmalar yapılmıştır. Mekanik özelliklerin tespitinde yassılma (TS 237 EN 10233), köşe genişletme (TS EN 10234) ve çekme deneyi (TS 138 EN 10002-1) teknikleri kullanılmıştır. Yapılan bu deneysel çalışma ile literatüre ve profil imalat sektörüne kaynak oluşturulması amaçlanmıştır.

Literatür Taraması

Literatür taramasında çeşitli araştırmacılar, ERW kaynak teknolojisiyle üretilen farklı malzeme türlerinin nasıl sonuçlar doğuracağı ile ilgili çalışmalar yapmıştır. Örneğin tarihsel olarak en yakın zamanda Fan Yang ve ark. (2024) tarafından yapılan çalışmada dikişli boru üretimi sırasında kalıcı şekil değiştirme sonrası ITAB bölgesi içinde ve dışında kalan alanların elastik-plastik sonlu elemanlar yöntemiyle simüle edilmiş ve şerit deformasyonu detaylı olarak incelenmiştir. Christian Egger ve ark. (2022) tarafından yapılan çalışmada benzer çalışma yürütmüşler ve kaynaklı borunun, kaynak dikişinin geometrisinin, sıkıştırmaya uygulanan kuvvetin; rulolar ve bant kenarları boyunca sıcaklık ve ısıdan etkilenen kısımdaki sertlik dağılımı gerçekçi bir şekilde simüle edilmiştir. Gholamreza Khalaj ve ark. (2017) tarafından yapılan çalışmada ise ERW teknolojisi ile üretilen boruların kaynak bölgesindeki mikro yapı gelişimi ve mekanik özelliklerin geliştirilmesi maksadıyla soğutma koşullarını değiştirerek elde edilen verileri analiz etmişlerdir. Kaynak bölgesine üzerine ısı işlem uygulayarak kaynak bölgesinde daha kaliteli kaynak elde edilmeye çalışılmış ve sonuçta temperleme ısı işleminin daha etkili olduğu görülmüştür. P. Yan ve ark. (2011) tarafından yapılan çalışmada ise yaptıkları çalışmada ise malzemeye farklı ısı

işlem uygulayarak çalışma yapmışsalar da hammaddeden kaynaklı malzemedeki farklı mekanik özelliklerdeki malzeme yapısı, kristalografik doku ve daha büyük tane boyutu olduğu saptanmıştır. Bu 3 farklı bilimsel çalışmada daha güvenilir bir kaynak edilebilirlik ile ilgili çalışmalar yürütülmüştür. Fakat bütün deneyler de kritik bölgelerdeki gerilme yoğunlukları tespit edilmesinde yardımcı olurken, sertlik ve tokluk ve kopma uzaması gibi verilerin tespit edilmediği eksiklikler görülmüştür. ERW teknolojisiyle seri ve hızlı üretim yapılırken anlık olarak kaynak kalitesinin kontrol edilmesi çok önemlidir. Aksi halde yüksek fire onaranları ve müşteri şikâyetleri ile karşılaşılabilir. Bunun için hattın üstünde Eddy Current tahribatsız muayene ölçüm yöntemi vardır. Hakan GÜNAY, Süleyman KARADENİZ, (2008) tarafından yapılan çalışmada ise boyuna dikişli çelik boruların girdap akımı yöntemiyle kontrol uygulamaları konulu araştırma yapmışlardır. Elektromagnetik bir test yöntemi olan (Eddy Current) girdap akımı testleri boruya hasar vermeden tüm boru hacminin veya kaynak dikişi çevresinin kontrolü için kullanılmakta olduğunu ve bu çalışmada, çelik boru imalatında hatasız boru üretimini sağlayacak en önemli test yöntemlerinden birisi olan girdap akımı test uygulamalarının temellerine, uygulama yöntemlerine, test sistemlerine ve testi etkileyen parametrelerin nasıl kontrol altında tutulması gerektiğine değinilmiştir. John Wright tarafından yapılan çalışmada ise kaynak kalitesinden daha ziyade ERW kaynak teknolojisiyle üretim sırasında Enerji verimliliğin optimize edilmesi ile ilgili çalışmalar yapmıştır. Ürünün kaynak kalitesi ve verimi düşmeden en verimli kaynak hem de en kaliteli kaynak edilebilirlik konusunda optimize çalışmaları yapılmış ve enerjide doğrudan tasarruf sağlayacak parametreler üzerine yoğunlaşmıştır. Cunfeng Kang ve ark.da, tarafından yapılan çalışmada ise John Wright gibi yine ERW teknolojisinde enerji verimliliğini düşürmeye yönelik çalışmalar yapmış ve kaynak bölgesindeki Vee açıklığını değiştirmek suretiyle verimliliği takip etmiştir. Sonuçta kaynak bölgesindeki V açısı ne kadar küçük olursa ısıtma verimliliği o kadar düşük olduğunu, aç ne kadar yüksek olursa, ısıtma verimliliğinde o kadar yüksek olduğunu araştırmıştır. By D. Kim ve ark. tarafından yapılan çalışmada ise ERW teknolojisi ile üretilen malzemenin kaynak bölgesini Yüksek Frekanslı Elektrik Direnç Kaynağı Görüntü İşleme teknolojisi ile incelemiş, görüntü verilerinden elde ettiği bu çalışmada kaynak noktasının yakınında, kusurları ortadan kaldırmaya veya en aza indirmeye yönelik çalışma yapmıştır. Joonmin Lee ve ark. (2017) tarafından yapılan çalışmada ise yılında Erw teknolojisi ile üretilen malzemenin akma gerilmesindeki değişimi tahmin etmeyi amaçlayan, ERW haddeleme işlemi için sayısal bir simülasyon modeli oluşturulmuştur. Prerana Das ve ark. (2017) tarafından yapılan çalışmada ise Yüksek ısı işlem sırasında boyuna kaynaklı borulardaki sıcaklık profilinin simülasyonu Frekans İndüksiyonlu (HFI) kaynak işlemi ile ilgili araştırmalar yapmışlardır. Yüksek frekanslı indüksiyon kaynağı sırasında kaynak kalitesine ısıdan etkilenen bölgenin en önemli faktörlerden birisinin saptamışlardır. Bu çalışmada çelik borudaki 3 boyutlu sıcaklık profilinin sayısal hesaplama analizi yapılmıştır. Elektromanyetik modeli termal modelle birleştirilerek modeli yüksek frekanslı akım ve manyetik alanlar tüp, bobin ve empeder değerlendirilmiştir.

Prerana Das ve ark. (2019), Ahmet Serdar GÜNDOĞDU, Orhan, S. tarafından yapılan çalışmalarda ise yüksek frekanslı indüksiyon kaynağı yöntemiyle üretilen boyuna dikişli çelik borularda kullanılan mikro alaşımlı malzemelerin kaynak zayıflığının azaltılması ile ilgili çalışma yapılmıştır. Kare kutu profillerin üretimi esnasında kaynak akımı, kaynak gerilimi, kaynak hızı, empeder konumu, empeder çapı, indüksiyon bobin konumu, indüksiyon bobin çapı, kaynak role konumu ve kaynak role baskısı etkenleri değiştirilerek bu parametrelerin kaynak kalitesini nasıl etkilediği ilgili deneysel çalışmalar yapılmıştır.

Prerana Das ve ark kaynak hattının hızı, yaklaşan şerit kenarlarının açısı, indüksiyonun fiziksel konfigürasyonu bobin, empeder, şekillendirilmiş çelik şerit ve kaynak rulolarının birbirine göre, kaynak rulolarının basıncı ve indüksiyon bobinindeki yüksek frekanslı akımın frekansı olduğunu belirlemişler, Sezai Orhan ise, kaynak hızı, empeder konumu, empeder çapı, indüksiyon bobin konumu, indüksiyon bobin çapı kaynak makara konumunu değiştirilerek kaynak kalitesini nasıl etkilediği saptayan çalışmalar yapmıştır. Fakat bu çalışmalarda kaynak makara çaplarına hiç değinilmediği görülmüştür. Üstelik bu parametrelerin kaynak kalitesi üzerindeki etkisine ayrı ayrı değinilmiş, fakat bütün parametrelerin birbiri ile iç içe birlikte değerlendirildiğinde ne gibi sonuçlar çıkacağına ilişkin ortada bir boşluk olduğu tespit edilmiştir. Bu çalışmada özellikle yüksek frekanslı indüksiyon (HFI) kaynağı ile üretilen kaynak bağlantısının kalitesi bir takım proses parametrelerine bağlı olduğunu tespit edilmiş ve kaynak edilirken farklı parametrelerine malzemenin mekanik özellikleri üzerinde (çekme dayanımı, akma dayanımı, kopma uzaması, sertlik) ne gibi değişkenliklere etki ettiği analiz edilmiştir. Mekanik özelliklerin tespitinde yassılma (TS 237 EN 10233), köşe genişletme (TS EN 10234) ve çekme deneyi (TS 138 EN 10002-1) teknikleri kullanılarak nitel veya nicel veriler elde edilmiştir. Elde edilen veriler, analiz edilmesinde Mintap yazılımsal bir istatistik program kullanılmıştır. Bilim insanları çalışmalarında elde ettiği verileri tecrübeyle ve sayısal verilerden yorumlayarak bir kaniya varmaya çalışmış olduğundan analiz elde edilen bulguların analiz edilmesinde boşluk olduğu görülmüştür. Bu boşluk minitab istatistik analiz programı sayesinde histogramı, boxplot, scatterplot, x-bar ve regresyon ve çoklu korelasyon yöntemleri sayesinde farklı parametrelerin malzemenin mekanik özellikleri üzerindeki etkileşimi, standart sapması, varyansı, ortalaması, minimum ve maksimum değerleri kolayca analiz edilmiş ve nihai ürün üzerinde nasıl bir mekanik özellik isteniyorsa ona göre hangi parametre değerlerinin tercih edileceği analiz edilmiştir.

E Yeniyl, C Boga, U Esme (2019) tarafından yapılan çalışmada ise Ultrasonik kaynak, Al, Cu, Ni gibi malzemeleri kolayca birleştirebilme özelliği ile güneş enerjisi sistemlerinin bileşeni olan güneş kolektörlerinin kaynağında tercih edilen bir yöntem haline geldiğini tespit etmişlerdir. Güneş kolektörlerinin kaynağında sistem parametreleri, elbette kullanılan malzemelerin özelliklerine göre ayarlanmalı, böylece numuneler arasındaki ısı transferi etkilenmeyeceği gibi bu çalışmada, güneş kolektörlerinin seçici kaplamalı levhası ve ısı taşıyıcı boruları ultrasonik dikiş kaynağı kullanılarak kaynaklanmış ve kullanılan Cu-DHP bakır alaşımına göre optimum kaynak parametreleri belirlenmiştir.

O Er, MK Külekci, U Eşme, C Boğa (2021) tarafından yapılan çalışmada ise Sürtünme karıştırma nokta kaynağı (FSSW), esas olarak demir dışı metalleri ve alaşımlarını birleştirmek için kullanılan bir katı hal kaynak yöntemi, diğer kaynak işlemlerinin aksine, FSSW kirlilik içermemesi ve dolgu malzemesi olmaması gibi avantajlara sahip olduğundan bu çalışmada, Taguchi yöntemi ve Gri İlişkisel Analiz (GRA) kullanılarak sürtünme karıştırma nokta kaynaklı EN AW 5005 alüminyum alaşımının çoklu tepki optimizasyonu için bir girişimde bulunulmuştur.

Ş Öcalır, U Eşme, C Boğa, MK Külekci 2020 tarafından yapılan çalışmada ise EN AW-5083-H111 ve EN AW-6082-T651 olmak üzere iki alüminyum alaşım malzemesi, takım omuz çapı, mil hızı ve ilerleme hızı parametreleri dikkate alınarak Sürtünme Karıştırma Kaynağı yöntemi ile birleştirilmiştir. Bu kaynak parametreleri kullanılarak kaynak bağlantılarının akma dayanımı, çekme dayanımı ve mikro sertlik gibi mekanik özellikleri ve metalografik özellikleri karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Kaynak bağlantılarının akma dayanımları 136-217 MPa arasında, çekme dayanımları 159-230 MPa arasında ve yüzde uzamaları ise % 2,28-5,44 arasında bulunmuştur.

1.2. Problem durumu

Bu çalışmada, yüksek frekans kaynağı ile boru üretimi ile ilgili geniş bir literatür bilgisine ve saha gözlemlerine yer verilmiştir. Ayrıca kaynak bölgesindeki malzemenin mekanik özellikleri laboratuvar cihazları ile ölçülerek değerlerin hangi parametreye göre nasıl etkilendiği ile ilgili ele edilen veriler irdelenmiştir.[14]

Yapılan bu çalışmada, yüksek frekanslı indüksiyon kaynağında farklı üretim parametrelerinin kaynak bölgesi üzerindeki mekanik özellikleri üzerine çalışma yapılmış ve sonuçlanmıştır. Denemelerin daha güvenilir ve daha sağlıklı veriler elde edilebilmesi için bazı değişkenlikler (makine, kalıp, bant genişliği, hammadde, insan (operatör) farkı, soğutma) sabit tutulmuş ve bütün deneyler peş peşe gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada, belirli üretim parametreleri (kaynak hızı, empeder pozisyonu, indüktör çapı, empeder çapı, makara çapı) değiştirildiğinde mekanik özellikler üzerinde farklı sonuçlar elde edilebileceği varsayılmış ve bu doğrultuda deneysel incelemeler gerçekleştirilmiştir. Yapılan deneysel çalışmalar sonucunda, değiştirilen üretim parametrelerinin çekme dayanımı, akma dayanımı, kopma uzaması ve sertlik gibi mekanik özellikler üzerinde istatistiksel olarak anlamlı etkiler oluşturduğu tespit edilmiştir.

1.3. Araştırmanın amacı

Yüksek frekanslı kaynak teknolojisiyle ürün üretmek uzun yıllardan beri var olan bir üretim prosesidir. Fakat bu kaynak edilebilirlik ile ilgili kaynak teknolojisi üzerine geçmişte ve günümüzde birçok çalışmalar kaynak makinesi üreticileri tarafından yapılmıştır. Sezai Orhan tarafından (2008) yılında yapılan çalışmada sadece her parametrenin kaynak üzerindeki etkisi ile ilgili ayrı ayrı çalışmalar ve deneyler yapılmış olduğu tespit edilmiştir. Bu çalışmada ise birden fazla değişken parametrelerin ortak bir şekilde değişmesinin sonuçları, korelasyon ve regrasyon analizi değerlendirilerek sonuçları minitab analizi ile ortaya konmuştur.

1.4. Araştırmanın önemi

Bu çalışmanın önemi, ERW kaynağı ile üretilen ürünlerin farklı parametre sonucu birbiri ile iç içe etkileşiminin tespit edilmesinde önemli katkılar sağlamak için yapılmıştır. Araştırmanın temel katkısı şu şekilde özetlenmiştir;

- Hammadde Seçiminde Verimliliğin Optimize Edilmesi; belli bir mekanik özelliklere sahip bir malzemenin kaynak edildikten sonra ortaya çıkan yeni mekanik özelliklerinin tespit edilmesi ile malzeme seçiminde daha bilinçli kararlar alınmasını sağlar. Yeni malzeme türlerinin geliştirilmesine ve mevcut malzemelerin performanslarının iyileştirilmesine katkı sağlar. Bu hem araştırma hem de endüstri açısından yenilikçi çözümler sunar.
- Mekanik Değerlerine Göre Üretim Parametrelerinin Tespit Edilmesi: üretime başlamadan önce malzemenin kullanım alanına ve yerine göre istenen mukavemete gelebilmesi için üretilmeden önce parametre değerlerinin ona göre ayarlanması sağlanır.

- Elektrik Enerjisi Sarfının Daha Ekonomik Olması: Farklı parametrelerden elde edilen sonuçlara göre yeteri kadar kaynak amper girdisi sağlanır ve enerji girdilerinde tasarruf sağlanırsa daha sürdürülebilir mühendislik çözümleri sunabilir. Malzemelerin daha verimli kullanılması, üretim maliyetlerini azaltırken çevresel etkileri de minimize eder.
Sonuç olarak, bu çalışmanın önemi, yüksek frekans kaynağı teknolojisi ile üretilen ürünlerin kapsamlı bir şekilde incelenmesi ile ilgili olup, mühendislik uygulamalarında bu teknoloji ile üretilen ürünlerin istenen mekanik özelliklerde üretilmesini ve verimli, güvenli bir şekilde kullanılmasını sağlamak için kritik bir rol oynamaktadır.

2. Malzeme ve Metot

Yüksek Frekanslı İndüksiyon kaynağı, indüktör bobini ile empeder arasındaki kaynak edilecek malzemenin akım yardımıyla kaynatılması işlemidir. Diğer bir ifadeyle transformatöre bağlı olarak çalışan indüktöre yüksek frekanslı akım yüklenir, yuvarlak şeklindeki malzemenin ise kesiştiği açık ağızlarda ise manyetik alan oluşturulur, Lenz kanuna göre manyetik alan içerisinde bulunan elektrik motorunun da indüklenmesi sonucu akımında indüklenmesi oluşur, Foucault akımlarının Joule etkisi ile ısı açığa çıkarılır böylece açık iki ağız kısmında apex noktasında kaynak oluşabilecek kadar ısı meydana gelir ve kaynak makaralarının baskısı sayesinde ısı kenarları bastırılır ve birleştirilir.

Bu çalışmada değişken parametrelerden hammadde, bant genişliği, ürün, makine, operatör, ürün gibi değişkenler sabit tutulmuş, empeder konumu ve çapı, kaynak makara çapı, indüktör çapı, kaynak hızı gibi etkenler toleranslar dahilinde değiştirilerek, kaynak bölgesi üzerinde ve mekanik özelliğin değişmesine nasıl bir performans gösterdiği araştırılmıştır. Deney çalışmasında ürün olarak 40x40x1,20mm ölçüsünde ürün üretilmesi noktasında deneme yapılması kararlaştırılmıştır. Bütün deneylerin tek bir makine de yapılması, aynı makine operatörü ile sürecin yürütülmesi kararlaştırılmıştır. Bütün deneyler için en önemli girdilerden birisi olan hammaddenin de sabit tutulması belirlenmiştir. Hammaddeden kaynaklı farklılıklar farklı sonuçları ortaya koyma ihtimali çok yüksek olduğu için hammaddeye bağlı değişkenliklerin ortadan kalkması hedeflenmiştir.

2.1. Sabit ve değişken parametrelerin tespit edilmesi

2.1.1. Hammadde seçimi

Deneyisel çalışmada DIN EN 10130 standardında DC01 kalite 1,20mm kalınlığındaki çelik sac kullanılarak, yüksek frekans indüksiyon kaynağı metodu ile farklı kaynak parametrelerinde 40x40x2 mm ebadında profiller üretilmiştir. Çalışmada kullanılan sacın hammadde sertifikasındaki kimyasal değerleri ve mekanik değerleri Tablo 1’de görülmektedir.

Tablo 1. Hammadde sertifikasındaki mekanik ve kimyasal değerler.

Üretici	Detay Et Kalınlık	Mekanik Değerler			Kimyasal Değerler					
		Çekme Dayanımı Rp 0,2N/mm ²	Akma Dayanımı Rp 0,2N/mm ²	% Uzama	C	Mn	Si	S	P	Al
Ataşehir	1,09	316	190	38	0,046	0,186	0,004	0,006	0,009	0,107

Deneyde kullanılacak olan malzeme segrasyon hataları içermeyecek şekilde tercih edilmiştir. Hammadde Erdemir 6112 kaliteye denk gelecek şekilde seçilmiştir. Ataşehir tarafından üretilmiş olan hammadde yığın tavlama yöntemi ile ısıtılmış elektrik direnç kaynağına uygun bir hammaddedir. Kaynak kalitesine etki eden %Cu bakır oranı %0.15-0.35 arasında olacak şekilde, çekme dayanımı ve akma dayanımı minimum ve maksimum değerlerin ortalaması gelen ürün tercih edilmiştir. Bütün denemelerde aynı hammadde kullanılmıştır.

2.1.2. Bant genişliği seçimi

Bant genişliği tercihi ITAB bölgesinde segrasyon oluşmaması açısından önemlidir. Kaynak bölgesi mikroskop altında incelendiğinde oluşan kaynak akış çizgilerinin yataya paralele yakın olması istenir. Eğer bant genişliği olması gerekenden daha dar tutulursa segrasyon oluşma riski daha fazla artar. P. Yana, O.E. Gungor ve ark. (2011) tarafından yapılan deneyisel çalışmalarda bant genişliğinin 1mm daraltılması akış çizgisinin 4-7 derece yataydan uzaklaşmasına sebebiyet vermiş olduğu görülmüştür. Bu nedenle 40x40mm üretilecek ürün için en uygun bant genişliği için 159mm olacağı kararlaştırılmış ve bütün deneylerde aynı bant genişliği kullanılmıştır.

2.1.3. Vee açıklığı seçimi

ERW (Electric Resistance Welding – Elektrik Direnç Kaynağı) boru üretiminde geçen "Vee açıklığı", üretim sürecindeki kaynak bölgesinde oluşan "V" şeklindeki açıklığı ifade eder. Bu açıklık, kaynak kalitesini doğrudan etkileyen çok kritik bir parametredir. Vee açıklığının kaynak kalitesinin yüksek olması için mümkün olduğunca kısa olması istenir. Fakat Vee mesafesi kaynak makaralarının dış çapına bağlı olarak değişir. Vee mesafesi indüktör ile apex noktası arasındaki mesafede oluşan iki kenar bant arasındaki ölçüdür. Kaynak makara çapı 128mm büyük seçildiğinde mesafe uzaklaşır ve Vee açıklığı geniş ayarlanır, 103mm küçük seçildiğinde ise mesafe kısılır ve Vee açıklığı dar ayarlanmıştır.

