



T.C.
NECMETTİN ERBAKAN
ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ



**7075 VE 1100 SERİSİ ALÜMİNYUM
ALAŞIMLARININ PLASTİK BÖLGE
DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ**

Onur GÖK

DOKTORA TEZİ

Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

**Ekim-2022
KONYA
Her Hakkı Saklıdır**

TEZ KABUL VE ONAYI

Onur Gök tarafından hazırlanan “*7075 ve 1100 Serisi Alüminyum Alaşımlarının Plastik Bölge Davranışlarının İncelenmesi*” adlı tez çalışması 25/10/2022 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oy birliği ile Necmettin Erbakan Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı’nda DOKTORA TEZİ olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

İmza

Danışman

Dr. Öğr. Üyesi Mehmet KAYIRICI

.....

Başkan

Prof. Dr. Hüseyin ARIKAN

.....

Üye

Prof. Dr. Uğur KÖKLÜ

.....

Üye

Doç. Dr. Murat MAYDA

.....

Üye

Dr. Öğr. Üyesi Hakan Burak KARADAĞ

.....

Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulu’nun/.../20.. gün ve sayılı kararıyla onaylanmıştır.

Prof. Dr. İbrahim KALAYCI
FBE Müdürü

Dr. Öğr. Üyesi Mehmet Turan DEMİRCİ bu tez çalışmasının ikinci danışmanıdır.

TEZ BİLDİRİMİ

Bu tezdeki bütün bilgilerin etik davranış ve akademik kurallar çerçevesinde elde edildiğini ve tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada bana ait olmayan her türlü ifade ve bilginin kaynağına eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

DECLARATION PAGE

I hereby declare that all information in this document has been obtained and presented in accordance with academic rules and ethical conduct. I also declare that, as required by these rules and conduct, I have fully cited and referenced all material and results that are not original to this work.

Onur GÖK
25/10/2022

ÖZET
DOKTORA TEZİ
7075 VE 1100 SERİSİ ALÜMİNYUM ALAŞIMLARININ PLASTİK BÖLGE
İNCELENMESİ

Onur GÖK

Necmettin Erbakan Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

Danışmanlar: Dr. Öğr. Üyesi Mehmet KAYIRICI
Dr. Öğr. Üyesi Mehmet Turan DEMİRCİ

2022, 100 Sayfa

Jüri
Prof. Dr. Hüseyin ARIKAN
Prof. Dr. Uğur KÖKLÜ
Doç. Dr. Murat MAYDA
Dr. Öğr. Üyesi Mehmet KAYIRICI
Dr. Öğr. Üyesi Hakan Burak KARADAĞ

Bu çalışmada Johnson-Cook plastik bölge modeli AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için incelenmiştir. AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için J-C plastik bölge yapısal modelinin denklem sabitleri sabit sıcaklıkta farklı hızlardaki çekme testleri hesaplanmıştır. Çekme testi deney numuneleri ASTM E8M standardında üretilmiştir. Çekme testleri sırasıyla 1, 10, 20, 40 s⁻¹ hızlarında yapılmış olup çekme testleri neticesinde gerçek gerilim-gerinim grafikleri belirtilen hızlar için elde edilmiştir. Sonrasında AA-1100 ve AA-7075 alaşımları için ASTM D790 standardında üç nokta eğme testleri 1, 10, 20, 40 s⁻¹ hızlarında yapılmış olup bu hızlarda sonlu elemanlar modeli ile deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır. ASTM D7136 standardında AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için düşük hızda darbe deney numuneleri üretilerek düşük hızda darbe deneyleri 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j), 0,4m (2,80 m/s ,66,71 j), 0,6m (3,43 m/s, 100 j) ve 0,8m (3,96 m/s, 133,42 j) enerji-yükseklik seviyelerinde yapılmıştır. Yapılan deney sonuçlarında plastik deformasyona uğramış numuneler ile elde edilen J-C plastik bölge yapısal denklem sabitleri sonlu elemanlar yöntemi ile nümerik olarak hesaplanıp deneyden elde edilen sonuçlarla nümerik sonuçlar karşılaştırılmıştır. J-C plastik bölge yapısal modelinin statik ve dinamik olarak plastik deformasyon tahmin doğruluğu somut veriler ile farklı hız ve AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için incelenmiştir.