2.1.4. Makine ve kalıp seçimi

Değişkenlik ne kadar çok olursa, deney sonucunda da farklı değerlerin oluşmasına neden olur. Makine ve kalıplardaki farklılıklar da deneyde farklı sonuçların oluşmasına neden olmaması için sabit tutulmuştur. Bütün deneylerde form finpass ve kalibre makaraları ile makine aynı olacak şekilde seçilmiştir.

2.1.5. İndüktör seçimi

İndüktör akımı yüzey etkisinden dolayı borunun dış yüzeyinde oluşur. Bu sebeple akımın en düşük kayıpla malzemeye aktarılması için bakır malzemeden yapılır. Borunun dış çapı ile indüktörün iç çapı arasındaki boşluk mümkün olduğunda en dar olacak şekilde (indüktör iç çapını mümkün olduğunca boru dış çapına yakın) seçilirse indüktörden en yüksek verimi elde edilir. Fakat kaynak akış yönüne doğru malzeme hareket ettiğinde de indüktörün malzemeye sürtmemesi gerekir.

2.1.6. Empeder ebat seçimi ve konumu

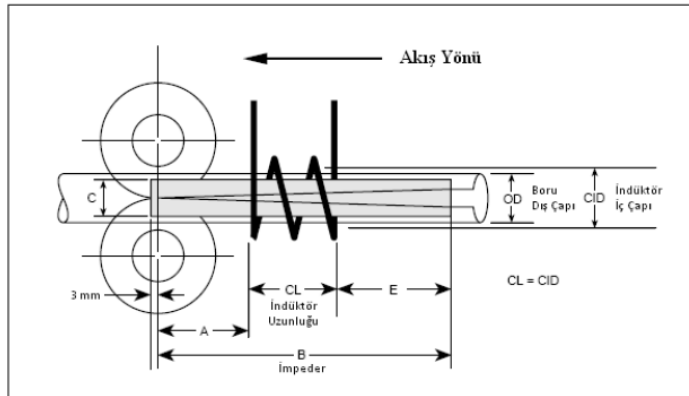
Empeder'den en yüksek verimi elde etmek için mümkün olduğunca boru iç çapına yakın seçilmesi gerekir. Bu oran pratikte boru iç çapının %75'i ile sınırlı olur. Burda da indüktör seçiminin tam tersi şekilde borunun iç çapı ile empederin dış çapı arasındaki boşluk mümkün olduğunda en dar olacak şekilde seçilirse empederden en yüksek verimi elde edilir. Fakat kaynak akış yönüne doğru malzeme hareket ettiğinde de empederin malzemeye sürtmemesi gerekir. Empederin çapı büyüdükçe kaynak hızı da artar.

Deney çalışmasında üreteceğimiz 40x40x2,0mm profilin boru çapı 50,8mm'dir. Malzemenin et kalınlığı ise 2,00mm olduğundan boru iç çapını hesap ederken $\text{Boru Dış Çapı} - \text{Et kalınlığı} \times 2 = \text{Boru İç Çapı}$ formülünden faydalanılır. Buna göre; $50,8\text{mm} - 2,00 \times 2 = 46,8\text{mm}$ deney yapacağımız borunun iç çapı olarak bulunur. Yapılacak olan deney çalışmamızda Empederin dış çapını 34mm ve 40mm olarak deneme yapılacaktır.

34mm seçtiğimizde $34 / 46,8 = \%72,6$ doluluk oranı sahip iken,

40mm seçtiğimizde ise $40 / 46,8 = \%85,4$ doluluk oranı sahip olur.

Empederi pozisyonu ile ilgili olarak ise, borunun tam merkezine yerleştirmek yerine mümkün olduğunca kaynak noktasına daha yakın bir pozisyonunda yerleştirilirse daha kaliteli kaynak elde etmek mümkün olur. Normalde indüktörün empederin tam ortasına gelecek şekilde pozisyonlanması, empederin ise kaynak bölgesine doğru ise kaynak makaralarının merkezini 3mm geçecek şekilde ayarlanması gerekir. Bu deney çalışmasında empeder kaynak makaralarının merkezini 10mm geçecek şekilde ve kaynak makaralarının merkezini 10mm gerisinde olacak şekilde ayarlanarak denemeler yapılmıştır.



Şekil 1. Empeder ve İndüktör Ebat Seçimi ve Konumu

2.1.7. Kaynak hızı

Farklı kaynak hızı değerlerinin, üretilen profilin kaynak dikişi geometrisine ve mekanik özelliklerine etkisini tespit edebilmek amacıyla 3 farklı düşük orta ve yüksek olacak şekilde hızların, 40 m/dak, 60 m/dak, 80 m/dak hızlarda üretimler gerçekleştirilecektir.

2.1.8. Kaynak makara grubu

Baskı miktarının ne kadar artarsa kaynak kalitesine olumlu bir etki yarattığı teorik olarak biliniyor olması nedeniyle, deney çalışması sırasında baskı miktarı değiştirilmeyecektir. Bu deney çalışmasında farklı kaynak makaraları çapları kullanılarak kaynak kalitesinde meydana gelen kalite durumları araştırılmıştır. Literatür taramalarında bu hususla ilgili bir çalışma geçmişte yapılmadığı görülmüştür. Makine üreticilerinin özel yazılımlara makara çapının maksimum ve minimum olarak kullanılabilecek çap aralıkları verilmiştir. Bu çaplara bağlı kalarak maksimum değere yakın ve minimum değere yakın 2 farklı makara işlenecek ve üretim aşamasında kaynak kalitesi üzerindeki etkisi araştırılacaktır. Kaynak makaralarının çapı minimum 103mm ve maksimum 128mm olacak şekilde 2 farklı makara tasarlanacaktır.

2.2 Deneyisel çalışmalardaki farklı kaynak parametrelerin irdelenmesi

Değişken parametrelere göre, toplamda 48 farklı durum ortaya konmuştur. Her bir durum birbirinin tekrar eden durumlar olmayıp, parametrelerin değişmesine göre farklı durumlar ortaya çıkmıştır.

1.Durumda ; kaynak makara çapı 128mm ve empederin çapı 40mm sabit tutulmuştur. İndüktör, kaynak makaralarının merkezine 100 mm mesafeye yerleştirilmiş, iki farklı indüktör (61 mm ve 67 mm) denenmiştir. Empeder pozisyonu, kaynak merkezine göre +10 mm ve -10 mm olacak şekilde değiştirilmiş; her kombinasyon için 40, 60 ve 80 m/dak üretim hızlarında üretim yapılmıştır.

Tablo 2. Durum 1 Kaynak Parametreleri

İndüktör Konumu	Makara Çapı mm	Empeder Çapı mm	İndüktör Çapı mm	Empeder Konumu mm	Kaynak Hızı m/dk	Numune Kodu
Kaynak Makara Merkezini 100mm	Kaynak Makara Çapı 128mm	40mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezini 10 mm geçecek şekilde ileride ayarlanacak	40 m/dk	1
		40mm	61mm		60 m/dk	2
		40mm	61mm		80 m/dk	3
		40mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	40 m/dk	4
		40mm	61mm		60 m/dk	5
		40mm	61mm		80 m/dk	6
		40mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	40 m/dk	7
		40mm	67mm		60 m/dk	8
		40mm	67mm		80 m/dk	9
		40mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezini 10 mm geçecek şekilde ileride ayarlanacak	40 m/dk	10
		40mm	67mm		60 m/dk	11
		40mm	67mm		80 m/dk	12

2.Durumda ; Kaynak makarası çapı 128 mm olarak korunmuş, empeder çapı 34 mm'ye düşürülmüştür. Diğer parametreler Durum 1 ile aynı şekilde uygulanmıştır (indüktör mesafesi 100 mm, indüktör çapları 61 mm ve 67 mm, empeder pozisyonları ± 10 mm, üretim hızları 40/60/80 m/dak).

Tablo 3. Durum-2 Kaynak Parametreleri

İndüktör Konumu	Makara Çapı mm	Empeder Çapı mm	İndüktör Çapı mm	Empeder Konumu mm	Kaynak Hızı m/dk	Numune Kodu
Kaynak Makara Merkezini 100mm	Kaynak Makara Çapı 128mm	34mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezini 10 mm geçecek şekilde ileride ayarlanacak	40 m/dk	13
		34mm	67mm		60 m/dk	14
		34mm	67mm		80 m/dk	15
		34mm	67mm		40 m/dk	16

		34mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	60 m/dk	17
		34mm	67mm		80 m/dk	18
		34mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	40 m/dk	19
		34mm	61mm		60 m/dk	20
		34mm	61mm		80 m/dk	21
		34mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezini 10 mm geçecek şekilde ileride ayarlanacak	40 m/dk	22
		34mm	61mm		60 m/dk	23
		34mm	61mm		80 m/dk	24

3.Durumda ; Kaynak makarası çapı 103 mm olarak seçilmiş, empeder çapı 34 mm sabit tutulmuştur. Diğer deney parametreleri Durum 2 ile aynıdır.

Tablo 4. Durum-3 Kaynak Parametreleri

İndüktör Konumu	Makara Çapı mm	Empeder Çapı mm	İndüktör Çapı mm	Empeder Konumu mm	Kaynak Hızı m/dk	Numune Kodu
Kaynak Makara Merkezini 100mm	Kaynak Makara Çapı 103mm	34mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezini 10 mm geçecek şekilde ileride ayarlanacak	40 m/dk	25
		34mm	61mm		60 m/dk	26
		34mm	61mm		80 m/dk	27
		34mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	40 m/dk	28
		34mm	61mm		60 m/dk	29
		34mm	61mm		80 m/dk	30
		34mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	40 m/dk	31
		34mm	67mm		60 m/dk	32
		34mm	67mm		80 m/dk	33
		34mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezini 10 mm geçecek şekilde ileride ayarlanacak	40 m/dk	34
		34mm	67mm		60 m/dk	35
		34mm	67mm		80 m/dk	36

4.Durumda ; Kaynak makarası çapı 103 mm olarak sabit kalmış, empeder çapı bu kez 40 mm'ye çıkarılmıştır. Diğer parametreler yine aynı şekilde sabit tutulmuştur.

Tablo 5. Durum-4 Kaynak Parametreleri

İndüktör Konumu	Makara Çapı mm	Empeder Çapı mm	İndüktör Çapı mm	Empeder Konumu mm	Kaynak Hızı m/dk	Numune Kodu
Kaynak Makara Merkezini 100mm	Kaynak Makara Çapı 103mm	40mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezini 10 mm geçecek şekilde ileride ayarlanacak	40 m/dk	37
		40mm	67mm		60 m/dk	38
		40mm	67mm		80 m/dk	39
		40mm	67mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	40 m/dk	40
		40mm	67mm		60 m/dk	41
		40mm	67mm		80 m/dk	42
		40mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezinden 10 mm geride olacak şekilde ayarlanacak	40 m/dk	43
		40mm	61mm		60 m/dk	44
		40mm	61mm		80 m/dk	45

	40mm	61mm	Kaynak Makaraları Merkezini	40 m/dk	46
	40mm	61mm	10 mm geçecek şekilde ileride	60 m/dk	47
	40mm	61mm	ayrılacak	80 m/dk	48

2.3. Deneysel çalışmalarda yapılan testler ve muayeneler

2.3.1. Yassılma Deneyi

Farklı kaynak parametrelerinde ürettiğimiz numunelerin şekil alabilme kabiliyetini ve kaynak kalitesini ölçebilmek için yassılma deneyi EN10233'e uygun olarak yapılmıştır. Yassılma testinde et kalınlığı dış çapın %15'inden az olması gerekir. Boru kesiti, bir preste paralel yüzlemler arası H mesafesi aşağıdaki Formül-1 ile verilen değere ulaşana kadar yassıtılır.

$$H = \frac{(1+e).t}{1+\left(\frac{t}{D}\right)} \quad (1)$$

H: Karşılıklı düzlemler arasındaki uzaklık [mm]

D: Dış çap [mm]

T: Et kalınlığı [mm]

C: Sabite olup değeri Tablo-6'da verilmiştir.

Tablo 6. Yassılma Deneyi Standartı

Çelik Kalitesi		
Çelik Adı	Çelik Numarası	C
E 155	1..0033	0,10
E 195	1..0034	0,09
E 235	1..0308	0,09
E 275	1..0225	0,07
E 355	1..0580	0,07

Deney sırasında kullandığımız hammaddenin Akma Dayanımı 190Rp 0,2N/mm² gelmektedir. Bu sebeple E değeri için E 155 standardına göre deney yapılması uygundur. C sabit katsayısı bu tabloya göre 0,10 değeri alınacaktır. Deney için hazırladığımız numuneler 40x40 profil ölçüsü olup, boru dış çapı Ø50,8mm'dir.

D: 50,8 [mm]

T: 1,09 [mm]

C: 0,10

H= [(1+ 0,10)/(0,10+(1,09/50,8))]x1,09 =10mm olarak hesap edilmiştir.

Numuneler EN 10233 standardında belirlenmiş değere ulaşana kadar baskı plakaları arasında, bir tarafı kaynak yanda (saat 3 pozisyonu) diğer tarafı da kaynak üstte (saat 12 pozisyonu) olacak şekilde yassılma işlemi Baskı plakaları arasındaki uzaklık EN 10233 standardında verilen yukarıdaki denkleme göre 10mm olacak şekilde uygulanmıştır. Deney sonrası numune parçalarda çatlak ve kırılma olmamalıdır.



Şekil 2. Yassıtma Deneyleri

4 ayrı durum ve 48 farklı numune üzerinde yassıtma deneyi sonucu Nitel veriler elde edilmiş olup KABUL yada RED olarak tespitlerde bulunulmuştur. Deney sonrası numune parçalarda çatlak ve kırılma olmamalıdır. Ancak kenarlarda hafif çatlak red olarak değerlendirilmemiştir.

Tablo 7. Yassıtma Deneyleri Sonuçları

Numune Kodu	Yassıtma Testi Deney Sonucu	Numune Kodu	Yassıtma Testi Deney Sonucu	Numune Kodu	Yassıtma Testi Deney Sonucu	Numune Kodu	Yassıtma Testi Deney Sonucu
1	Kabul	13	Kabul	25	Kabul	37	Kabul
2	Kabul	14	Kabul	26	Kabul	38	Kabul
3	Kabul	15	Kabul	27	Kabul	39	Kabul
4	Kabul	16	Kabul	28	Kabul	40	Kabul
5	Kabul	17	Kabul	29	Kabul	41	Kabul
6	Kabul	18	Kabul	30	Kabul	42	Kabul
7	Kabul	19	Kabul	31	Kabul	43	Kabul
8	Kabul	20	Kabul	32	Kabul	44	Kabul
9	Kabul	21	Kabul	33	Kabul	45	Kabul
10	Kabul	22	Kabul	34	Kabul	46	Kabul
11	Kabul	23	Kabul	35	Kabul	47	Kabul
12	Kabul	24	Kabul	36	Kabul	48	Kabul

2.3.2 Ağız genişletme deneyi

Deney EN10234'e uygun olarak 60°'lik konik bir mandrelle yapılacaktır. Boru kesiti Tablo-10'da gösterilen dış çaptaki % artışa ulaşılan kadar genişletilmiştir.

Tablo 8. Ağız Genişletme Deney Standartı

Çelik Kalitesi		Aşağıdakiler İçin D Çapında % Artış	
Çelik Adı	Çelik Numarası	T<4mm	T>4mm
E 155	1..0033	22	17
E 195	1..0034	20	15
E 235	1..0308	18	12
E 275	1..0225	15	10
E 355	1..0580	15	10

Deney sırasında kullandığımız hammaddenin Akma Dayanımı 190Rp 0,2N/mm² gelmektedir. Bu sebeple E değeri için E 155 standardına göre deney yapılması uygundur. Deney için hazırladığımız numuneler 40x40 profil ölçüsü olup, boru çapı Ø50,8mm'dir. Numunenin detay et kalınlığı ise 1,09mm olduğundan T değeri içinde T<4mm seçilecektir. Deney için kullandığımız borunun dış çapı 50,8 olduğundan Tablo-11 deki D dış çapındaki artış oranı

%22 olarak hesaplanmıştır. Ağız Genişletme Dış Çapı: $D \times \%22 = 50,8 \times \%22 = \varnothing 62\text{mm}$ 'e kadar çap genişletilerek test edilmiştir.



Şekil 3. Ağız Genişletme Deneyleri

4 ayrı durum ve 48 farklı numune üzerinde yassılma deneyi sonucu Nitel veriler elde edilmiş olup KABUL ya da RED olarak tespitlerde bulunulmuştur. Deney sonrası numune parçalarda çatlak ve kırılma olmamalıdır. Ancak kenarlarda hafif çatlak red olarak değerlendirilmemiştir.

Tablo 9. Ağız Genişletme Deneyleri Sonuçları

Numune Kodu	Ağız Genişletme Deney Sonucu	Numune Kodu	Ağız Genişletme Deney Sonucu	Numune Kodu	Ağız Genişletme Deney Sonucu	Numune Kodu	Ağız Genişletme Deney Sonucu
1	Kabul	13	Kabul	25	Kabul	37	Kabul
2	Kabul	14	Kabul	26	Kabul	38	Kabul
3	Kabul	15	Kabul	27	Kabul	39	Kabul
4	Kabul	16	Kabul	28	Kabul	40	Kabul
5	Kabul	17	Kabul	29	Kabul	41	Kabul
6	Kabul	18	Kabul	30	Kabul	42	Kabul
7	Kabul	19	Kabul	31	Kabul	43	Kabul
8	Kabul	20	Kabul	32	Kabul	44	Kabul
9	Kabul	21	Kabul	33	Kabul	45	Kabul
10	Kabul	22	Kabul	34	Kabul	46	Kabul
11	Kabul	23	Kabul	35	Kabul	47	Kabul
12	Kabul	24	Kabul	36	Kabul	48	Kabul

2.3.3 Sertlik test deneyi

Deneylerde farklı hızlar ve farklı makara çapları ile kaynak baskıları uygulanarak kaynak bölgesinin ısı tesiri altındaki yüzey sertliklerinde meydana gelen değişimler incelenmiştir. Vickers sertlik ölçüm cihazı ile 5kg'lık (HV5) yük uygulanmak suretiyle ölçümler yapılmıştır. Her bir numune üzerindeki ısı tesiri altındaki 3 ayrı noktadan ölçümler yapılmıştır.



Şekil 4. Sertlik Ölçümü Deneyleri

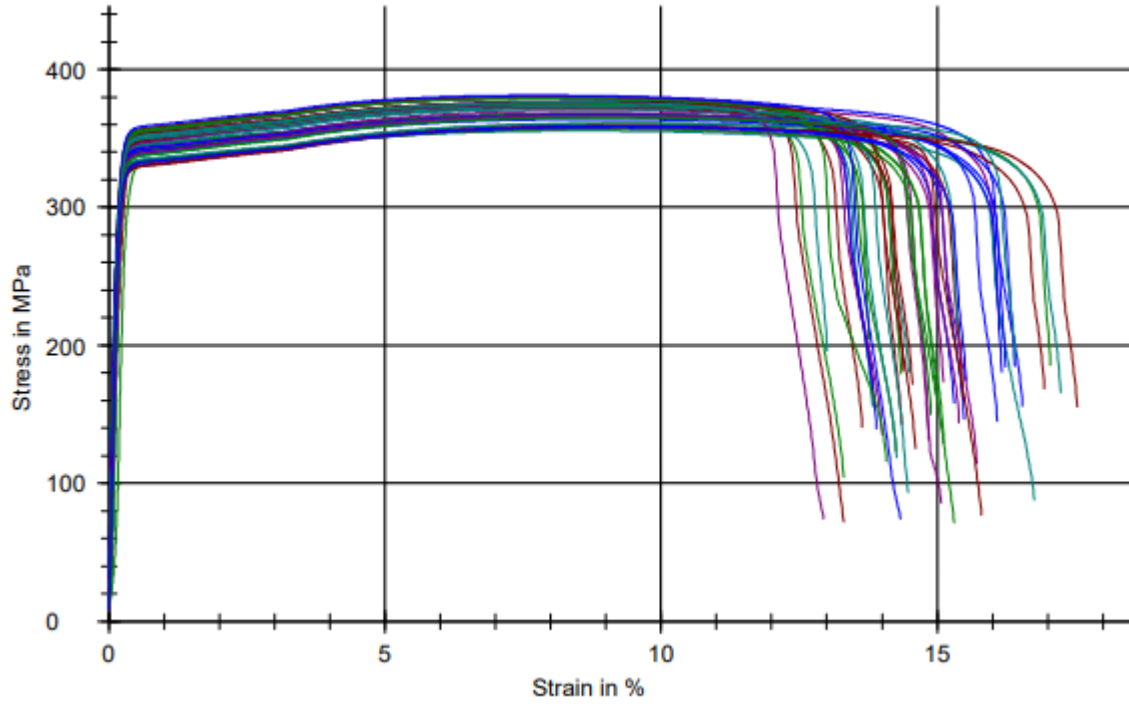
Tablo 10. Sertlik Ölçümü Deneyleri Sonuçları

Numun e Kodu	Yüzey Sertliği Ortalaması (HRB)	Numun e Kodu	Yüzey Sertliği Ortalaması (HRB)	Numun e Kodu	Yüzey Sertliği Ortalaması (HRB)	Numun e Kodu	Yüzey Sertliği Ortalaması (HRB)
1	74,8	13	70,3	25	79,4	37	80,6
2	75,5	14	72,7	26	80,7	38	81,1
3	75,1	15	74,5	27	80	39	80,9
4	75,1	16	78	28	79,3	40	75,7
5	76,3	17	75,6	29	82,3	41	79,2
6	75,4	18	78,5	30	81,9	42	77,7
7	76,8	19	76,3	31	79,2	43	76,2
8	75,7	20	74,3	32	79,6	44	69
9	76,1	21	75,3	33	80,7	45	73,9
10	75,4	22	75,9	34	81,5	46	78,5
11	74,9	23	76,8	35	76,1	47	79,2
12	74,9	24	80,4	36	80,9	48	78,4

2.3.4. Çekme Testi Deneyi

Yüksek frekans indüksiyon kaynak tekniği ile farklı kaynak parametreleri kullanılarak üretilen kutu kare profillerin mekanik özelliklerini belirlemek amacıyla çekme deneyleri yapılarak gerilim - uzama eğrileri elde edilmiştir. Tablolar halinde bütün numunelerin çekme deneyi sonuçları verilmiştir. Farklı kaynak parametrelerine ait numunelerin gerilim - uzama eğrileri ayrı ayrı gösterilmiştir. Farklı parametrelerle üretilen her bir numune üzerinden aşağıda görselde gösterildiği şekilde kaşık numunesi lazer yöntemiyle kesip çıkarılmış ve her bir numuneye ayrı ayrı çekme testi uygulanmıştır.