Anahtar Kelimeler: AA-7075, AA-1100, Johnson-Cook, plastik deformasyon

ABSTRACT

Ph.D THESIS

INVESTIGATION OF THE PLASTIC REGION BEHAVIOR OF 7075 AND 1100 SERIES ALUMINUM ALLOYS

Onur GÖK

**THE GRADUATE SCHOOL OF NATURAL AND APPLIED SCIENCE OF
NECMETTİN ERBAKAN UNIVERSITY
DOCTOR OF PHILOSOPHY
IN MECHANICAL ENGINEERING**

**Advisor: Assist. Prof. Dr. Mehmet KAYRICI
Assist. Prof. Dr. Mehmet Turan DEMİRCİ**

2022, 100 Pages

Jury

**Prof. Dr. Hüseyin ARIKAN
Prof. Dr. Uğur KÖKLÜ
Assoc. Prof. Dr. Murat MAYDA
Assist. Prof. Dr. Mehmet KAYRICI
Assist. Prof. Dr. Hakan B. KARADAĞ**

In this study, the Johnson-Cook plastic region model was investigated for AA-1100 alloy and AA-7075 alloy. The equation constants of the J-C plastic region structural model for AA-1100 alloy and AA-7075 alloy were calculated for tensile tests at different velocities at constant temperature. Tensile test specimens were produced in ASTM E8M standard. Tensile tests were carried out at 1, 10, 20, 40 s⁻¹ velocities, respectively, and as a result of tensile tests, true stress-strain graphs were obtained for the specified velocities. Afterwards, three-point bending tests in ASTM D790 standard for AA-1100 and AA-7075 alloys were performed at speeds of 1, 10, 20, 40 s⁻¹ and experimental results were compared with the finite element model at these speeds. Low velocity impact test specimens are produced for AA-1100 alloy and AA-7075 alloy in ASTM D7136 standard and low velocity impact tests are performed at 0,2 m (1,98 m/s, 33.35j), 0,4m (2,80 m/s) 66.71 j), 0,6m (3,43 m/s, 100 j) and 0,8m (3,96 m/s, 133.42 j) energy-height levels. The structural equation constants of the J-C plastic region obtained with the plastically deformed specimens were calculated numerically by the finite element method and the numerical results were compared with the results obtained from the experiment. The static and dynamic plastic deformation prediction accuracy of the J-C plastic region structural model was investigated with concrete data at different velocities and for AA-1100 alloy and AA-7075 alloy.

Keywords: AA-7075, AA-1100, Johnson-Cook, plastic deformation

ÖNSÖZ

Bu tez çalışmasında benden desteğini esirgemeyen danışman hocalarım Mehmet KAYIRICI ve Mehmet Turan DEMİRCİ' ye, bana tez çalışmam boyunca yol gösteren Hüseyin ARIKAN' a, aileme, eşime, arkadaşlarıma ve meslektaşlarıma çok teşekkür ederim.



Onur GÖK
KONYA-2022

İÇİNDEKİLER

ÖZET	iv
ABSTRACT	v
ÖNSÖZ	vi
İÇİNDEKİLER	vii
SİMGELER VE KISALTMALAR	viii
1. GİRİŞ	1
2. KAYNAK ARAŞTIRMASI	3
2.1. Literatür Araştırmalarındaki Bilimsel Bulgular	3
2.2. Literatür Araştırmasındaki Endüstriyel Bulgular	7
2.3. Malzemenin Mekanik Davranışında Matematiksel Modellerde Yapısal Denklemler.....	14
2.3.1. Johnson-Cook Malzeme Modeli	15
2.3.2. Diğer Matematiksel Modeller	18
2.3.3. Tüm Matematiksel Modellerin Özeti.....	22
3. MATERYAL VE YÖNTEM	24
3.1. Çekme Testi	25
3.2. Üç Nokta Eğme Testi.....	29
3.3. Düşük Hızda Darbe Testi.....	31
3.4. Sonlu Elemanlar Yöntemi.....	32
4. ARAŞTIRMA BULGULARI	36
4.1. Çekme Deneyi Bulguları	36
4.2. Darbe Deneyi Sonuçları.....	45
4.3. Eğme Deneyi Sonuçları	52
4.4. Sonlu elemanlar sonuçları.....	54
4.5. Deneysel ve Sayısal Verilerin Karşılaştırılması	62
5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER	86
5.1 Sonuçlar	86
5.2 Öneriler	87
6. KAYNAKLAR	89