**Şekil 5.** Çekme Testi Deneyleri



Şekil 6. Zwick Çekme Testi Deney Sonuçları

Tablo 11. Çekme Testi Deneyleri Sonuçları

Numune Kodu	Çekme Testi Çekme Muk. N/mm2	Çekme Testi % Muk. N/mm2	Çekme Testi Kopma Uzaması N/mm2	Çekme Testi Akma Dayanımı Rp MPa	Numune Kodu	Çekme Testi Çekme Muk. N/mm2	Çekme Testi % Muk. N/mm2	Çekme Testi Kopma Uzaması N/mm2	Çekme Testi Rp MPa
1	374	349	14,3	344	13	380	358	13,8	352
2	374	350	13,3	345	14	376	352	14,2	346
3	366	341	16	335	15	374	350	16	343
4	379	358	13,7	353	16	380	359	13,6	352
5	373	349	13,9	344	17	379	358	14,3	352
6	376	351	13,2	343	18	377	354	16,4	349
7	373	352	14,2	345	19	355	335	16,7	330
8	368	346	15,4	340	20	370	343	15	336
9	372	349	14,4	343	21	358	331	16,9	325
10	380	359	13,8	352	22	361	335	17	329
11	376	355	14,4	349	23	366	340	16,1	334
12	368	347	14,9	341	24	361	336	17,2	330
Numune Kodu	Çekme Testi Çekme Muk. N/mm2	Çekme Testi % Muk. N/mm2	Çekme Testi Kopma Uzaması N/mm2	Çekme Testi Rp MPa	Numune Kodu	Çekme Testi Çekme Muk. N/mm2	Çekme Testi % Muk. N/mm2	Çekme Testi Kopma Uzaması N/mm2	Çekme Testi Rp MPa
25	373	349	14,8	344	37	379	357	14	351
26	366	343	15,4	336	38	381	360	14,3	354
27	367	344	15,1	339	39	376	354	12,9	347
28	364	342	16,2	336	40	357	334	15,6	330
29	371	347	15,2	342	41	358	334	17,5	328

30	367	345	15	339	42	357	335	14,7	330
31	373	350	14,3	344	43	358	332	15,2	326
32	375	354	13,6	349	44	366	339	16,3	334
33	367	345	16,3	339	45	367	341	15,3	337
34	373	351	14,4	345	46	359	332	15,8	326
35	380	356	12,9	350	47	365	339	15,3	334
36	377	355	14,5	350	48	359	334	15,4	329

2.4 Metot

Minitab, Pennsylvania State Üniversitesi'nde 1972 yılında geliştirilmiş bir istatistik yazılım programı olup, ilk başta üniversite öğrencilerinin istatistiği öğretmek amacıyla tasarlanan bu program, zamanla profesyonel bir analiz aracına dönüşmüş, mevcutta birçok kurumsal işletmelerde, üniversitelerde, araştırma görevlileri ve eğitimciler tarafından yaygın olarak kullanılmaya başlamıştır. Minitabın amacı elde edilen nitel veya nicel verilerin görselleştirilmesi, analiz edilmesinde kullanılan yazılımsal bir istatistik programdır. Çeşitli endüstrilerde ve akademik kurumlarda istatistiksel analiz, kalite iyileştirme ve süreç optimizasyonu için yaygın olarak tercih edilmektedir.

Netice itibariyle, deneysel çalışmalardan elde edilen 48 farklı durumdaki sonuçları minitab sayesinde mühendislerin daha etkin tasarımlar yapmalarını, malzemelerin performansını optimize etmelerini ve ürünlerin mukavemet ve dayanıklılığını artırmalarını sağlar. Malzeme seçiminde farklı kaynak parametrelerinin mekanik özellikler üzerindeki etkisi, çoklu korelasyon analizi ile istatistiksel olarak değerlendirilmiştir.

3. Modelleme ve analiz

3.1. Deneye olumsuz etki edecek değişkenliklerin sınırlandırılması

Bütün deneysel çalışmada DIN EN 10130 standardında DC01 kalite 1,20mm kalınlığındaki çelik sac kullanılarak 40x40x2 mm ebadında profiller üretilmiştir. Deneyde kullanılacak olan malzeme segrasyon hataları içermeyecek şekilde tercih edilmiştir. Hammade Erdemir 6112 kaliteye denk gelecek şekilde seçilmiştir. 40x40mm üretilen ürün için en uygun bant genişliği için 159mm olacağı kararlaştırılmış ve bütün deneylerde aynı bant genişliği kullanılmıştır. Vee mesafesi indüktör ile apex noktası arasındaki mesafede oluşan iki kenar bant arasındaki ölçü olduğundan kaynak makara çapı büyüdükçe Vee mesafesi de orantılı olarak artacak şekilde ayarlanmıştır. Deneysel süreçte farklılıkların etkisini sınırlamak amacıyla makine, kalıplar ve operatör sabit tutulmuştur.

Öncelikle hammadde ayarlanmış ve deney için hazır edilmiş ve aynı gün içinde bütün deneyler boru profil hatlarında tek kalemde üretilmiştir.

3.2. Deneyde test edilecek farklı parametreler

İndüktör, yüksek frekans kaynak teknolojisinde başlıca kullanılan diğer bir ekipmandır. İndüktör kaynak makinesinde aldığı enerji ile boru etrafında manyetik bir akı oluşturur. Borunun dış çapı ile indüktörün iç çapı arasındaki boşluk mümkün olduğunda en dar olacak şekilde seçilir. Bu çalışmada üretilen 40x40mm profilin kaynak bölgesindeki boru çapı 50,8mm'dir. İndüktörün çapıda 50,8mm daha büyük olacak şekilde seçilecektir. Deney çalışmamda tolerans dâhilinde 2 farklı indüktör çapı 61mm ve 67mm tercih edilmiştir.

Empeder'den en yüksek verimi elde etmek için mümkün olduğunca boru iç çapına yakın seçilmesi gerekir. Bu oran pratikte boru iç çapının %75'i ile sınırlı olur. Burada da indüktör seçiminin tam tersi şekilde borunun iç çapı ile empederin dış çapı arasındaki boşluk mümkün olduğunda en dar olacak şekilde (empederin dış çapını mümkün olduğunca boru iç çapına yakın) seçilirse empederden en yüksek verimi elde edilir. Deney çalışmasında üreteceğimiz 40x40x2,0mm profilin boru çapı 50,8mm'dir. Malzemenin et kalınlığı ise 2,00mm olduğundan boru iç çapını hesap ederken $\text{Boru Dış Çapı} - \text{Et kalınlığı} \times 2 = \text{Boru İç Çapı}$ formülünden faydalanılır. Buna göre; $50,8\text{mm} - 2,00 \times 2 = 46,8\text{mm}$ deney yapılan borunun iç çapı olarak bulunur. Yapılan deney çalışmasında Empederin dış çapı 34mm ve 40mm olarak tercih edilmiştir.

Empederi pozisyonu ile ilgili olarak ise, borunun tam merkezine yerleştirmek yerine mümkün olduğunca kaynak noktasına daha yakın bir pozisyonda yerleştirilirse daha kaliteli kaynak elde etmek mümkün olur. Bu deney

çalışmasında empeder kaynak makaralarının merkezini 10mm geçecek şekilde ve kaynak makaralarının merkezini 10mm gerisinde olacak şekilde ayarlanarak denemeler yapılmıştır.

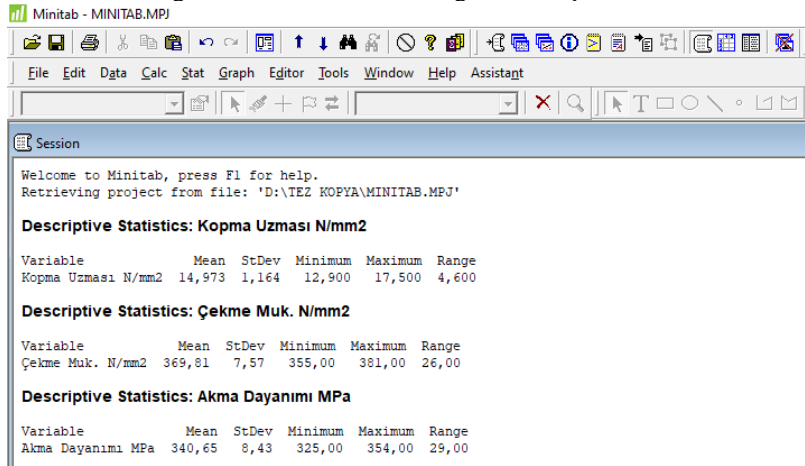
Farklı kaynak hızı değerlerinin, üretilen profilin kaynak dikişi geometrisine ve mekanik özelliklerine etkisini tespit edebilmek amacıyla 3 farklı düşük orta ve yüksek olacak şekilde hızların, 40, 60, 80 m/dak hızlarda üretimler gerçekleştirilmiştir.

Baskı miktarının ne kadar artarsa kaynak kalitesine olumlu bir etki yarattığı teorik olarak biliniyor olması nedeniyle, deney çalışması sırasında baskı miktarı değiştirilmeyecektir. Maksimum değere yakın ve minimum değere yakın 2 farklı makara işlenecek ve üretim aşamasında kaynak kalitesi üzerindeki etkisi araştırılacaktır. Kaynak makaralarının çapı minimum 103mm ve maksimum 128mm olacak şekilde 2 farklı makara tasarlanmıştır.

3.4. Analiz

Bu aşamada, yassılma, ağız genişletme, çekme ve sertlik ölçümleri sonucu elde edilen sayısal bulguların malzemenin mekanik davranışları üzerindeki etkisi minitab programı ile analiz edilmiştir.

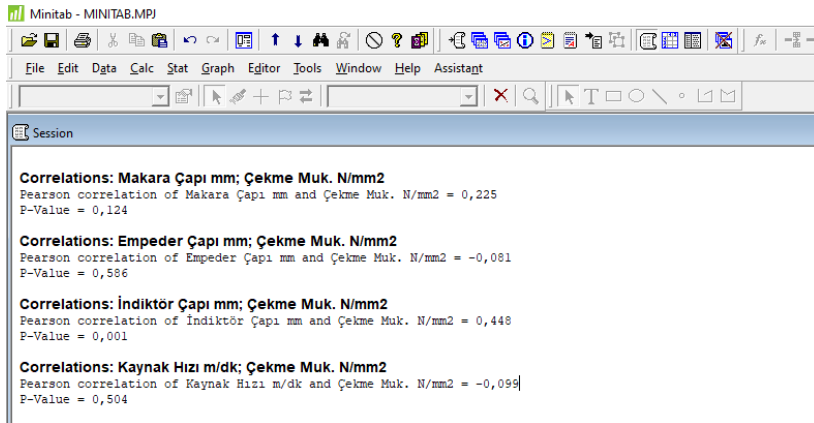
Histogram diyagramı ile Çekme testi sonucunda elde edilen Çekme Mukavemeti, Kopma Uzaması, %Mukavemet ve Akma Dayanım değerleri analiz edilmiş, Çekme Testi sonucu 48 adet numuneden elde edilen nicel veriler Histogram grafiği üzerinde gösterilmiş, ayrıca minimum, maksimum, standart sapması, ortalaması gibi tüm istatistiksel veriler Şekil-6 üzerinde görsel olarak Minitab ile gösterilmiştir.



Şekil 7. Kopma Uzaması, Çekme Mukavemeti ve Akma Dayanımı İstatistiksel Analizi

Boxplot kutu grafiği ile her bir değişken parametrenin, malzeme üzerindeki Çekme Mukavemeti, Kopma Uzaması ve Akma Dayanım değerleri üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Box plot (kutu) grafiği, verinin alt ve üst sınırlarını (minimum ve maksimum değerleri, aykırı değerler hariç) gösterir. Verinin ne kadar yaygın (dağılmış) olduğunu anlamaya yardımcı olur. Medyan (ortanca) çizgisi sayesinde verinin ortasındaki değeri kolayca görmeyi sağlar.

Çekme Deneyi sonucunda elde edilen verilerin çekme mukavemeti üzerinde makara çapı mı, empeder çapı mı, empeder pozisyonu mu, indüktör çapı mı, kaynak hızının mı etkisinin daha çok olduğuna dair korelasyon yöntemi kullanılarak inceleme yapılmış olup;



Şekil 8. Korelasyon Yöntemi ile Parametrelerin Analizi

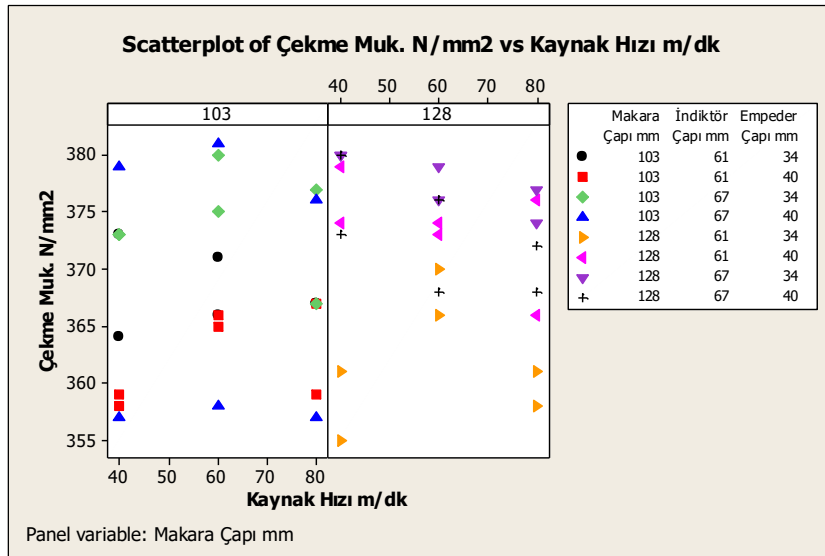
Bu sonuçlara göre, çekme mukavemetini arttırmak istiyor isek, değişkenlerden en fazla etkiyi **İndüktör çapının** etkilediği görülmüştür. **Empeder Çapı ve Kaynak Hızının** ise, çekme mukavemeti üzerindeki etkisi en düşüktür. Makara çapının çekme mukavemeti üzerinden etkisi olduğundan bahsedebiliriz, fakat diğerlerine oranla daha düşüktür.

Scatterplot diyagramı ile Çekme Mukavemeti üzerinde diğer değişkenliklerinin (kaynak hızı, makara çapı, indüktör çapı ve empeder çapı) tamamının birbiri arasındaki ilişkiyi görmememize yardımcı olan bir diyagramdır. Her bir durum farklı simge (kare, yuvarlak, üçgen, artı şeklinde) farklı renklerle (kırmızı, siyah, turuncu yeşil...) ifade edilerek Çekme Deneyinde elde edilen sonuçların tek bir grafik üzerinde değerlendirilmesinde fayda sağlamaktadır.

Graphical Summary (özet grafik) yöntemi ile farklı parametrelerin sertlik ölçümü üzerindeki ilişkisi çıkartılmış ve elde edilen verilerin kaynak kalitesi üzerinde etkisi olup olmadığı ile ilgili analizler yapılmıştır.

4. Tartışma ve Sonuç

Bu çalışmada tüm veriler Minitab analiz programı ile analiz edilmiş ve değişken parametrelerin kaynak bölgesinde malzemenin mekanik özelliklerine ortaya koyulmuştur.



Tablo12. Scatterplot Diyagramı ile Parametrelerin Analizi

Yapılan araştırmalar sonucu bütün deneylerin yassılma, ağız genişletme testlerinden başarılı bir şekilde geçtiği görülmüştür. Sertlik ölçümlerinde de farklı değerler saptanmış ise de birbirlerine çok yakın değerlerde olduğu ve standart sapmalarının kayda değer bir miktarda olmadığından bütün parametreler için aynı olduğu kabul edilmiştir. Deneylerin sonucunda Çekme, akma ve kopma uzamalarında farklı sayısal değerler elde edilmiş ve bunlara göre şu kaniya varmak mümkün olmuştur;

Kaynak hızının, empeder çapının ve makara çapının çekme, akma ve kopma üzerinde etkileri olduğu ancak bu etkinin düşük olduğu saptanmıştır. Empeder pozisyonunu değiştirmek ve indüktör çapını değiştirmek ise malzemenin çekme, akma ve kopma uzaması üzerinde daha fazla etkisi olduğu görülmüştür. Eğer ki malzeme de işlem sonrası yüksek mukavemetli kaynak bölgesi ve akma dayanımı istenirse, indüktör çapının toleranslar dâhilinde büyük seçilmesi ve empederin tolerans dâhilinde ileride ayarlanması mukavemetin daha dayanıklı olacağını, yük taşıma kapasitesinin yüksek olacağı anlamına gelirken, kopma uzaması düşük olması sebebiyle kırılma anında düşeceği anlamına gelir. Eğer ki malzemede işlem sonrası yüksek çekme ve akma dayanımı düşük, fakat kopma uzaması yüksek olması istenir ise bu sefer tam tersi işlem yapılmalı ve bu durumda malzeme daha fazla tokluğa sahip olacağı için eğme ve bükmelere karşı daha fazla dayanıklı bir malzeme elde etmek mümkündür.

Yapılan bütün çalışmalarda, düşük toleranslı değişikliklerin malzemenin mekanik özelliği üzerinde nasıl etki ettiği araştırılmıştır. Yassılma ve ağızda genişletme test sonucu elde edilen verilerin tamamında "Kabul" kriterinde çıkması parametrelerin dar toleranslı seçilmesinden kaynaklanmıştır.

Değişkenlerin mukavemet akma ve kopma dayanımı üzerindeki etkisi araştırılmış ve en fazla etkinin indüktör çapı ile empeder pozisyonunda olduğu görülmüştür. Bu sebeple kaynak bölgesinde yüksek çekme mukavemet ve akma

dayanımı isteniyorsa, empeder pozisyonu tolerans içinde kaynak makara merkezinden ileri olacak şekilde ayarlanmalı, indüktör çapı da optimum büyük seçilebilir. Sezai Orhan tarafından (2008) yılında yapılan çalışmada, indüktör çapının boruya temas etmeden minimum seçilmesinin daha doğru olacağı bahsedilmiş ise de, yapılan bu çalışmaya göre, tolerans dahilinde indüktörün daha büyük seçilmesi, üzerinden geçen akının artmasıyla birlikte daha mukavemetli ve akma dayanımı yüksek ürün elde etmenin mümkün olabileceği saptanmıştır. Ayrıca bu çalışma bize farklı birden fazla parametrenin aynı anda değiştirildiğinde nasıl bir sonuç elde edilebileceğinin etkisini gösteren bilimsel bir çalışma olmuştur.

Yüksek mukavemetli kaynak bölgesi ve akma dayanımı istenirse indüktör çapını toleranslar dahilinde 40mm seçilmesi ve empeder tolerans dahilinde 10mm ileride ayarlandığında çekme mukavemeti 375-380 N/mm², kopma uzaması ise 13-14 N/mm² ölçülürken, tam tersi durumda malzeme daha fazla tokluğa sahip olacağı için eğme ve bükmelere karşı daha fazla dayanıklı bir malzeme elde etmek için indüktör çapını toleranslar dahilinde 34mm seçilmesi ve empeder tolerans dahilinde 10mm geride ayarlanması durumunda ise çekme mukavemeti 355-360 N/mm² kopma uzaması ise yüksek 16,7-17 N/mm² ölçülmüştür.

Kaynakça

- [1] Fan Yang, Tong Wen, Qiufeng Wang, Longzhu Zhang, Hailong Liu, Yang Zhou 2024 Effect of high-frequency induction weld seam on the deformation of M1700 ultra-high strength steel shell structures considering residual tensile stress
- [2] Christian Egger, Marco Luchinger, Michael Schreiner and Wolfgang Tillmann 2022 Numerical Simulation of Tube Manufacturing Consisting of Roll Forming and High-Frequency Induction Welding
- [3] Gholamreza Khalaj, Hesam Pouraliakbar, Mohammad Reza Jandaghi, Abbas Gholami, (2007) HF-ERW tekniği ile mikro alaşımlı çelik kaynaklar ile yeni PWHT çevrimleri
- [4] P. Yana, O.E. Gungor, P. Thibaux, M. Liebeherr, H.K.D.H. Bhadeshia (2011) Tackling the toughness of steel pipes produced by high frequency induction welding and heattreatment
- [5] Hakan GÜNAY, Süleyman KARADENİZ, TMM, Tahribatsız Malzeme Muayene San. ve Tic. Ltd.Şti, Bursa DEU, Makine Mühendisliği Bölümü, İzmir
- [6] Wright, J., 1997: Principles of High Frequency Induction Tube Welding, Electronic Heating Equipment Inc. Technical Paper Sumner, Washington
- [7] Cunfeng Kang, Chunyang Shi , Zixiao Liu, Zhifeng Liu, Xiaoqing Jiang, Shunjun Chen, Chunmin Ma, (2020) Research on the optimization of welding parameters in high-frequency induction welding pipeline
- [8] By D. Kim, T. Kim, Y. W. Park, K. Sung, M. Kang, C. Kim, C. Lee, And S. Rhee Kaynak Kalitesinin Tahmini Yüksek Frekanslı Elektrik Direnç Kaynağı Görüntü İşleme
- [9] Joonmin Lee, Dongwook Kim, Luca Quagliato, Soochang Kang, Naksoo Kim, 2017 Change of the yield stress in roll formed ERW pipes considering the Bauschinger effect
- [10] Prerana Das, John Inge Asperheim, Bjørnar Grande, Thomas Petzold, Dietmar Hömberg 2017 Simulation of temperature profile in longitudinal welded tubes during High- Frequency Induction (HFI) welding
- [11] Prerana Das, John Inge Asperheim and Bjørnar Grande, Thomas Petzold, Dietmar Hömberg 2019 Three-dimensional numerical study of heat-affected zone in induction welding of tubes
- [12] E Yeniyl, C Boga, U Esme (2019) Effects of ultrasonic welding parameters for solar collector applications
- [13] O Er, MK Külekci, U Eşme, C Boğa (2021) Multi Response Optimization of Friction Stir Spot Welding Process Using Taguchi Based Grey Relational Analysis
- [14] Ş Öcalır, U Eşme, C Boğa, MK Külekci 2020 Investigation Of Mechanical And Metallographic Properties Of Two Different Aluminum Alloys Joined With Friction Stir Welding Method Using Different Welding Parameters
- [15] Ahmet Serdar GÜNDOĞDU (2012) Yüksek Frekanslı İndüksiyon Kaynağı Yöntemiyle Üretilen Boyuna Dikişli Çelik Borularda Kullanılan Mikro Alaşımlı Malzemelerin Kaynak Zayıflığının Azaltılması
- [16] Orhan, S. (2008). Yüksek frekans kaynağı ile birleştirilen çelik profillerin mekanik özelliklerinin incelenmesi
- [17] Merve SEYYİTOĞLU (2020) Yüksek Frekans İndüksiyon Kaynaklı Çelik Borularda Meydana Gelen Çatlaklara Triz Yaklaşımı

Numerical Investigation of the High Strain Rate Behavior of Superelastic NiTi Alloys

Umut CALISKAN^{1,2}, Guher Pelin Toker^{*3},

¹Erciyes University, Department of Mechanical Engineering, Kayseri, Türkiye

²Aviation Research and Application Center, Erciyes University, Kayseri, Türkiye

^{3,*} Department of Mechanical Engineering, Sivas University of Science and Technology, Sivas, Turkey

(Alınış / Received: 20.06.2025, Kabul / Accepted: 17.07.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Keywords

Superelastic
NiTi alloys
High strain rate
ABAQUS/Explicit
Finite Element Analysis

Abstract This study presents a finite element-based numerical investigation of the high strain rate behavior of superelastic NiTi shape memory alloys (SMAs) using the built-in superelastic material model in ABAQUS/Explicit. Dynamic compression simulations inspired by Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB) loading were conducted at projectile velocities of 5, 10, 20, and 40 m/s. A cylindrical NiTi specimen with 6 mm length and 6 mm diameter was modeled under axial impact loading conditions. The superelastic response of the alloy was defined using standard material parameters representative of Ti-50.8 at.% Ni compositions, including distinct elastic moduli for austenite and martensite, transformation strain, and stress thresholds for forward and reverse phase transformation. Strain rate values were computed based on nodal velocity differences at the specimen ends, resulting in a transition from moderate to extreme strain rate regimes ranging approximately from 600 to over 7000 s⁻¹. Simulation results revealed strain rate-dependent behavior in phase transformation onset, strain capacity, and hysteresis width.

Süperelastik NiTi Alaşımlarının Yüksek Şekil Değiştirme Hızı Davranışının Sayısal İncelenmesi

Anahtar Kelimeler

Süperelastik
NiTi alaşımları
Yüksek gerinim hızı
ABAQUS/Explicit
Sonlu elemanlar analizi

Öz: Bu çalışma, ABAQUS/Explicit yazılımındaki yerleşik süperelastik malzeme modeli kullanılarak, süperelastik NiTi şekil hafızalı alaşımların yüksek gerinim hızlarındaki davranışının sonlu elemanlar yöntemiyle sayısal olarak incelenmesini sunmaktadır. Split Hopkinson Basma Çubuğu (SHPB) yükleme koşullarından esinlenilerek, 5, 10, 20 ve 40 m/s çarpma hızlarında dinamik basma simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Eksene paralel darbe yüklemesine maruz bırakılan NiTi numunesi, 6 mm uzunluk ve 6 mm çapa sahip silindirik bir geometri ile modellenmiştir. Süperelastik davranış, Ti-%50.8 at. Ni alaşımı karakteristiğini temsil eden standart malzeme parametreleri kullanılarak tanımlanmıştır. Bu tanım; östenit ve martensit fazlarına ait farklı elastik modüller, dönüşüm şekil değiştirmesi ve ileri/geri faz dönüşümüne ait gerilme eşiklerini içermektedir. Numune uçlarındaki nodal hız farklarına dayalı olarak hesaplanan gerinim hızı değerleri, yaklaşık 600-7000 s⁻¹ arasında değişmiş ve orta ile çok yüksek gerinim hızı rejimleri arasında belirgin bir geçiş gözlemlenmiştir. Simülasyon sonuçları, faz dönüşüm başlangıcında gecikme, dönüşüm geriniminde azalma ve histerezis genişliğinde daralma ile kendini gösteren hız bağımlı davranışı net bir şekilde ortaya koymuştur.

1. Introduction

Shape memory alloys (SMAs) are attractive materials due to their unique functional properties. Unlike conventional materials, SMAs are capable of recovering their original shape after significant deformation when subjected to thermal or mechanical stimuli. This distinctive behavior arises from a reversible, solid-to solid phase transformation in the shape memory alloy (SMA), involving an ordered motion of atoms within the crystal structure as it transforms from the high-temperature austenite phase to the low-temperature martensite phase, changing from one lattice type to another [1, 2]. These alloys can undergo large recoverable strains of up to 8% without permanent (plastic) deformation. Their shape memory effect (SME) properties which is driven by a change of temperature and is used to design actuation system, excellent superelasticity (SE) which is controlled by a change of load. For the SE, the material is initially at a temperature where the austenite phase, when stress is applied, the austenite transforms into stress-induced martensite (SIM). Upon unloading, the SIM reverts back to the original austenitic phase, allowing the material to recover the deformation imposed during loading [3]. In shape memory alloys, the austenite phase is a highly symmetric cubic crystal structure, whereas the martensite phase is a monoclinic structure and these distinct crystallographic arrangements result in significant differences in their mechanical properties, such as elastic modulus, strength, and ductility. Moreover, shape memory behavior of SMAs is dependent on processing history, temperature and strain rate and deformation and they display nonlinear deformation behavior [4-6].

Among various SMAs, Nickel-Titanium (NiTi) alloys are the most widely used because of their excellent functional characteristics high biocompatibility, corrosion resistance and high energy absorption capacity make them a great candidate in many critical applications [7-9]. However, studies focusing on the dynamic properties of SMAs are comparatively less than studies on their static behaviors [10, 11]. It was reported that transformation stress from the austenite-to-martensite and work-hardening rate increases at around 1000 s^{-1} [12]. In another study was performed at 430 s^{-1} at various temperature and it was observed that work hardening as well [13]. Qui et al. [10] studied the high strain rate effect on martensitic NiTi and they applied 1200 s^{-1} strain rate between 1.4, 1.8, 3.0, 4.8, and 9.6 % strain, a critical compressive strain is observed between 4.8 and 9.6 % under high strain rate loading. Their findings highlighted the rate-dependent nature of transformation initiation, which aligns with the phase transformation delay observed in our simulation results at higher velocities. Nemat-Nasser et al. [11] provided a detailed thermomechanical framework for understanding the behavior of NiTi-Cr alloys under both quasi-static and dynamic loading, identifying asymmetries in tension-compression response and the role of adiabatic heating. These insights support our modeling approach, which assumes adiabatic conditions and strain-rate-insensitive transformation stress up to a threshold level. Liu et al. [14] emphasized that in martensitic NiTi alloys, the transformation behavior is primarily governed by the applied strain magnitude rather than the strain rate. This distinction is important in interpreting our numerical results, which suggest that strain rate sensitivity becomes significant only after a critical strain level is exceeded. He et al. [15] conducted SHPB tests and numerical simulations to investigate the rate-dependent superelastic behavior of NiTi SMAs under impact loading, highlighting the relationship between strain rate, phase transformation, and energy dissipation. In addition to dense metallic alloys, porous metallic systems have also demonstrated pronounced strain rate sensitivity. Xue et al. [16] experimentally investigated ductile porous irons with varying porosity levels under both quasi-static and high strain rate loading, revealing a significant increase in yield stress and energy absorption with increasing strain rate, especially in low-porosity samples. Saghaian et al. [17] employed FE simulations to investigate spherical indentation-induced local phase transformations in NiTi alloys, observing notable changes in unloading stiffness and modulus that align well with experimental trends

While numerous studies have examined the mechanical and transformation behavior of NiTi alloys under static and quasi-static conditions, dynamic investigations remain relatively limited. In particular, experimental works such as those by Qiu et al. [10] and Liu et al. [14] have shown that while martensitic transformation is generally governed by a critical stress threshold, the strain rate can significantly affect transformation kinetics, deformation modes, and energy dissipation mechanisms. Similarly, Nemat-Nasser et al. [11] emphasized the complex interplay between strain rate, temperature rise, and asymmetric tension-compression behavior under dynamic loading. Despite these valuable contributions, few studies have employed detailed finite element modeling to simulate the rate-dependent pseudoelastic response of NiTi alloys using ABAQUS/Explicit's built-in superelastic material model. Moreover, phase transformation behavior under extreme strain rate conditions ($>7000 \text{ s}^{-1}$) has rarely been quantified in simulation-based studies.

Therefore, this study aims to numerically investigate the high strain rate behavior of superelastic NiTi alloys under SHPB-inspired loading conditions using a validated superelastic constitutive model. The simulations cover a wide range of impact velocities (5–40 m/s), capturing strain rates from 662 to 7203 s^{-1} . The results provide new insights into the evolution of von Mises stress, transformation strain, and martensite volume fraction under

dynamic conditions, thereby contributing to the ongoing effort to model NiTi components for high-speed and impact-critical applications.

2. Material and Methods

The superelastic material model available in ABAQUS is specifically designed to simulate Nitinol-based shape memory alloys that undergo solid–solid martensitic phase transformations and exhibit superelastic behavior under mechanical loading.

The superelastic material model is formulated based on the uniaxial stress–strain response of materials that undergo stress-induced phase transformations (Figure 1). Such materials, including Nitinol, exist in the austenitic phase under zero-stress conditions, which is assumed to exhibit isotropic linear elastic behavior. Upon mechanical loading, the austenite phase begins to transform into martensite once a critical stress threshold is exceeded. The martensite phase is likewise considered to follow isotropic linear elasticity. During the transformation process, the overall elastic response of the material is computed using the rule of mixtures, based on the elastic properties of both austenite and martensite phases [18].

$$E = E_A + \zeta(E_M - E_A) \quad (1)$$

$$\nu = \nu_A + \zeta(\nu_M - \nu_A) \quad (2)$$

Here, ζ denotes the volume fraction of martensite, E_A and E_M represent the Young's moduli of austenite and martensite, respectively, while ν_A and ν_M denote their corresponding Poisson's ratios. Once the applied stress exceeds a critical threshold, the austenitic phase is progressively transformed into martensite, which continues to deform elastically. As a result, the material's elastic response is governed by the properties of pure austenite when $\zeta = 0$, and by those of pure martensite when $\zeta = 1$ representing complete transformation. Upon unloading, the martensitic phase gradually reverts to austenite, and the associated transformation strain is fully recovered. However, the stress at which reverse transformation initiates differs from the forward transformation stress, leading to a characteristic mechanical hysteresis in the stress–strain response.

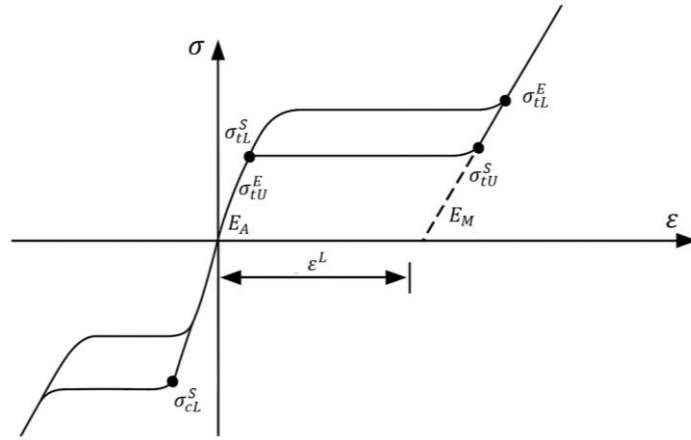


Figure 1. Uniaxial response of a superelastic material [18].

In this model, the total strain increment, $\Delta\epsilon$, is assumed to be the sum of the elastic strain increment, $\Delta\epsilon^{el}$ and the increment in transformation strain, $\Delta\epsilon^{tr}$ [18]

$$\Delta\epsilon = \Delta\epsilon^{el} + \Delta\epsilon^{tr} \quad (3)$$

The increment in transformation strain is calculated using the following flow rule [18]:

$$\Delta\epsilon^{tr} = \Delta\zeta \frac{\partial G^{tr}}{\partial \sigma} \quad (4)$$

where G^{tr} is the transformation flow potential. The transformation potential is assumed to follow the Drucker–Prager form [18]:

$$G^{tr} = q - p \tan \psi \quad (5)$$

Where

$$p = -\frac{1}{3} \text{trace}(\sigma) \quad (6)$$

is the equivalent pressure stress, and

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} S:S} \quad (7)$$

is the Mises equivalent stress.

The transformation surface, F^{tr} , is also assumed to follow the Drucker–Prager form. It varies linearly with temperature, T :

$$F^{tr} = q - p \tan \beta \quad (8)$$

In the case of tensile loading, F^{tr} should lie between σ_{tL}^S and σ_{tL}^E ; during unloading, F^{tr} should be between σ_{tU}^S and σ_{tU}^E .

A difference in the response of the specimen during loading in tension and compression can be obtained by specifying a value of σ_{cL}^S , which is different from σ_{tL}^S .

The angles β and ψ are calculated from the tensile and compressive transformation stress levels, the uniaxial transformation strain, and the user-specified volumetric transformation strain.

To ensure physically meaningful and numerically stable results, the transformation stress levels—particularly during unloading—must remain positive. If the reverse transformation stresses are defined as negative, the model may fail to capture complete reverse transformation behavior and can lead to non-convergent or nonphysical outcomes during the unloading phase.

Nonconvergence can also occur if the transformation is not fully reversed by the time q reaches 0, which could happen for tensile hydrostatic pressures:

$$p < -\sigma_{tU}^E \left(\frac{1}{\tan \beta} + \frac{1}{3} \right) \quad (9)$$

It is recommended that you avoid specifying parameters leading to a large value of $\tan \beta$ that can compromise the performance of the model under hydrostatic tension.

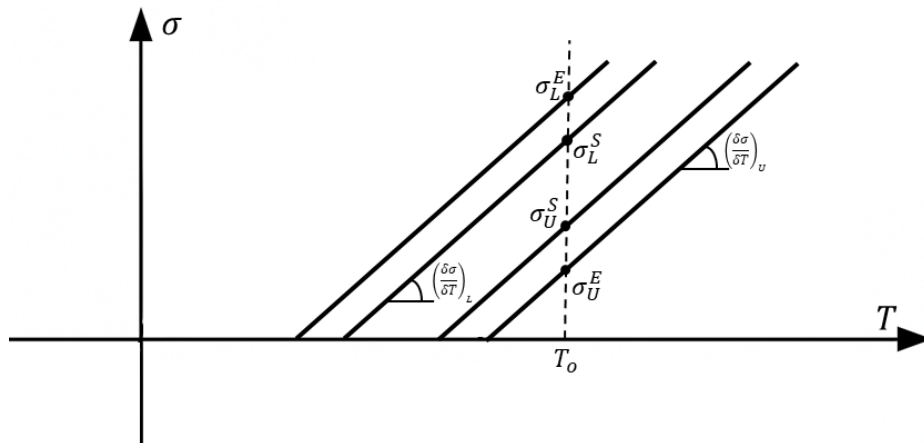


Figure 2. Stress vs. temperature curve [18].

The superelastic material behavior implemented in the numerical model is based on the characteristic stress-strain response of NiTi alloys undergoing stress-induced martensitic transformation. As illustrated in **Figure 2**,

the material initially behaves elastically in the austenitic phase. Upon reaching a critical stress level, transformation to martensite begins, resulting in a transformation plateau. Further loading leads to fully martensitic behavior, again characterized by linear elasticity but with different stiffness. During unloading, a reverse transformation occurs with a hysteresis loop, completing the superelastic cycle. In the model, the stress levels at which phase transformations occur are defined at a reference temperature (T_0) and are assumed to vary linearly with temperature. To ensure physically meaningful results, these transformation stress values must remain positive across all operating temperatures. Notably, the material parameters are temperature-dependent in formulation, but they are implemented as fixed inputs in the model, without explicit definition as functions of temperature or other field variables.

Table 1. Mechanical and geometrical properties of the incident, transmitted, and striker bars used in the SHPB simulations.

Property	Value	Unit
Density	8.2486	g/cm ³
Diameter	19.05	mm
Yield Strength	2068.43	MPa
Young's Modulus	202.13	GPa
Wave Speed (C_0)	4949	m/s
Length	1993.9	mm
Poisson's Ratio	0.33	–

Table 1 summarizes the mechanical and dimensional properties of the incident, transmitted, and striker bars used in the SHPB model. Identical properties were applied to all bars to maintain wave uniformity and avoid dispersion.

The three-dimensional finite element model of the SHPB setup was developed in Abaqus/Explicit to investigate the high strain rate response of superelastic NiTi alloy. The model includes a 300 mm long striker bar, 2-meter long incident and transmission bars (diameter 19.05 mm), and a centrally located NiTi specimen (6 mm diameter, 6 mm length). All parts were meshed using reduced-integration 8-node linear brick elements (C3D8R), and the total number of elements varied depending on the striker velocity. Mesh refinement was applied in the specimen region to accurately resolve stress wave propagation and local phase transformation behavior.

A general contact algorithm was employed to define interactions between all components, including frictionless interfaces. Boundary conditions were defined to allow free axial motion (along the bar axis) while restricting all transverse and rotational degrees of freedom at both ends of the incident and transmission bars. The model was configured to simulate impact loading through initial velocity assignment to the striker bar. Four different striker velocities were used to generate compressive waves: 5 m/s, 10 m/s, 20 m/s, and 40 m/s, corresponding to increasing levels of dynamic loading.

Table 2. Superelastic NiTi Material Model Parameters [17]

Parameter	Value
Austenite Young's Modulus (EA)	40800 MPa
Martensite Young's Modulus (EM)	24200 MPa
Austenite Poisson's Ratio (ν_A)	0.33
Martensite Poisson's Ratio (ν_M)	0.33
Transformation Strain	0.0447
Start of Transformation (Loading)	390 MPa
End of Transformation (Loading)	479 MPa
Start of Transformation (Unloading)	106 MPa
End of Transformation (Unloading)	50 MPa
Reference Temperature	296 K
Plastic Yield Strength	643 MPa
Density	6450 kg/m ³

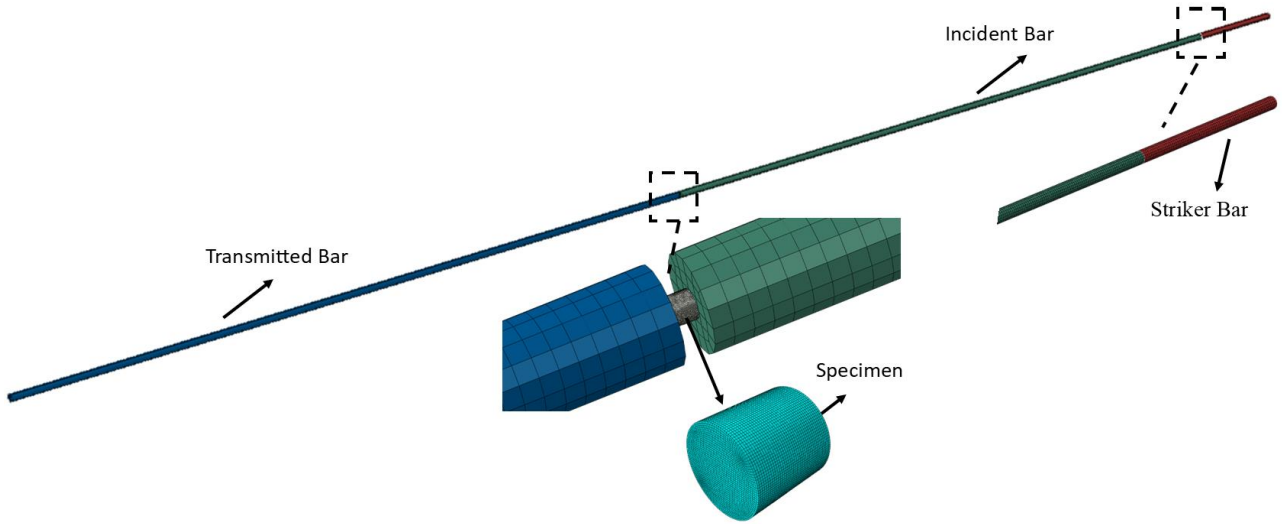


Figure 3. Finite element model of the Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB) setup used in the simulation

To ensure purely elastic wave propagation within the bars, a high yield strength (2068 MPa) and a Young's modulus of 202.13 GPa were defined for the bar material. The bars were modeled with identical elastic properties, and no plastic deformation was permitted. The total simulation time was set to 3 milliseconds, which was sufficient to capture the full incident, reflected, and transmitted wave interactions as well as the complete deformation of the NiTi specimen. The Figure 3 illustrates the full 3D finite element model created in Abaqus/Explicit to simulate SHPB tests on a superelastic NiTi alloy.