SİMGELER VE KISALTMALAR

Simgeler

σ	Gerilim
ε	Gerinim
A	J-C akma gerilimi
B	J-C gerinim sabiti
n	J-C pekleşme üsteli
C	J-C denklem sabiti
m	J-C sıcaklık üsteli
J	Düşük hızda darbe deneyi çarpışma enerjisi
V	Düşük hızda darbe deneyi çarpışma hızı
H	Düşük hızda darbe deneyi serbest düşme yüksekliği
N	Düşük hızda darbe deneyi temas kuvveti
ε_p	Eşdeğer plastik bölgedeki birim şekil değiştirme değeri
$\dot{\varepsilon}_0$	Referans deformasyon hızı
$\dot{\varepsilon}_p$	Plastik deformasyon hızı
T	Mutlak sıcaklık
T*	Homolog sıcaklık
T _r	Referans sıcaklık
T _m	Ergime sıcaklığı

Kısaltmalar

J-C	Johnson-Cook
Z-H	Zener-Hollomon
Z-A	Zerilli-Armstrong
M-J-C	Modifiye Johnson Cook
K-L	Khan-Liv
F-B	Field-Bakofen
V-A	Voyiadjis-Abed
P-T-W	Preston-Tonk-Wallace
K-H-L	Khan-Huang-Liang
G-Z	Gao-Zhang
G-T-N	Gurson-Tvergaard-Needleman
SPHB	Split Hopkinson Pressure Bar
MRAP	Mayına Dayanıklı Pusu Koruma Programı
NATO	North Atlantic Treaty Organisation
STANAG 4569	NATO Standardization Agreement
FEM	Finite Element Method
SEY	Sonlu Elemanlar Yöntemi
AFS	Al Köpük Sandviç
TNT	Trinitrotoluen
OSP	Yolcu Yan Plakası
BBC	Hacim Merkezli Kübik
FCC	Yüzey Merkezli Kübik

TABLÖLAR LİSTESİ

Tablo 2.1. Yapısal denklemler	15
Tablo 3.1. AA-1100 kimyasal kompozisyonu	24
Tablo 3.2. AA-7075 kimyasal kompozisyonu	24
Tablo 4.1. Hesaplanan J-C plastik bölge malzeme sabitleri	45



ŞEKİLLER LİSTESİ

Şekil 3.1. AA-1100 alaşımı için üretilen deney numune özellikleri ve adetleri.....	24
Şekil 3.2. AA-7075 alaşımı için üretilen deney numune özellikleri ve adetleri.....	25
Şekil 3.3. Gerinim-Gerilim Eğrisi	26
Şekil 3.4. Gerçek ve mühendislik gerilim-gerinim eğrisi.....	27
Şekil 3.5. Çekme testi sonucu oluşan bölgeler	28
Şekil 3.6. Çekme testi için üretilen ASTM E8M standardındaki numune ölçüleri	28
Şekil 3.7. Çekme testi deney cihazı ve numune serbestlik derecesi.....	29
Şekil 3.8. Üç nokta eğme testi için ASTM D790 standardındaki numune ölçüleri	30
Şekil 3.9. Üç nokta eğme testi deney cihazı ve numune serbestlik derecesi	30
Şekil 3.10. Düşük hızda darbe testi için üretilen ASTM D7136 standardındaki numune ölçüleri	31
Şekil 3.11. Düşük hızda darbe testi deney cihazı ve darbe hız, yükseklik ve enerji seviyeleri.....	31
Şekil 3.12. Düşük hızda darbe testi vurucu kütle serbestlik derecesi	32
Şekil 3.13. Sonlu elemanlar yöntemi süreç aşamaları	33
Şekil 3.14. Üç nokta eğme sonlu elemanlar sınır şartı modeli	33
Şekil 3.15. Üç nokta eğme testi sonlu elemanlar sınır şartı modeli.....	34
Şekil 3.16. Düşük hızda darbe testi sonlu elemanlar sınır şartı modeli.....	35
Şekil 3.17. Düşük hızda darbe deneyi sonlu elemanlar modeli ağ yapısı	35
Şekil 4.1. AA-1100 alaşımı çekme testi sonucunda tahribata uğrayan numuneler	36
Şekil 4.2. AA-1100 alaşımı gerçek gerilim-gerinim grafiği.....	37
Şekil 4.3. AA-1100 alaşımı gerçek gerilim-gerinim plastik bölge grafiği	38
Şekil 4.4. AA-1100 alaşımı A, B ve n sabitlerinin belirlenmesi.....	39
Şekil 4.5. AA-1100 alaşımı, C sabiti	40
Şekil 4.6. AA-7075 alaşımı çekme testi sonucunda tahribata uğrayan numuneler	40
Şekil 4.7. AA-7075 alaşımı, gerçek gerilim-gerinim grafiği.....	41
Şekil 4.8. AA-7075 alaşımı, gerçek gerilim-gerinim plastik bölge grafiği	42
Şekil 4.9. AA-7075 alaşımı için A, B ve n sabitlerinin belirlenmesi	43
Şekil 4.10. AA-7075 alaşımı için C sabiti	44
Şekil 4.11. AA-1100, AA-7075, gerçek gerilim-gerinim grafiği.....	45
Şekil 4.12. AA-1100 alaşımı düşük hızda darbe deney sonuçları	46