Table 2 presents the calibrated material parameters implemented in the Abaqus built-in superelastic material model to accurately capture the pseudoelastic behavior of NiTi alloys. These include the elastic moduli for austenite and martensite phases, Poisson's ratio, transformation strains, reference temperature, and transformation stresses. The selected values were based on previously reported experimental studies and refined to fit the strain-stress response at various strain rates. These parameters ensure a consistent phase transformation response in simulations and support the predictive capability of the constitutive model under dynamic loading.

The three-dimensional finite element model of the SHPB setup was developed in Abaqus/Explicit to investigate the high strain rate response of superelastic NiTi alloy. The model includes a 300 mm long striker bar, 2-meter long incident and transmission bars (diameter 19.05 mm), and a centrally located NiTi specimen (6 mm diameter, 6 mm length). All parts were meshed using reduced-integration 8-node linear brick elements (C3D8R), and the total number of elements varied depending on the striker velocity. Mesh refinement was applied in the specimen region to accurately resolve stress wave propagation and local phase transformation behavior.

A general contact algorithm was employed to define interactions between all components, including frictionless interfaces. Boundary conditions were defined to allow free axial motion (along the bar axis) while restricting all transverse and rotational degrees of freedom at both ends of the incident and transmission bars. The model was configured to simulate impact loading through initial velocity assignment to the striker bar. Four different striker velocities were used to generate compressive waves: 5 m/s, 10 m/s, 20 m/s, and 40 m/s, corresponding to increasing levels of dynamic loading.

To ensure purely elastic wave propagation within the bars, a high yield strength (2068 MPa) and a Young's modulus of 202.13 GPa were defined for the bar material. The bars were modeled with identical elastic properties, and no plastic deformation was permitted. The total simulation time was set to 3 milliseconds, which was sufficient to capture the full incident, reflected, and transmitted wave interactions as well as the complete deformation of the NiTi specimen.

3. Results

In this section, the numerical simulation results of superelastic NiTi alloy specimens subjected to dynamic compression loading at various strain rates are presented. The influence of increasing impact velocity on key mechanical parameters such as maximum strain rate, stress-strain behavior, deformation patterns, and martensite phase evolution is investigated in detail. These results provide critical insights into the rate-dependent mechanical response and transformation characteristics of NiTi alloys under high strain rate loading conditions.

This study involves several simplifying assumptions. First, the simulations were conducted under isothermal conditions, thereby neglecting temperature rise due to adiabatic heating, which may influence transformation stresses in real dynamic events. Second, the superelastic material model used does not include plasticity; hence, permanent deformation effects at very high strain levels were not captured. These assumptions were adopted to isolate and focus on the rate-dependent pseudoelastic behavior of the material. Nevertheless, future studies may incorporate thermomechanical coupling and plasticity to provide a more comprehensive representation of NiTi behavior under dynamic loading.

Figure 4 illustrates the strain rate–time profiles obtained from numerical simulations of NiTi specimens subjected to impact velocities of 5, 10, 20, and 40 m/s. A clear trend of increasing peak strain rate is observed with rising impact velocity, indicating the strong rate sensitivity of the material under dynamic compression.

Specifically, the peak strain rate increased from approximately 662 s^{-1} at 5 m/s to over 7200 s^{-1} at 40 m/s, as also summarized in Table 3.

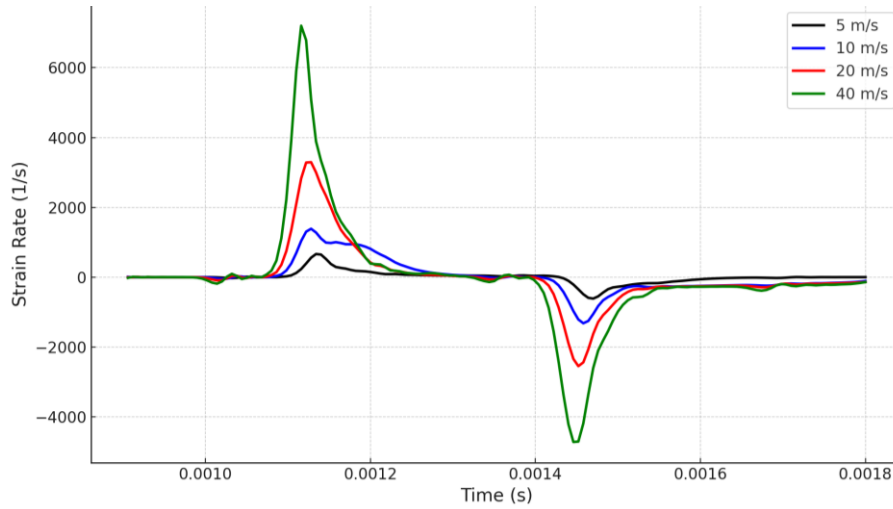


Figure 4. Comparison of strain rate profiles for superelastic NiTi specimens subjected to impact velocities of 5, 10, 20, and 40 m/s

The strain rate response exhibits a symmetric bipolar waveform, with a sharp increase during the initial compressive wave (loading phase) followed by a corresponding negative peak during wave reflection and unloading. At higher velocities (20 and 40 m/s), the rise and fall of the strain rate curves become more abrupt, suggesting a shorter deformation time and a steeper phase transformation response.

These findings confirm the expected behavior of superelastic NiTi alloys, where the phase transformation rate is only slightly affected by the applied strain rate. The more pronounced peaks at higher velocities imply a rapid

Table 3. Maximum strain rates

Impactor Velocity (m/s)	Max Strain Rate (1/s)
5	662
10	1386
20	3293
40	7203

activation of stress-induced martensitic transformation, accompanied by localized deformation. The overall shape and amplitude of the strain rate profiles align well with experimental trends observed in SHPB tests reported in the literature.

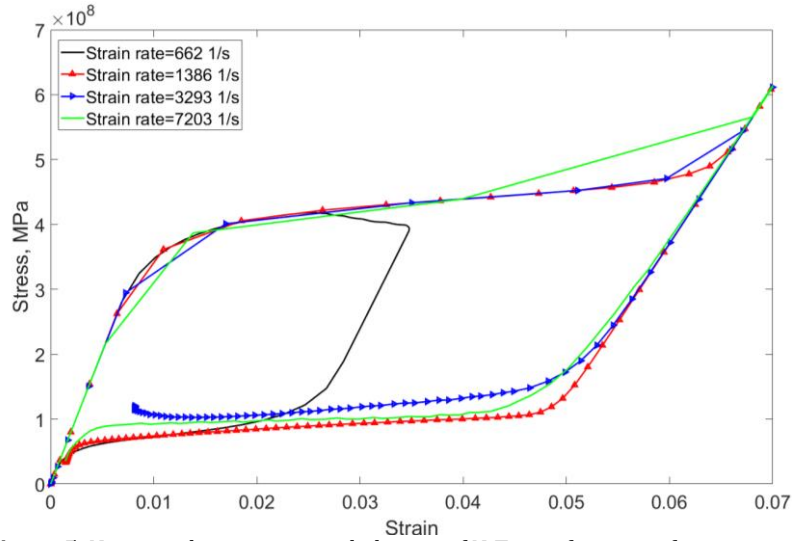


Figure 5. Numerical stress – strain behavior of NiTi as a function of strain rates.

Table 3 summarizes the maximum strain rate values obtained from the numerical simulations for each applied impact velocity. As expected, a direct correlation is observed between the striker velocity and the peak strain rate experienced by the NiTi specimen. The lowest impact velocity of 5 m/s resulted in a maximum strain rate of approximately 662 s^{-1} , whereas the highest impact velocity of 40 m/s generated a peak strain rate exceeding 7200 s^{-1} . This nonlinear increase suggests that the strain rate is not only influenced by the input velocity but also by the dynamic interaction between the specimen and the incident stress wave.

The results demonstrate that even moderate increases in impact velocity can lead to significant amplification in strain rate, which in turn affects the rate and extent of martensitic transformation. These findings highlight the importance of strain rate effects when modeling and designing superelastic NiTi components for high-speed or impact-sensitive applications.

Figure 5 shows the numerical stress–strain behavior of NiTi specimens subjected to four different strain rates: 662, 1386, 3293, and 7203 s^{-1} . The left panel focuses on the low-to-moderate strain range (up to $\sim 7\%$ strain), where the pseudoelastic characteristics of the material are most prominent. The right panel extends to larger strain levels to highlight the overall deformation behavior under dynamic compression.

At lower strain rates (e.g., 662 s^{-1}), the material exhibits a more gradual and extended plateau region, indicating a slower and more distributed martensitic transformation process. The characteristic hysteresis loop is clearly visible, suggesting substantial energy dissipation through reversible phase transformation. As the strain rate increases, several notable changes are observed:

- The plateau region shortens and shifts to higher stress levels, implying a rate-dependent increase in transformation stress.
- The unloading path becomes steeper, indicating faster reverse transformation kinetics at higher strain rates.
- The maximum stress and total recoverable strain both increase with increasing strain rate, particularly at 7203 s^{-1} , where the curve demonstrates a rapid transition from elastic to transformation response and back.

These trends confirm the strong strain rate sensitivity of superelastic NiTi alloys. The acceleration of both forward and reverse transformations at higher loading rates is consistent with the thermal–mechanical coupling effects known in shape memory behavior. Furthermore, the reduction in hysteresis width and increase in peak stress levels suggest that higher strain rates lead to more localized and energetic deformation mechanisms. Overall, these findings support the accuracy of the numerical model in capturing the dynamic pseudoelastic response of NiTi alloys, and emphasize the importance of strain rate consideration in applications involving impact or high-speed loading.

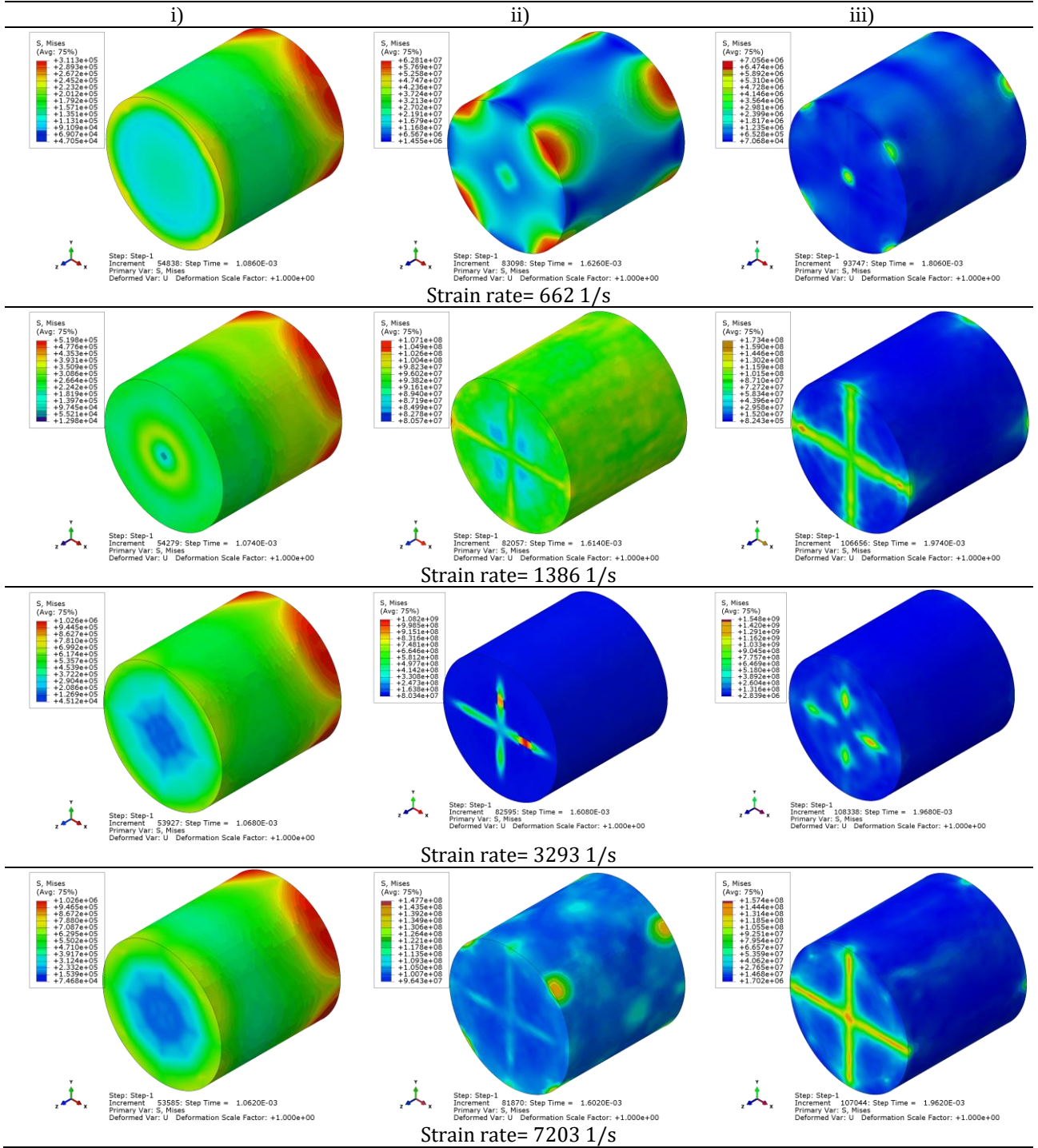


Figure 6. Numerical simulation results showing von Mises stress distributions in NiTi cylindrical specimens subjected to different strain rates: 662, 1386, 3293, and 7203 $1/s$ (i) first contact with bars, ii) midpoint deformation, iii) contact final stage with bars. Stress values are expressed in Pascals (MPa).

Figure 6 presents the von Mises stress distributions in superelastic NiTi cylindrical specimens subjected to different strain rates of 662, 1386, 3293, and 7203 s^{-1} . For each strain rate, three representative snapshots are shown: (i) just after the striker impacts the bar and stress waves initiate contact with the specimen, (ii) the midpoint of deformation where transformation is actively progressing, and (iii) the final stage where deformation ceases and stress levels begin to diminish. The first column at each strain rate corresponds to the initial moment of contact, as indicated by the early step time values (e.g., 1.048E-03 s), where elastic wavefronts begin propagating into the specimen. At this stage, stress concentrations appear near the interfaces, and the stress levels are relatively moderate.

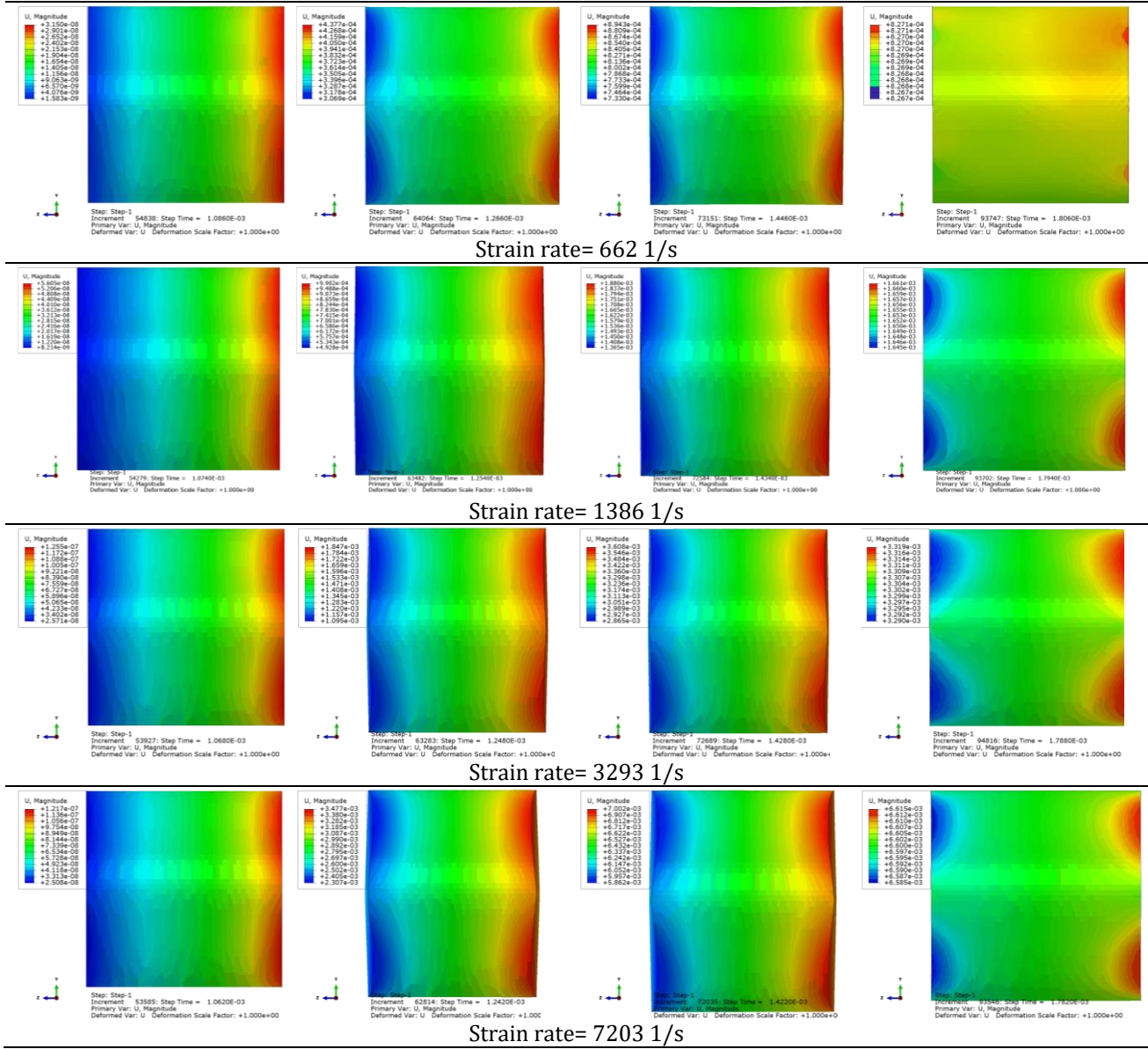


Figure 7. Numerical simulation results showing deformation distributions in NiTi cylindrical specimens subjected to different strain rates (662, 1386, 3293, and 7203 1/s). Displacement values are given in millimeters (mm).

The middle column illustrates the critical moment of maximum compression, as selected based on the time step that coincides with peak strain rate for each case. Here, the von Mises stress levels intensify significantly and are more widely distributed throughout the specimen, particularly at higher strain rates. For instance, at 7203 s^{-1} , the specimen shows distinct stress localization bands, possibly indicating martensitic transformation zones. The third column displays the final snapshot near the end of the deformation cycle (e.g., around 1.946E-03 s), where the specimen has experienced full compression and the stress waves begin to reflect. Stress levels generally reduce at this point, though residual stress concentrations remain, especially at higher strain rates. This indicates that higher impact velocities lead to more intense and uneven internal stress redistribution. Overall, the results reveal that increasing strain rate not only raises the peak von Mises stress but also alters its spatial distribution. While low strain rates show smooth and symmetric stress fields, high strain rates (3293 and 7203 s^{-1}) result in complex, asymmetric stress patterns, likely due to rapid phase transformation and inertia effects. These observations align with the expected behavior of superelastic NiTi under dynamic loading conditions and demonstrate the necessity of accounting for strain rate effects in SMA component design.

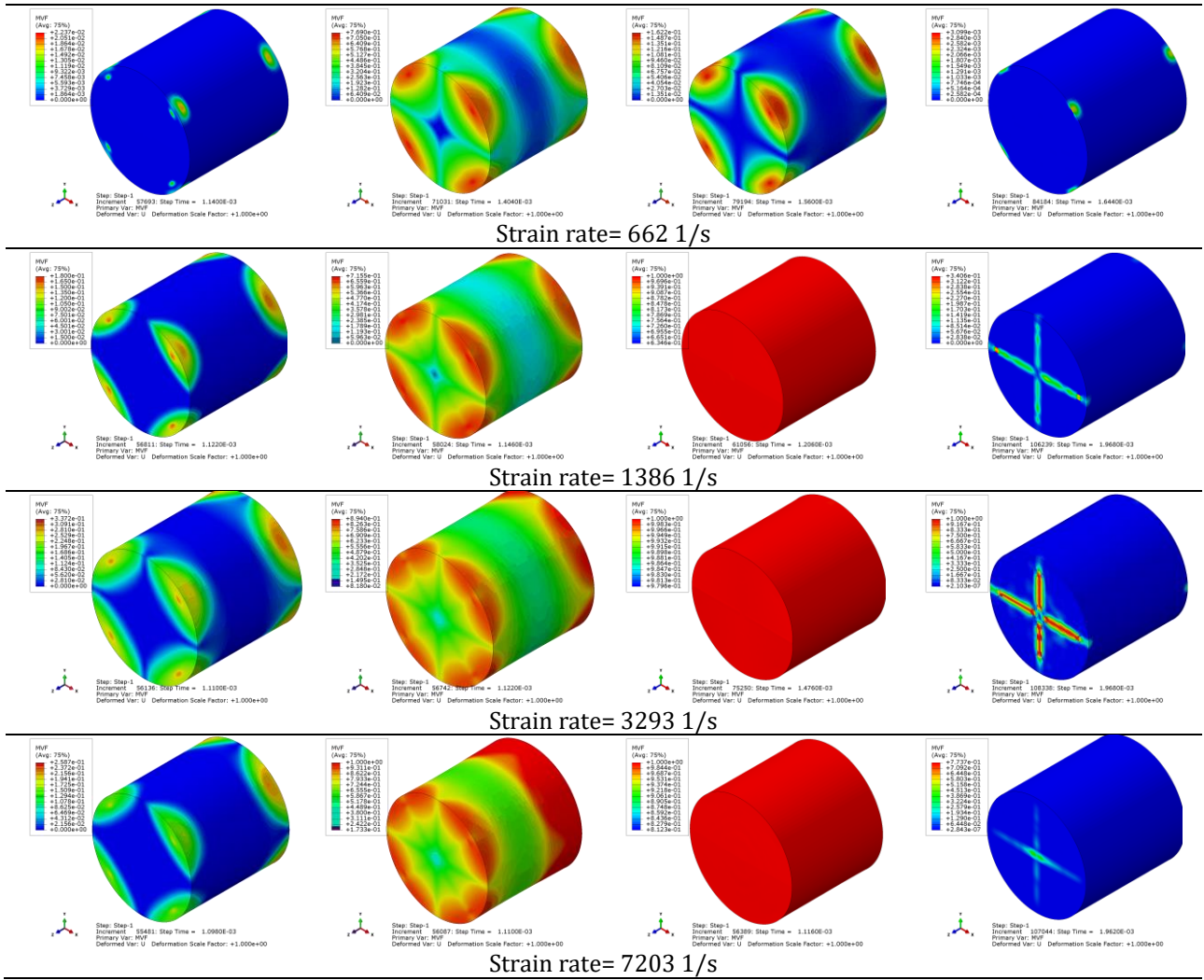


Figure 8. Numerical simulation results showing martensite volume fraction distributions in NiTi cylindrical specimens subjected to different strain rates (662, 1386, 3293, and 7203 1/s).

Figure 7 presents the deformation distributions (displacement magnitude) in NiTi cylindrical specimens subjected to different strain rates of 662, 1386, 3293, and 7203 s^{-1} . Similar to the previous figure, each row corresponds to a specific strain rate and includes snapshots taken at key time steps: (i) initial wave interaction, (ii) peak deformation, and (iii) the end of the loading cycle. In the early time steps (e.g., 1.048E-03 s), the deformation is minimal and concentrated near the specimen-bar interfaces, corresponding to the onset of stress wave transmission. As time progresses (around 1.248E-03 to 1.448E-03 s), the displacement magnitude increases and propagates along the specimen's length. The middle frames at each strain rate represent the moment of maximum deformation, where the central region of the specimen exhibits significant bulging or lateral expansion due to the Poisson effect and stress-induced phase transformation. At the final stages (around 1.848E-03 s), the deformation patterns reveal the residual displacement profile after wave reflection. Notably, higher strain rates (3293 and 7203 s^{-1}) induce more localized and asymmetric deformation zones, which may indicate non-uniform martensitic transformation and the onset of transformation-induced inhomogeneity. Overall, the results demonstrate that increasing strain rate intensifies the deformation magnitude and alters its spatial distribution. The symmetry observed at lower rates becomes increasingly disturbed as the strain rate rises, revealing a more complex mechanical response under dynamic loading. This highlights the need to consider strain rate-dependent deformation characteristics when modeling the structural performance of superelastic NiTi components.

Figure 8 presents the numerical simulation results for the martensite volume fraction distributions in NiTi cylindrical specimens under varying strain rates of 662, 1386, 3293, and 7203 s^{-1} . For each case, the evolution of stress-induced phase transformation is shown at multiple time steps, illustrating the spatial development and saturation of martensitic regions during dynamic loading.

At the lowest strain rate of 662 s^{-1} , martensitic transformation initiates locally near the contact surfaces and remains limited throughout the loading cycle, as indicated by low transformation fractions and confined colored

regions. As the strain rate increases to 1386 s^{-1} , the martensite fraction significantly increases and becomes more uniformly distributed along the specimen axis, with transformation zones extending toward the core region. In the higher strain rate cases (3293 and 7203 s^{-1}), a near-complete transformation is observed in large portions of the specimen, with volume fractions approaching unity in critical regions. Furthermore, the transformation pattern becomes more complex and asymmetric at 7203 s^{-1} , with cross-shaped martensitic zones forming along inclined planes. These patterns suggest localized shear bands and intense transformation-driven deformation mechanisms. Overall, the results clearly reveal that higher strain rates not only accelerate the martensitic transformation but also expand its spatial coverage and intensity. This rate-dependent transformation behavior is a key characteristic of superelastic NiTi alloys and must be carefully considered in the modeling of SMA components operating under dynamic or impact loading scenarios.

4. Discussion and Conclusion

This study investigated the high-strain-rate behavior of super-elastic NiTi alloys using finite-element simulations based on the built-in super-elastic material model in ABAQUS/Explicit. Dynamic compression simulations were performed at impact velocities ranging from 5 to 40 m s^{-1} , corresponding to strain rates of approximately 662 to 7203 s^{-1} . The results show that increasing strain rate markedly influences the alloy's mechanical response—most notably the phase-transformation kinetics, stress distribution, and deformation patterns. Higher strain rates triggered earlier and more extensive stress-induced martensitic transformation, as confirmed by both von Mises stress fields and martensite-volume-fraction contours. Deformation also became increasingly asymmetric and localized, evidencing the formation of transformation bands and non-uniform energy-dissipation mechanisms. These rate-dependent effects are critical for designing NiTi-based components used in high-speed or impact-prone environments such as aerospace structures, biomedical implants, and vibration-isolation devices. Consistent with prior experimental findings that the onset of martensitic transformation in the elastic regime is governed primarily by a critical stress rather than the deformation rate itself [11, 14], our simulations indicate that strain rate has little influence on transformation behavior until that critical stress is reached. Overall, the numerical results agree well with published experimental trends and confirm the predictive capability of the implemented constitutive model. Future work will involve experimental validation using Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB) tests and a broader investigation of temperature and cyclic-loading effects on transformation dynamics.

References

- [1] Parvizi, S., et al., Effective parameters on the final properties of NiTi-based alloys manufactured by powder metallurgy methods: A review. *Progress in Materials Science*, 2021. 117: p. 100739.
- [2] Mitwally, M.E. and M. Farag, Effect of cold work and annealing on the structure and characteristics of NiTi alloy. *Materials Science and Engineering: A*, 2009. 519(1-2): p. 155-166.
- [3] Alaneme, K.K. and E.A. Okotete, Reconciling viability and cost-effective shape memory alloy options – A review of copper and iron based shape memory metallic systems. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, 2016. 19(3): p. 1582-1592.
- [4] Otsuka, K. and C.M. Wayman, *Shape memory materials*. 1999: Cambridge university press.
- [5] Adharapurapu, R.R., et al., Response of NiTi shape memory alloy at high strain rate: A systematic investigation of temperature effects on tension–compression asymmetry. *Acta Materialia*, 2006. 54(17): p. 4609-4620.
- [6] Van Humbeeck, J., Damping capacity of thermoelastic martensite in shape memory alloys. *Journal of Alloys and Compounds*, 2003. 355(1-2): p. 58-64.
- [7] Mohd Jani, J., et al., A review of shape memory alloy research, applications and opportunities. *Materials & Design (1980-2015)*, 2014. 56: p. 1078-1113.
- [8] Elahinia, M., et al., Fabrication of NiTi through additive manufacturing: A review. *Progress in Materials Science*, 2016. 83: p. 630-663.
- [9] Mills, S.H., et al., *Development of Nickel-Rich Nickel–Titanium–Hafnium Alloys for Tribological Applications. Shape Memory and Superelasticity*, 2020.
- [10] Qiu, Y., M.L. Young, and X. Nie, High Strain Rate Compression of Martensitic NiTi Shape Memory Alloy at Different Temperatures. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2016. 48(2): p. 601-608.
- [11] Nemat-Nasser, S. and J.Y. Choi, Thermomechanical response of an Ni–Ti–Cr shape-memory alloy at low and high strain rates. *Philosophical Magazine*, 2006. 86(9): p. 1173-1187.

- [12] Nemat-Nasser, S., et al., High strain-rate, small strain response of a NiTi shape-memory alloy. *J. Eng. Mater. Technol.*, 2005. 127(1): p. 83-89.
- [13] Chen, W. and S. Bo, Temperature dependence of a NiTi shape memory alloy's superelastic behavior at a high strain rate. *Journal of mechanics of materials and structures*, 2006. 1(2): p. 339-356.
- [14] Liu, Y., et al., High strain rate deformation of martensitic NiTi shape memory alloy. *Scripta materialia*, 1999. 41(1): p. 89-95.
- [15] He, X., Zhang, J., Wang, W., Liu, Y., & Song, G. Dynamic mechanical behavior and constitutive modeling of NiTi SMAs under impact loading. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 146, 103729.
- [16] Xue, P., Iqbal, N., Liao, H. J., Wang, B., & Li, Y. L. Experimental study on strain rate sensitivity of ductile porous irons. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 48, 82–86.
- [17] Saghaian, S. E., Lu, Y. C., Saghaian, S. M., & Karaca, H. E. Load-induced local phase transformation and modulus of shape memory alloys under spherical indentation by finite element method. *Materials Engineering Research*, 2023, 5(1), 256–264
- [18] Abaqus/Explicit (Version 6.14), User's Manual, Finite Element Software. Available online: <http://www.simulia.com>

Hydraulic Analysis of the Bridge in the Highway Flood Area: Alandeğirmeni Bridge Road Route

Pınar Sarı Çavdar*

*İzmir Demokrasi Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği, İZMİR

(Alınış / Received: 02.05.2025, Kabul / Accepted: 11.06.2025, Online Yayınlanma / Published Online: 31.07.2025)

Keywords

Flood,
Bridge,
HEC-RAS,
Hydraulic Modeling,
Alandeğirmeni Bridge,
Flood Risk.

Abstract: Floods affect the road route where the Alandeğirmeni bridge is located, causing traffic stoppage, traffic accidents, loss of life and property. Using hydraulic software related to flooding, we investigate this issue and show how to reduce the recurrence of floods. Using 100 and 500 year annual recurrent flood data, the existing bridge was analyzed and found to be inadequate. With the new modeling to be revised, flood risk is prevented. According to the findings of our study, the bridge was sized in such a way that approximately 1.5 meters of headroom is left when the 100-year flow passes and at least 1 meter of headroom is left when the 500-year flow passes. As a result of the analyzes and corrections, the safety of the bridges is ensured and hydraulic problems such as heave etc. that may arise from the bridges are prevented.

Karayolu Taşkın Alanındaki Köprünün Hidrolik Analizi: Alandeğirmeni Köprüsü Yol Güzergahı

Anahtar Kelimeler

Taşkın,
Köprü,
HEC-RAS,
Hidrolik Modelleme,
Alandeğirmeni Köprüsü,
Taşkın Riski.

Öz: Alandeğirmeni köprüsünün bulunduğu yol güzergahında meydana gelen taşkınlar, trafiğin durmasına, trafik kazalarına, can ve mal kayıplarına neden olmaktadır. Taşkınlarla ilgili hidrolik yazılımlar kullanarak bu konuyu araştırıp, taşkınların tekrarlanma sıklığının nasıl azaltılabileceğini gösteriyoruz. 100 ve 500 yıllık yıllık tekrarlayan taşkın verileri kullanılarak mevcut köprü analiz edilmiş ve yetersiz olduğu görülmüştür. Revize edilecek yeni modelleme ile taşkın riski önlenmektedir. Çalışmamızın bulgularına göre köprü, 100 yıllık akış geçtiğinde yaklaşık 1,5 metre, 500 yıllık akış geçtiğinde ise en az 1 metre boşluk kalacak şekilde boyutlandırılmıştır. Yapılan analizler ve düzeltmeler sonucunda köprülerin emniyeti sağlanmış ve köprülerden kaynaklanabilecek kabarma vb. hidrolik problemlerin önüne geçilmiştir.

1. Introduction

Floods can be defined as the submersion of areas that are normally not underwater due to high flow rates and rising water levels in rivers. Excessive rainfall leads to flooding, which may occur as continuous precipitation exceeding the soil's absorption capacity. The riverbed facilitates the overflow of water from riverbanks into adjacent areas (1, 2, 3). Many people and properties are at risk, and floods also threaten vast expanses of fertile land. Compared to other natural disasters, floods are considered among the most devastating (4,5,6) and their impact on the environment is often greater than their impact on humans (7,8). For centuries, floods have been one of the primary causes of natural disaster-related damages worldwide. The relationship between flood environments and flood characteristics is of great significance (9).

Accurately estimating the surface runoff volume caused by precipitation is crucial for calculating the amount of water required for reservoir storage and determining flood probability (10). One effective approach to preventing and mitigating flood-related losses is obtaining accurate data and information on flood risks through flood mapping (11).

In 21st century urban planning, governments have made a paradigm change from 'fighting against water' to "living with water". Urban planning strategies now prioritize the integration of pavements and infrastructure that leverage systems to manage water, such as wetlands, green evaporative rain gardens, and permeable roads and pavements. In addition to managing water, these systems are also important for ecological, economic and social benefits and for saving human lives (12, 13,14).

In recent years, pre-packaged software programs have been increasingly used for flood modeling (9,15). The Hydrologic Engineering Center's River Analysis System (HEC-RAS), developed by the U.S. Army Corps of Engineers, and MIKE 11-DHI, developed by the Danish Hydrology Institute (DHI), are among the widely utilized tools. These programs analyze water surface profiles affected by hydraulic structures or route modifications. Additionally, they contribute to the design of hydraulic structures by considering factors such as flood levels.

The HEC-RAS program, which is an excellent choice for performing one-dimensional hydraulic calculations in both natural and constructed channel systems, plays a crucial role in the process of developing hydraulic models and conducting hydraulic analysis of river routes (16, 17, 15)

In this study, it is aimed to calculate flood risk using HEC-RAS program in Alandeğirmeni Bridge, which may cause traffic accidents, loss of life and property in case of flood. As a result of determining the flood risk status, it is aimed to create a data set for future situations by considering the economic damage. In addition, it is aimed to reduce the loss of life and property, protect the environment, historical and cultural heritage and support sustainable development by evaluating the risk of fatal damage during flood.

2. Material and Methods

2.1. Study area

The study area is located on the 35-04 highway route in the direction of Bergama-Kınık in İzmir Province and is a provincial road under the jurisdiction of the 2nd Regional Directorate of Highways. Figure 1 presents the map of the Alandeğirmeni Bridge Road Route and the connecting roads in the region. This is a road with heavy traffic density.

The Alandeğirmeni Bridge, which spans 30 meters, is situated between 10+050 km and 10+080 km along the provincial road that begins in Bergama and extends northwest toward Kozak. Due to its inadequate physical and geometric standards, the bridge poses challenges in terms of driving comfort and traffic safety. In this study, the necessary modifications have been proposed and implemented to enhance the physical and geometric standards of the bridge.



Figure 1. Alandeğirmeni Bridge Road Route

2.2. Modeling

The HEC-RAS software, version 4.1.0, developed by the U.S. Army Corps of Engineers, was used to calculate water surface profiles. The HEC-RAS program, with its graphical interface, is capable of performing steady flow water surface profile calculations, one-dimensional (1D) and two-dimensional (2D) unsteady flow modeling, sediment transport modeling for both steady and unsteady flows, and water quality analysis. The results can be displayed in tabular and graphical formats, flood inundation maps can be generated, visualized, reported, and stored.

Based on literature research, HEC-RAS is commonly used in two main types of studies. The first category involves the integration of HEC-RAS models with Geographic Information System (GIS)-based software, while the second category focuses on analyzing the impact of existing or planned structures on river flow (17).

For steady-state flow conditions, HEC-RAS employs the one-dimensional energy equation to determine solutions. To calculate energy losses, friction coefficients and contraction/expansion coefficients are required. The momentum equation is used in situations where the existing flow regime changes suddenly. The program also considers the effects of hydraulic structures such as bridges, culverts, reservoirs, and spillways on flow conditions. Additionally, modifications in the analysis region can be integrated into the program, allowing for model updates (15).

The key parameters to be defined include:

- (a) Cross-section numbers and geometries along the river route
- (b) Distances between cross-sections
- (c) Manning's roughness coefficient
- (d) Channel contraction and expansion coefficients
- (e) Geometries of transverse structures obstructing the flow

The Manning Equation is used in HEC-RAS for determining water surface profiles. The formula, introduced by Irish engineer Robert Manning in 1889, includes variables such as flow velocity, hydraulic radius, wetted area, wetted perimeter, channel slope, and Manning's roughness coefficient (n). In flood analysis, the roughness coefficient (n) must be carefully defined. For determining flow velocity in flood structures, experimentally derived values are often used for different types of structures.

Among free-surface flow studies, Manning's equation is the most commonly applied formula to determine the velocity and discharge of flow within a channel. The equation is used to estimate the flow velocity in cross-sections with specific characteristics.

$$V = \frac{1}{n} R^{2/3} S_0^{1/2} \quad (1)$$

In this equation, S_0 represents the channel bed slope, R is the hydraulic radius, which depends on the channel shape and water depth, and n is Manning's roughness coefficient. These three parameters characterize the physical properties of the channel. The channel bed slope and hydraulic radius can be easily determined through measurements.

An often-overlooked aspect when determining the roughness coefficient (n) in flood analyses using Manning's equations is the time-dependent variations in rivers that pass through urban areas. These variations arise from both natural morphological changes in the riverbed and unplanned urbanization. For instance, seasonal changes can lead to the growth of vegetation, or waste materials disposed of near the channel can significantly increase the roughness coefficient.

Therefore, for more accurate results, it is essential to consider potential future changes in the open channel bed during analyses. The roughness coefficient used in flood channel analyses depends on multiple parameters, including the type of materials in the riverbed, the presence of vegetation, the number and shape of transverse structures in the river, the cross-sectional shape of the channel, and the irregularity of the channel. The bed roughness values were determined based on terrain conditions and bridge site photographs, using the HEC-RAS Hydraulic Reference Manual, Table 1 (15).

Table 1. Manning's Roughness Coefficients

Channel Type and Description	Minimum	Normal	Maximum
A. Natural Streams			
1. Main Channels			
a. Clean, straight, no pools or deep cracks	0.025	0.030	0.033
b. Same as above, but with more stones and weeds	0.030	0.035	0.040
c. Clean, meandering, some pools and shallows	0.033	0.040	0.045
d. Same as above, but with some weeds and stones	0.035	0.045	0.050
e. Same as above, lower stages, more ineffective slopes and sections	0.040	0.048	0.055
f. Same as 'd' but with more stones	0.045	0.050	0.060
g. Slow stretches, grassy, deep pools	0.050	0.070	0.080
h. Heavily vegetated areas, deep pools, or floodplains with heavy timber and brush	0.070	0.100	0.150
2. Floodplains			
a. Pasture without brush			
1. Short grass	0.025	0.030	0.035
2. Tall grass	0.030	0.035	0.040
b. Cultivated areas			
1. No crops	0.020	0.025	0.030
2. Mature row crops	0.030	0.035	0.040
3. Mature field crops	0.035	0.050	0.060
c. Brush-covered areas			
1. Sparse brush, heavy weeds	0.035	0.040	0.045
2. Light brush and trees in winter	0.040	0.045	0.050
3. Light brush and trees in summer	0.050	0.060	0.070
4. Moderate to dense brush in winter	0.060	0.070	0.100
5. Moderate to dense brush in summer	0.070	0.100	0.120
d. Trees			
1. Cleared land with tree stumps, no sprouts	0.030	0.040	0.050
2. Same as above, but with heavy sprouts	0.040	0.050	0.060
3. Heavy timber, few trees, small brush, flow under branches	0.050	0.070	0.080
4. Same as above, but with flow reaching branches	0.070	0.100	0.120
5. Dense willows, straight	0.100	0.160	0.200
3. Mountain Streams, no vegetation in the channel, banks usually steep. Trees and brush submerged along banks			
a. Bottom: gravel, cobbles, and few boulders	0.030	0.040	0.050
b. Bottom: cobbles	0.040	0.050	0.070

Open channel flow is classified as subcritical, critical, or supercritical based on the dimensionless Froude number (Fr) (17). For a constant flow rate Q , when $E > E_{min}$, there are two different depths for the same specific energy height:

a) For the river regime, the depth of the river flow is $h = h_{actual} > h_{critical}$, the velocity is $V_{actual} < V_{critical}$, and $Fr < 1$.

b) For the flood regime, the depth of the flood flow is $h = h_{\text{actual}} < h_{\text{critical}}$, the velocity is $V_{\text{flood}} > V_{\text{critical}}$, and $Fr > 1$ (Table 2).

Table 2. Relationship Between Froude Number, Flow Velocity, Depth, and Slope (18).

Flow Regime	Depth (h)	Velocity (V)	Slope (I)	Froude Number (Fr)
Subcritical Flow	$h > h_{\text{critical}}$	$V < V_{\text{critical}}$	$I < I_{\text{critical}}$	$Fr < 1$
Critical Flow	$h = h_{\text{critical}}$	$V = V_{\text{critical}}$	$I = I_{\text{critical}}$	$Fr = 1$
Supercritical Flow	$h < h_{\text{critical}}$	$V > V_{\text{critical}}$	$I > I_{\text{critical}}$	$Fr > 1$

The Alandegirmeni Bridge is located on the Çoraklık Stream, and the recurrence interval flood discharge values for 2, 5, 10, 25, 50, 100, 500, and 1000 years, along with the 8.38 km² rainfall area data and an elevation of 117 meters, were obtained from the State Hydraulic Works (DSİ). The discharge values used in the hydraulic analysis of the bridges are presented in Table 3.

Table 3. Discharge Values Used in Hydraulic Analysis

Stream Name(m ³ /s)	Q2	Q5	Q10	Q25	Q50	Q100	Q500	Q1000
Çoraklık	3.55	9.68	15.65	25.40	34.18	44.24	64.03	75.55

The discharge values presented in Table 3 indicate a significant increase in flow rates with higher return periods, emphasizing the necessity for robust hydraulic infrastructure to mitigate flood risks.



Figure 2. Alandegirmeni Bridge (KM 10+050~10+080) (a) Upstream view of the bridge; (b) Downstream view of the bridge.

For Alandegirmeni Bridge (KM 10+050~10+080), the boundary conditions were determined based on cross-sections obtained from the map. The average riverbed slope was calculated as 0.024 at the upstream section and 0.03 at the downstream section. As observed in Figure 2, and based on Table 1, the roughness coefficient was selected as 0.05 for the riverbed, while 0.08 was assigned for the left and right bank slopes, following the terrain investigation of the streambed.