Şekil 4.13. AA-7075 alaşımı düşük hızda darbe deney sonuçları	46
Şekil 4.14. AA-1100 alaşımı kuvvet-zaman grafiği	47
Şekil 4.15. AA-1100 alaşımı kuvvet-deplasman grafiği	48
Şekil 4.16. AA-1100 alaşımı enerji-zaman grafiği	49
Şekil 4.17. AA-7075 alaşımı kuvvet-zaman grafiği	50
Şekil 4.18. AA-7075 alaşımı kuvvet-deplasman grafiği	51
Şekil 4.19. AA-7075 alaşımı enerji-zaman grafiği	51
Şekil 4.20. AA-1100 alaşımı üç nokta eğme deney sonuçları	52
Şekil 4.21. AA-7075 alaşımı üç nokta eğme deney sonuçları	52
Şekil 4.22. AA-1100 alaşımı üç nokta eğme testi	53
Şekil 4.23. AA-7075 alaşımı üç nokta eğme testi	54
Şekil 4.24. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) kesit görünümü	55
Şekil 4.25. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) izometrik kesit görünümü	55
Şekil 4.26. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) kuvvet-zaman grafikleri	56
Şekil 4.27. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) kuvvet-deplasman grafikleri	57
Şekil 4.28. AA-1100 alaşımı FEM enerji-zaman grafikleri	57
Şekil 4.29. AA-7075 alaşım SEY kesit görünümü	58
Şekil 4.30. AA-7075 alaşım SEY(FEM) izometrik kesit görünümü	58
Şekil 4.31. AA-7075 alaşımı SEY(FEM) kuvvet-zaman grafiği	59
Şekil 4.32. AA-7075 alaşımı SEY(FEM) kuvvet-deplasman grafiği	60
Şekil 4.33. AA-7075 alaşımı SEY(FEM) enerji-zaman grafiği	60
Şekil 4.34. AA-1100 alaşım, AA-7075 alaşımı SEY(FEM) kesit görünümü	61
Şekil 4.35. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) üç nokta eğme testi	61
Şekil 4.36. AA-7075 alaşımı SEY(FEM) üç nokta eğme testi	62
Şekil 4.37. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) üç nokta eğme testi görsel karşılaştırılması	62
Şekil 4.38. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) üç nokta eğme testi görsel karşılaştırılması	63
Şekil 4.39. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) üç nokta eğme testi kuvvet uzaman grafiği	63
Şekil 4.40. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) üç noktadan eğme testi kuvvet uzaman grafiği	64
Şekil 4.41. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi görsel karşılaştırılması	65

Şekil 4.42. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği	66
Şekil 4.43. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	66
Şekil 4.44. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	67
Şekil 4.45. AA-1100 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği.....	68
Şekil 4.46. AA-1100 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	68
Şekil 4.47. AA-1100 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	69
Şekil 4.48. AA-1100 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği.....	70
Şekil 4.49. AA-1100 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	70
Şekil 4.50. AA-1100 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	71
Şekil 4.51. AA-1100 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği.....	72
Şekil 4.52. AA-1100 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	72
Şekil 4.53. AA-1100 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	73
Şekil 4.54. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği	74
Şekil 4.55. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği.....	74
Şekil 4.56. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği	75
Şekil 4.57. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi görsel karşılaştırılması.....	76
Şekil 4.58. AA-7075 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği.....	77