2.2.1. HEC-RAS analysis of the existing structure

In the model, the elevation at KM 10+050 is 120.146, while at KM 10+080, it is 120.335. The girder bottom elevation at KM 10+050 is 118.146, and at KM 10+080, it is 118.335. The bridge is a single-span structure with no skew angle (0°) and no slope. The skew angle refers to the angle between the natural flow direction of the stream and the alignment of the bridge piers. The cross-sections of the existing Alandegirmeni Bridge in the HEC-RAS model are presented in Figure 3.

Cross-sections were attempted to be taken every 10 meters along the thalweg line. However, due to terrain constraints, some sections had to be taken at greater intervals. To ensure the most accurate representation of the terrain, the cross-sections were extended to the left and right until the necessary elevation was achieved. The bridge was modeled using the HEC-RAS software module designed for bridge structures.

In accordance with the working principles of HEC-RAS, the cross-section numbers decrease from upstream to downstream, with the last downstream section designated as section 0. The model was analyzed for Q100 and Q500 discharge values using the HEC-RAS program.

This program offers solution options for determining water surface profiles under steady flow conditions, including subcritical, supercritical, and mixed flow solutions.

Table 4. Existing Bridge Freeboard Values

Existing Alandegirmeni Bridge			Q100 Discharge		Q500 Discharge	
Bridge Bottom Elevation	Upstream Water Surface Elevation (m)	Freeboard (m)	Upstream Water Surface Elevation (m)	Freeboard (m)		
118.2	118.64	NONE	119.49	NONE		

The results in Table 4 indicate that there is no available freeboard for both Q100 and Q500 discharge scenarios, suggesting a high risk of overflow and potential structural inadequacy of the existing bridge under extreme flood conditions.

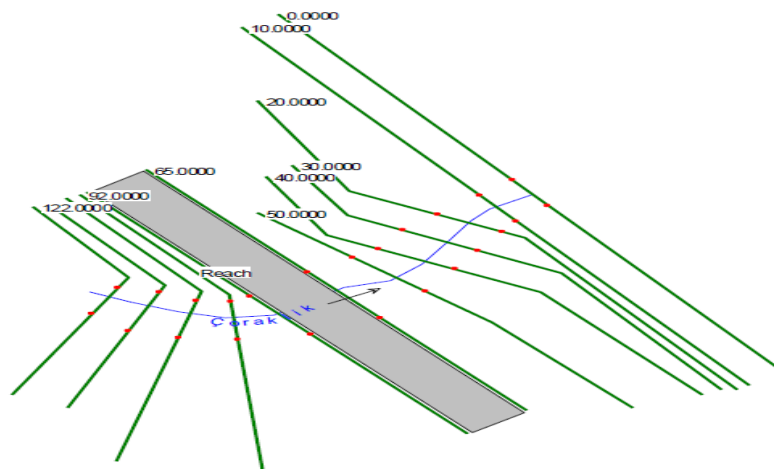


Figure 3. Cross-Sections of the Existing Route

Figure 3 illustrates the cross-sections of the existing route, highlighting the alignment of the bridge with the natural flow direction of the Çoraklık Stream and the variations in topography across the study area.

Table 5. HEC-RAS Results for Q100 Discharge in the Existing Bridge

River Station	Profile	Total Discharge Q (m³/s)	Min Channel Elevation (m)	Water Surface Elevation (m)	Critical Depth (m)	Energy Elevation (m)	Slope (m/m)	Critical Velocity (m/s)	Flow Area (m²)	Total Width (m)	Froude Number
122	Q ₁₀₀	44,24	117,91	119,36	119,42	120,00	0,030016	3,55	12,46	11,55	1,08
112	Q ₁₀₀	44,24	117,62	118,70	118,95	119,56	0,062226	4,11	10,76	13,95	1,49
102	Q ₁₀₀	44,24	117,33	118,89	118,71	119,22	0,015492	2,55	17,35	15,92	0,78
92	Q ₁₀₀	44,24	117,10	118,80		119,07	0,010590	2,29	19,43	17,69	0,66
82	Q ₁₀₀	44,24	117,07	118,84	118,19	118,96	0,004402	1,58	28,21	22,25	0,43
79		Bridge									
65	Q ₁₀₀	44,24	116,61	118,04	118,04	118,46	0,027331	2,87	15,44	18,69	1,01
50	Q ₁₀₀	44,24	114,88	115,84	116,31	117,50	0,179011	5,72	7,74	13,67	2,42
40	Q ₁₀₀	44,24	114,54	115,54	116,03	116,49	0,035097	3,28	13,49	16,03	1,14
30	Q ₁₀₀	44,24	114,19	115,76	115,69	116,19	0,021658	2,90	15,24	15,07	0,92
20	Q ₁₀₀	44,24	113,99	115,63		115,99	0,015179	2,64	16,78	14,49	0,78
10	Q ₁₀₀	44,24	113,70	115,39		115,82	0,018021	2,89	15,30	12,67	0,84
0	Q ₁₀₀	44,24	113,42	115,04	115,01	115,59	0,024013	3,30	13,41	11,39	0,97

In Figures 4 and 6, the water surface profile along the stream has been generated for the Q100 and Q500 discharge scenarios as a result of the analysis conducted on the existing bridge. Figures 5 and 7 present the cross-sectional views for the Q100 and Q500 discharge cases, illustrating that these sections remain within the floodplain and are insufficient to accommodate the expected flood flow.

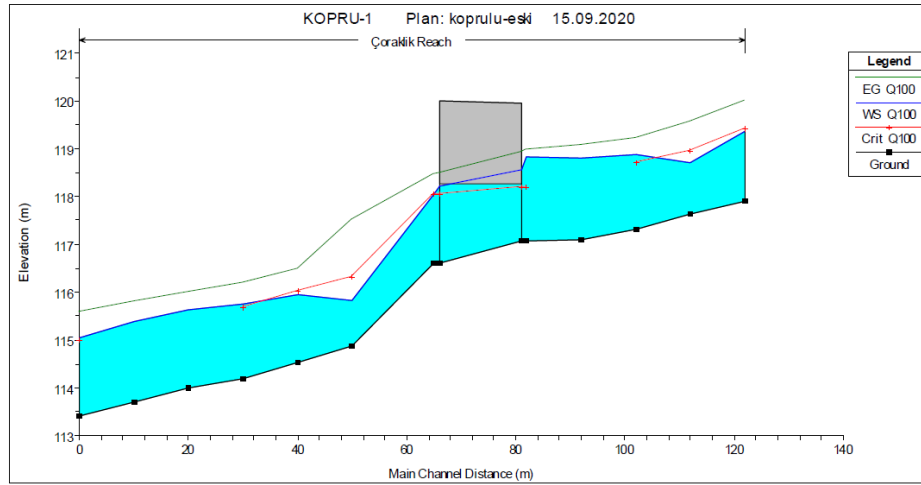


Figure 4. Water Surface Profile for Q100 Discharge in the Existing Bridge

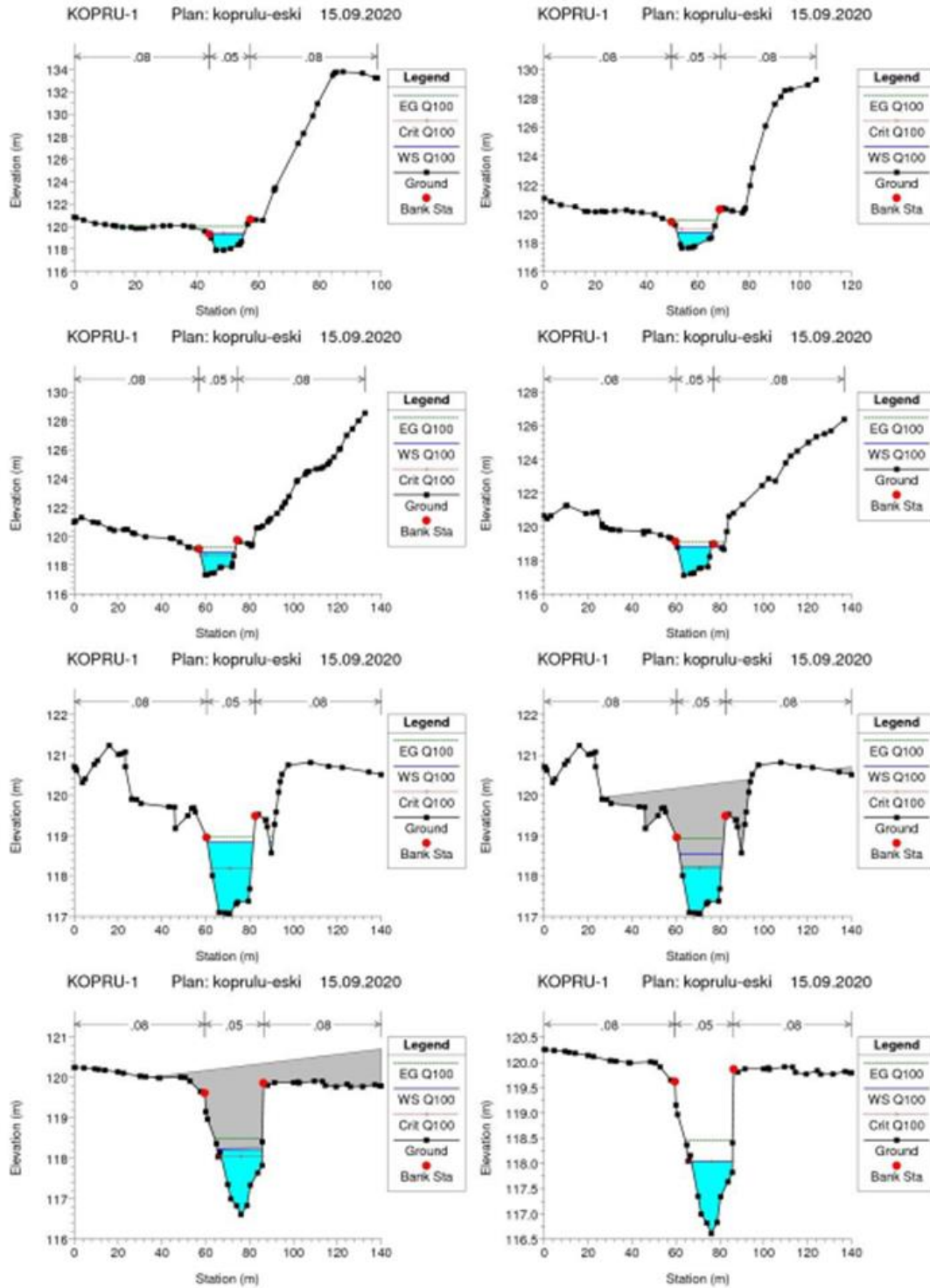


Figure 5. Cross-Section Views for Q100 Discharge in the Existing Bridge

Table 6. HEC-RAS Results for Q500 Discharge in the Existing Bridge

River Station	Profile	Total Discharge Q (m ³ /s)	Min Channel Elevation (m)	Water Surface Elevation (m)	Critical Depth (m)	Energy Elevation (m)	Slope (m/m)	Critical Velocity (m/s)	Flow Area (m ²)	Total Width (m)	Froude Number
122	Q ₅₀₀	64,03	117,91	120,84	119,79	120,93	0,002165	1,54	65,80	61,78	0,32
112	Q ₅₀₀	64,03	117,62	120,83		120,88	0,000989	1,12	83,82	76,22	0,23
102	Q ₅₀₀	64,03	117,33	120,83		120,87	0,000643	0,99	99,51	74,66	0,19
92	Q ₅₀₀	64,03	117,10	120,83		120,86	0,000476	0,90	107,30	71,55	0,16
82	Q ₅₀₀	64,03	117,07	120,83	118,44	120,85	0,000279	0,71	141,33	126,83	0,13

79		Bridge										
65	Q ₅₀₀	64,03	116,61	117,68	118,29	120,22	0,261764	7,07	9,06	15,59	2,96	
50	Q ₅₀₀	64,03	114,88	116,13	116,58	117,57	0,102181	5,31	12,05	15,54	1,93	
40	Q ₅₀₀	64,03	114,54	116,27	116,29	116,85	0,026272	3,36	19,07	17,49	1,03	
30	Q ₅₀₀	64,03	114,19	116,16	116,01	116,60	0,017561	2,94	21,76	18,01	0,85	
20	Q ₅₀₀	64,03	113,99	116,04		116,43	0,013191	2,78	23,02	16,41	0,75	
10	Q ₅₀₀	64,03	113,70	115,77	115,57	116,27	0,017006	3,14	20,39	15,85	0,84	
0	Q ₅₀₀	64,03	113,42	115,39	115,38	116,06	0,024021	3,60	17,78	13,26	0,99	

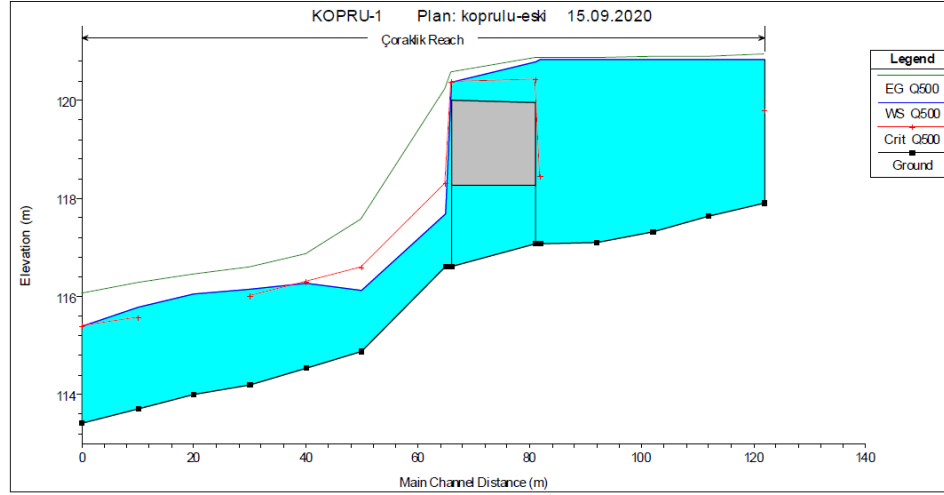


Figure 6. Water Surface Profile for Q500 Discharge in the Existing Bridge

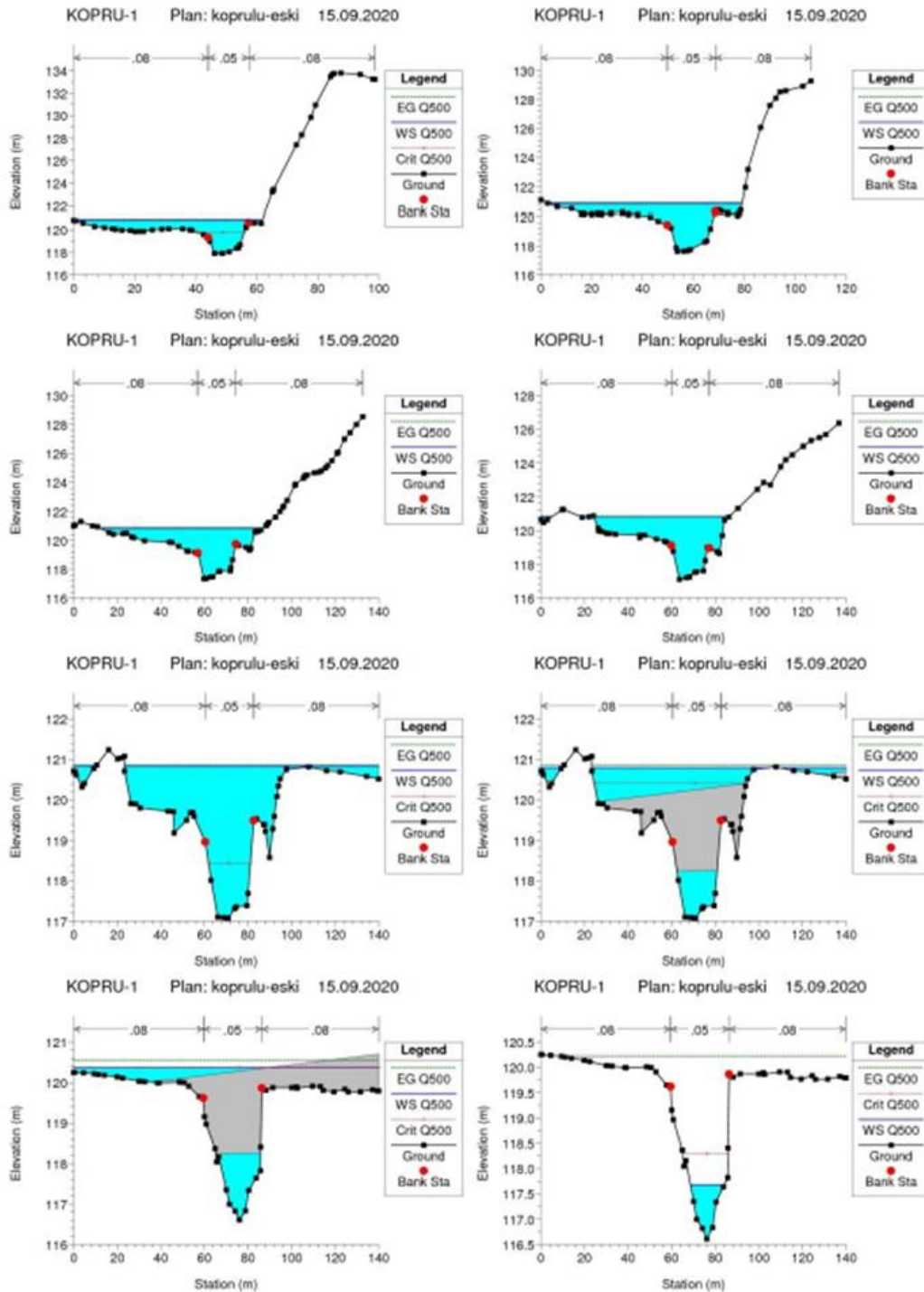


Figure 8. Cross-Section Views for Q500 Discharge in the Existing Bridge

The analysis indicates that the bridges provide sufficient freeboard during the 100-year flood discharge, ensuring structural safety while preventing hydraulic issues such as backwater effects. However, the hydraulic analysis of the planned bridge at the existing elevation (Tables 5 and 6) shows that although adequate freeboard is maintained during both the 100-year and 500-year flood discharges, hydraulic problems such as backwater effects and flow disturbances still occur. Therefore, the bridge should be redesigned to ensure adequate freeboard and allow uninterrupted flow beneath the structure during 100-year and 500-year flood events.

2.2.2 HEC-RAS Analysis of the Revised Structure

For the revised bridge, the elevation at KM 10+050 is 122.093, while at KM 10+080, it is 122.220. The girder bottom elevation at KM 10+050 is 120.093, and at KM 10+080, it is 120.220. The slope is +0.422%, and the bridge features a single span with a skew angle of 0°.

Table 7. Freeboard Values for the Revised Bridge

Revised Alandegirmeni Bridge	Q100 Discharge		Q500 Discharge	
	Upstream Water Surface Elevation (m)	Freeboard (m)	Upstream Water Surface Elevation (m)	Freeboard (m)
Bridge Bottom Elevation	118.46	1.68	118.72	1.42

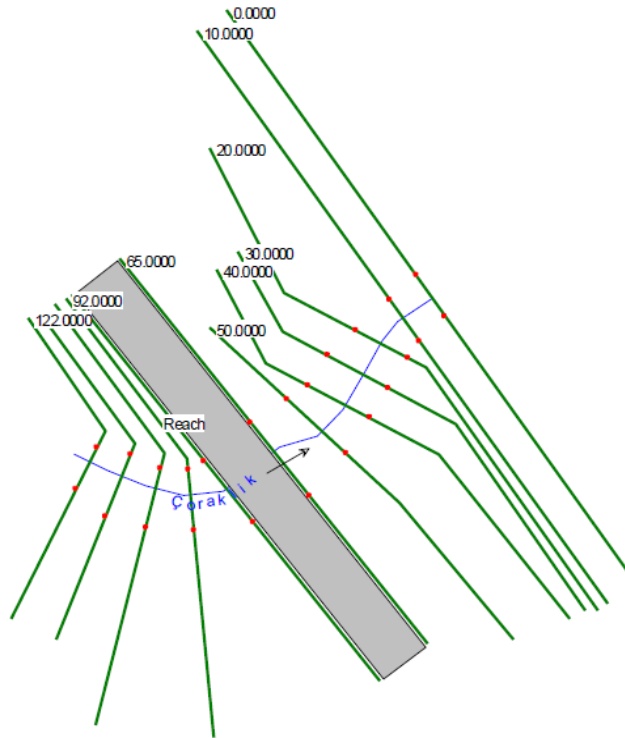


Figure 8. Cross-Sections of the Revised Route

Table 8. HEC-RAS Results for Q100 Discharge in the Revised Bridge

River Station	Profile	Total Discharge Q (m ³ /s)	Min Channel Elevation (m)	Water Surface Elevation (m)	Critical Depth (m)	Energy Elevation (m)	Slope (m/m)	Critical Velocity (m/s)	Flow Area (m ²)	Total Width (m)	Froude Number
122	Q ₁₀₀	44,24	117,91	119,36	119,42	120,00	0,030016	3,55	12,46	11,55	1,08
112	Q ₁₀₀	44,24	117,62	118,70	118,95	119,56	0,062226	4,11	10,76	13,95	1,49
102	Q ₁₀₀	44,24	117,33	118,81	118,71	119,19	0,019217	2,74	16,16	15,7	0,86
92	Q ₁₀₀	44,24	117,10	118,47	118,47	118,96	0,026258	3,11	14,24	14,5	1
82	Q ₁₀₀	44,24	117,07	118,48	118,19	118,71	0,01069	2,13	20,81	19,42	0,66
79	Bridge										
65	Q ₁₀₀	44,24	116,61	118,04	118,04	118,46	0,027331	2,87	15,44	18,69	1,01
50	Q ₁₀₀	44,24	114,88	115,84	116,31	117,50	0,178583	5,71	7,75	13,67	2,42
40	Q ₁₀₀	44,24	114,54	115,54	116,03	116,49	0,035023	3,28	13,5	16,04	1,14
30	Q ₁₀₀	44,24	114,19	115,76	115,69	116,19	0,021658	2,9	15,24	15,07	0,92
20	Q ₁₀₀	44,24	113,99	115,63		115,99	0,015179	2,64	16,78	14,49	0,78
10	Q ₁₀₀	44,24	113,70	115,39		115,82	0,018021	2,89	15,30	12,67	0,84
0	Q ₁₀₀	44,24	113,42	115,04	115,01	115,59	0,024013	3,3	13,41	11,39	0,97

In Figures 9 and 11, the water surface profile along the stream has been generated for the Q100 and Q500 discharge scenarios as a result of the analysis conducted on the revised bridge. Figures 10 and 12 present the cross-sectional views for the Q100 and Q500 discharge cases, demonstrating that flooding is effectively prevented and that the bridge deck remains completely unaffected by water contact.

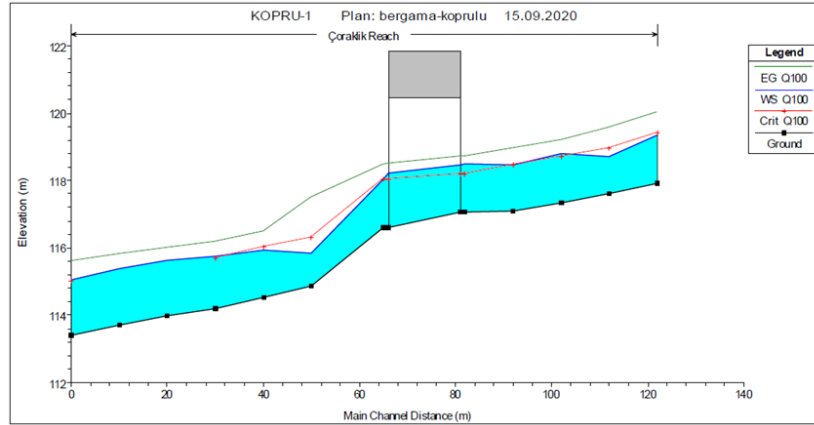


Figure 9. Water Surface Profile for Q100 Discharge in the Revised Bridge

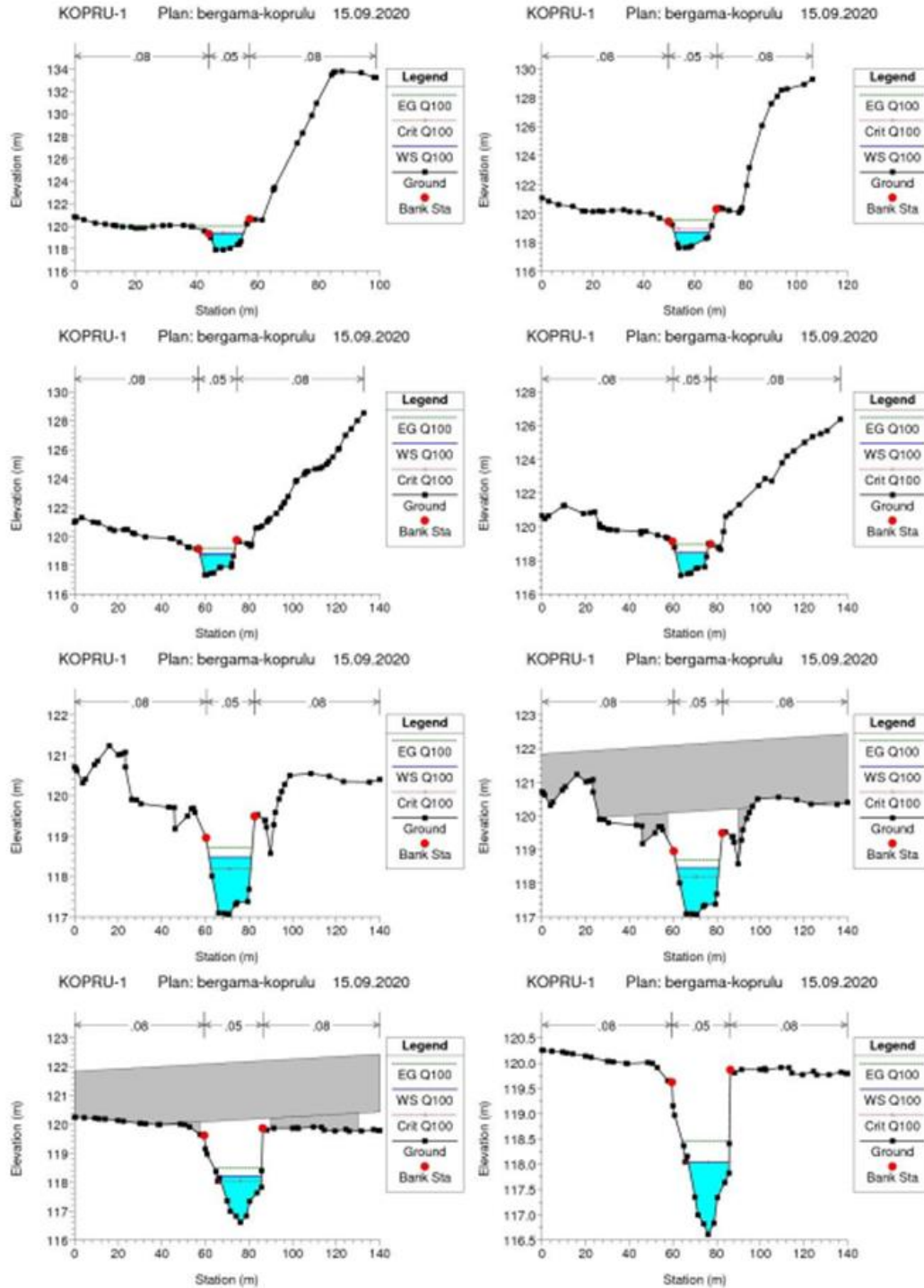


Figure 10. Cross-Section Views for Q100 Discharge in the Revised Bridge

Table 9. HEC-RAS Results for Q500 Discharge in the Revised Bridge

River Station	Profile	Total Discharge Q (m ³ /s)	Min Channel Elevation (m)	Water Surface Elevation (m)	Critical Depth (m)	Energy Elevation (m)	Slope (m/m)	Critical Velocity (m/s)	Flow Area (m ²)	Total Width (m)	Froude Number
122	Q ₅₀₀	64,03	117,91	119,65	119,79	120,48	0,030041	4,05	16,11	13,96	1,11
112	Q ₅₀₀	64,03	117,62	118,91	119,24	120,03	0,063271	4,69	13,66	14,63	1,55
102	Q ₅₀₀	64,03	117,33	119,11	118,98	119,59	0,018227	3,05	21,02	16,60	0,86
92	Q ₅₀₀	64,03	117,10	118,77	118,77	119,36	0,024264	3,42	18,79	16,86	0,99
82	Q ₅₀₀	64,03	117,07	118,74	118,44	119,05	0,011495	2,46	26,10	21,35	0,70

79		Bridge									
65	Q ₅₀₀	64,03	116,61	118,29	118,29	118,79	0,026089	3,13	20,45	20,68	1,00
50	Q ₅₀₀	64,03	114,88	116,04	116,58	117,88	0,146950	6,02	10,64	14,95	2,28
40	Q ₅₀₀	64,03	114,54	116,14	116,29	116,88	0,038431	3,81	16,80	17,00	1,22
30	Q ₅₀₀	64,03	114,19	116,16	116,01	116,60	0,017560	2,94	21,76	18,01	0,85
20	Q ₅₀₀	64,03	113,99	116,04		116,43	0,013191	2,78	23,02	16,41	0,75
10	Q ₅₀₀	64,03	113,70	115,77	115,57	116,27	0,017007	3,14	20,39	15,85	0,84
0	Q ₅₀₀	64,03	113,42	115,39	115,38	116,06	0,024021	3,60	17,78	13,26	0,99

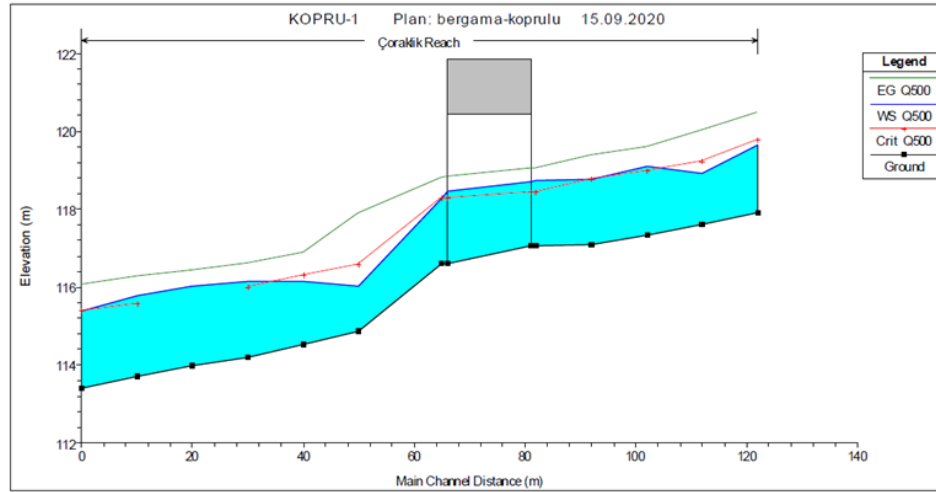


Figure 11. Water Surface Profile for Q500 Discharge in the Revised Bridge

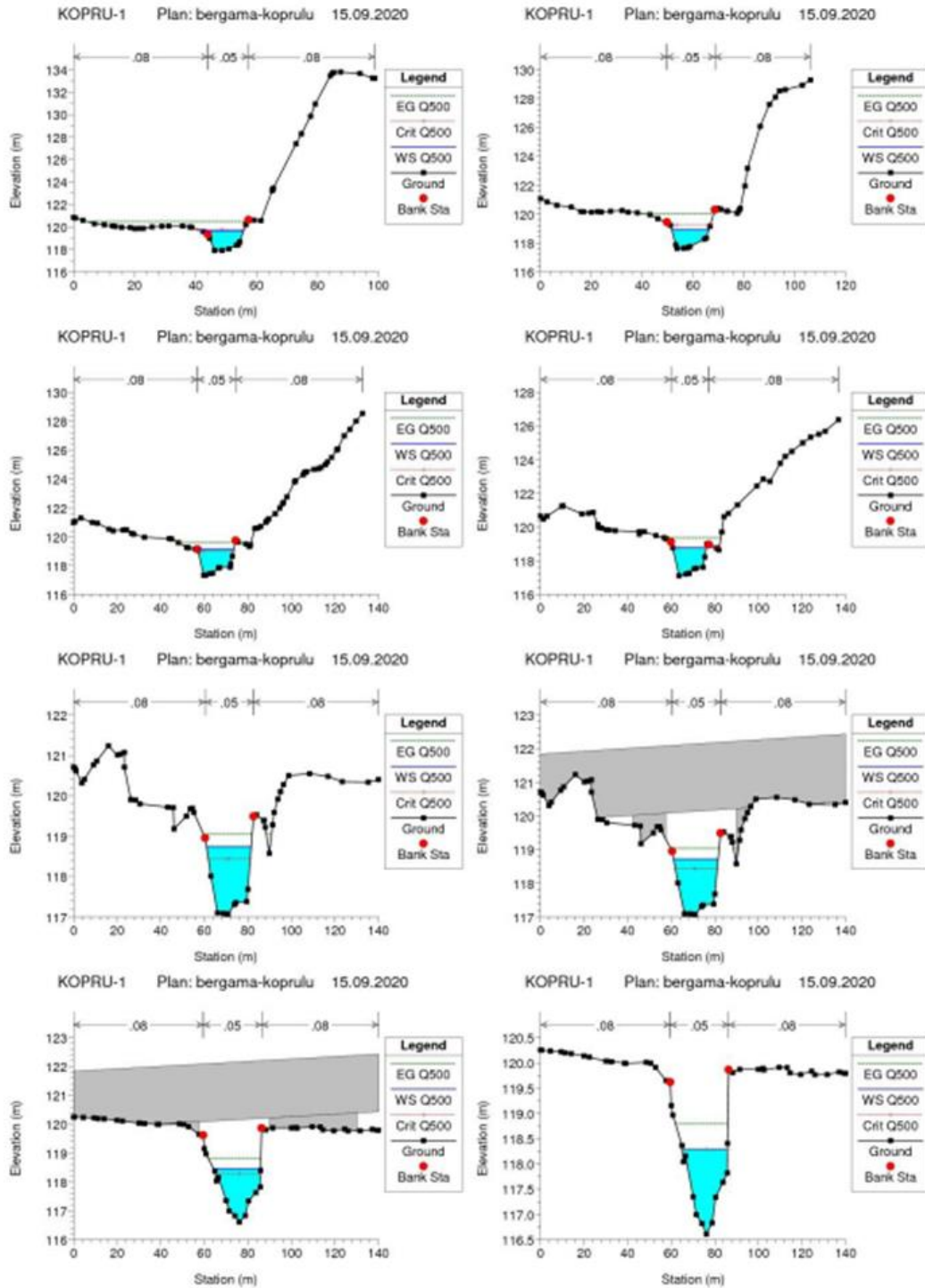


Figure 12. Water Surface Profile for Q500 Discharge in the Revised Bridge

According to the hydraulic data of the revised Alandegirmi Bridge (Tables 8 and 9), the newly conducted analyses confirm that the bridge ensures structural safety. During the 100-year and 500-year flood discharges, sufficient freeboard, as shown in Table 7, has been maintained, validating the reliability of the analysis. Additionally, hydraulic issues such as backwater effects and flow turbulence have been eliminated. These results were achieved with the support of HEC-RAS, a computer-aided modeling program used for hydraulic analysis.

When preparing land use and urban development plans, building sustainable cities should be the basic principle of planning. In order to create sustainable urban textures in floodplains, it is necessary to understand the existing topography and work without changing the topography, to create permeable and legible textures with safer, open, direct routes from high-risk areas to low-risk areas. The relationship between the attractiveness of rivers, which are the main source of floodplains, and the selection of location in city establishment is known. The route here

should be determined accordingly. In planning floodplains, perspectives should generally be shaped in line with the decisions taken on the river.

3. Results

Using the HEC-RAS model, water surface elevations were calculated, and water surface profiles were generated for various flow scenarios incorporating different geometries and freeboard values. The existing hydraulic model was analyzed for Q100 and Q500 discharge values, and the results were presented in this study. The hydraulic outcomes of the 100-year and 500-year recurrence interval floods, calculated based on the defined flow inputs, were displayed in tables, and water surface profiles were numerically represented.

The existing Alandegirmeni Bridge was found to be hydraulically inadequate and was therefore redesigned. In the newly constructed bridge, a freeboard of 1.68 meters was provided during the 100-year discharge, while a freeboard of 1.42 meters was maintained during the 500-year discharge. The analysis and revisions ensured not only the structural safety of the bridge but also prevented hydraulic issues such as backwater effects and turbulence.

With these modifications, the bridge deck will remain unaffected by water contact, even under Q500 discharge conditions. As a result, the provincial road under the jurisdiction of the 2nd Regional Directorate of Highways will remain unaffected by flooding, thus preventing traffic accidents. Additionally, agricultural lands in the region will be protected from potential flood damage. The modifications made to the bridge design ensure that, even during extreme flood events, the bridge deck will remain unaffected by water contact, safeguarding the transportation route and reducing the risk of traffic accidents. Additionally, the protection of agricultural lands from flood damage enhances the overall safety and economic stability of the region. Another point that should be emphasized in this study is that cities and city connection roads and bridges are at risk of flooding globally due to more frequent and severe hydrometeorological events, sea level rise and climate change, but the most important point that should be added is that unplanned urban development in general causes flooding risk. A risk-based approach to floodplain management in urban planning, adopting a 'living with water' approach as well as a 'war on water' approach is vital for accurate urban flood prediction models, especially for cities in developing countries.

4. Discussion and Conclusion

Yılmaz and his colleagues [19] demonstrated in their analysis of the Fidanlık Bridge that analyses could be carried out in terms of the hydraulic effects of the stream. Oğraş and Önen [20], on the other hand, encountered different cross-sections and roughness values along the route due to the Dicle River being a natural river, and as a result of their analysis, they proposed structures to be built to control the water here. In the literature, measures to be taken to prevent disasters have been determined in advance as a result of the Hec_Ras analysis, and structures related to these measures have been built.

The reason for the inadequacy of the capacity of the facility built for flood control is that the rainfall data during the design period was low and the previously taken reference criteria were different. In this study, the flow and manning coefficients used in flood analysis were re-prepared by DSI and since they were found to be greater than the flow data and friction coefficient of the flood control facility, it was understood that the capacity of the current flood control facility was inadequate as a result of the flood analysis. For the reasons stated above, a new culvert should be built around the stream bed. The places where the flood control facility wall is inadequate should be arranged. The walls of the flood control facility should be raised in a way that will save the current flow and manning coefficient. The sediment and plant growth that cause the manning coefficient to increase in the flood control facility should be cleaned regularly. If the problems mentioned above are resolved, the flood control facility will pass its flow safely and damage to the surrounding structures will be prevented. Flood analyses are of great importance in the selection of areas to be opened to new development and during the establishment of structures. This article will contribute to the literature in the construction of new bridges and the renewal of old bridges.

Acknowledgment

The author would like to express gratitude to the 2nd Regional Directorate of Highways for their contributions to this study.

References

- [1] Singh, S. K., Kanga, S., Đurin, B., Kranjčić, N., Chaurasia, R., Markovinović, D. 2021. Flood Risk Modeling Using HEC-RAS and Geospatial Techniques. E-ZBORNİK Electronic Collection of Papers of the Faculty of Civil Engineering, 11, 20–36.
- [2] Hamed, Y., Hadji, R., Redhaounia, B., Zighmi, K., Bâali, F., El Gayar, A. 2018. Climate Impact on Surface and Groundwater in North Africa: A Global Synthesis of Findings and Recommendations. Euro-Mediterranean Journal for Environmental Integration, 3, 1–15.
- [3] Hamed, Y., Hadji, R., Ncibi, K., Hamad, A., Ben Saad, A., Melki, A., Khelifi, F. 2022. Modelling of Potential Groundwater Artificial Recharge in the Transboundary Algero-Tunisian Basin (Tebessa-Gafsa): The Application of Stable Isotopes and Hydroinformatics Tools. Irrigation and Drainage, 71, 137–156.
- [4] Ashley, S. T., Ashley, W. S. 2008. Flood Fatalities in the United States. Journal of Applied Meteorology and Climatology, 47, 805–818.
- [5] Seyedeh, S., Thamer, A., Mahmud, A., Majid, K., Amir, S. 2008. Integrated Modelling for Flood Hazard Mapping Using Watershed Modelling System. American Journal of Engineering and Applied Sciences, 1, 149–156.
- [6] Stefanidis, S., Stathis, D. 2013. Assessment of Flood Hazard Based on Natural and Anthropogenic Factors Using Analytic Hierarchy Process (AHP). Natural Hazards, 68, 569–585.
- [7] IRFC. 2023. World Disasters Report. International Federation of Red Cross and Red Crescent Societies, Paris, France; Imprimerie Chirat, Lyon, France.
- [8] ARDC. 2009. Natural Disaster Data Book (An Analytical Review). Asia Disaster Reduction Center, Kobe, Japan, 23s.
- [9] Onus, G. 2025. Floodplain Management Based on HEC-RAS Modelling System. Doktora Tezi, Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İzmir, Turkey.
- [10] Hamdan, A. N. A., Almuktar, S., Scholz, M. 2021. Rainfall-Runoff Modeling Using the HEC-HMS Model for the Al-Adhaim River Catchment, Northern Iraq. Hydrology, 8, 58.
- [11] Zin, W. W., Kawasaki, A., Takeuchi, W., San, Z. M. L. T., Htun, K. Z., Aye, T. H., Win, S. 2018. Flood Hazard Assessment of Bago River Basin, Myanmar. Journal of Disaster Research, 13, 14–21.
- [12] Feng, B., Zhang, Y., Bourke, R. 2021. Urbanization Impacts on Flood Risks Based on Urban Growth Data and Coupled Flood Models. Natural Hazards, 106, 613–627.
- [13] Mariano, C., Marino, M. 2022. Urban planning for climate change: A toolkit of actions for an integrated strategy of adaptation to heavy rains, river floods, and sea level rise. Urban Science, 6(3), 63.
- [14] Alshaikh, R. Z., Adnan, S., Amer, A., Alkinani, S. 2023. A review on urban planning and its role in managing flood risks. Urban Planning and Construction, 1(1). Erişim adresi: <https://orcid.org/0000-0002-4916-1521>
- [15] Brunner, G. W. 2010. HEC-RAS River Analysis System Hydraulic Reference Manual, Version 4.1. U.S. Army Corps of Engineers, Washington, DC, USA.
- [16] Ameera, M. A. 2016. Hydraulic model development using HEC-RAS and determination of Manning roughness value for Shatt Al-Rumaith. Muthanna Journal of Engineering and Technology, 4, 9–13.
- [17] Stefanovic, D. L., Grindeland, T. R., Jenkins, C. 2005. Hydraulic Modeling Beyond HEC-RAS. EWRI Conference, ASCE, 1–9.
- [18] Keke, H., Jian, H., Huang, T., Xiangwei, Y., Shu, J. 2023. Hydrodynamic characteristics of strong, unsteady open-channel flow. Sustainability, 15(17), 12821. <https://doi.org/10.3390/su151712821>
- [19] Yılmaz, N., Bozkurt H., Bayazıt Y. 2020. BSEU Journal of Science Akarsu Köprülerinin HEC-RAS Programı ile Hidrolik Analizi: Fidanlık Köprüsü Örneği, DOI: 10.35193/bseufbd.715657
- [20] Oğraş S. , Önen F. 2019.DÜMF Mühendislik Dergisi 10,3,1087-1098, Nehri'nin taşkın analizinin HEC-RAS programı ile yapılması.