Şekil 4.59. AA-7075 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	77
Şekil 4.60. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	78
Şekil 4.61. AA-7075 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği.....	79
Şekil 4.62. AA-7075 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	79
Şekil 4.63. AA-7075 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	80
Şekil 4.64. AA-7075 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği.....	81
Şekil 4.65. AA-7075 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	81
Şekil 4.66. AA-7075 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	82
Şekil 4.67. AA-7075 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	83
Şekil 4.68. AA-7075 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği	83
Şekil 4.69. AA-7075 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği.....	84
Şekil 4.70. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği	84
Şekil 4.71. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği.....	85
Şekil 4.72. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği	85

1. GİRİŞ

Alüminyum alaşım malzemeleri mühendislikte havacılık, taşımacılık, savunma ve medikal alanında yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu alaşımlar hafif, dayanıklı ve imalat proseslerindeki kolaylığı sayesinde mühendislikte önemli bir yere sahiptir. Bu sebeplerden dolayı alüminyum alaşımların mekanik davranışı mekanik ve malzeme biliminde oldukça önemlidir. Alüminyum alaşımların mekanik özellikleri alaşımın malzeme bileşimine, üretim yöntemine ve ısıl işlemine göre değişiklik göstermektedir (S. Abotula ve arkadaşları, 2011- H. Huh ve arkadaşları, 2012- Ding-Ni Zhang ve arkadaşları, 2015).

Malzemelerin mekanik davranışlarını belirlemede birçok deneysel yöntem kullanılmaktadır. Bu yöntemlerle sünek metal malzemelerin mekanik özellikleri belirlenmektedir. Mekanik davranışı elastik, plastik ve kırılma davranışları olarak sınıflandırmak bu testlerle mümkün olmaktadır. Bu testlerin sonucunda malzemeleri matematiksel olarak modellemek ve birtakım katsayılarla malzeme davranışlarını elastik ve plastik bölgeler için açıklamak mümkündür (F.Rahimi Dehgolan ve arkadaşları, 2016).

Malzemelerin plastik davranışlarını açıklamada matematiksel olarak birçok malzeme modeli kullanılmaktadır. Bunların başlıcaları Zener-Hollomon, Johnson-Cook ve Zerilli-Armstrong malzeme modelleridir. Malzemelerin plastik bölge davranışlarını matematiksel olarak modellemek mühendislik tasarımlarında imalat prosesleri öncesinde tasarım optimizasyonu yapabilmek için çok önemlidir. Son yıllarda bu optimizasyonları yapabilmek için kullanılan J-C malzeme modeli ise bu malzeme modellerinden biridir (W.H. Cook, G.R. Johnson, 1983- L. Xue, T. Wierzbicki, 2009- Y.C. Lin ve arkadaşları, 2010- Gordon R. Johnson, William H. Cook. 1985).

J-C malzeme modeli genellikle malzemelerin dinamik davranışını tahmin etmek için kullanılmaktadır. Bu dinamik davranışlar, çarpışma, girişim (penetrasyon) ve plastik şekil değiştirme davranışlarıdır, bu davranışları açıklamak mühendislik tasarımlarında çok önemlidir. J-C malzeme modeli plastik ve kırılma davranışı için matematiksel olarak iki sınıfa ayrılmıştır (Sonika Sahu, 2017).

Deneysel yöntemler ile malzemenin mekanik davranışını belirlemek pahalı ve zaman alıcı bir süreçtir. Deneysel yöntemlerin gerekliliği tartışmasızdır ancak belirlenen mekanik özellikler mühendislik tasarımı yapılan ürün için imalat aşamalarına geçmeden tasarım aşamasında kullanılabilirdir. Bu süreçleri ortadan kaldırmak, ürünün daha kısa sürelerde ve çok düşük maliyetlerle ortaya çıkmasını sağlayacaktır. Bu sayede maddi

kayıplar minimize edilmiş olacaktır. Ancak böyle bir optimizasyon çalışması yapmadan önce deneysel ve nümerik sonuçlar karşılaştırılıp doğrulanmalıdır (Hamed kesheh Farahani ve arkadaşları, 2017).

Bu çalışmada Johnson-Cook plastik bölge modeli incelenmiş olup AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için J-C plastik bölge yapısal modelinin denklem sabitleri sıcaklık sabit tutularak farklı hızlardaki çekme testleri ile ASTM E8M standardında numuneler üretilerek bulunmuştur. Çekme testleri sırasıyla 1, 10, 20, 40 s⁻¹ hızlarında yapılmış olup çekme testleri neticesinde gerçek gerilim-gerinim grafikleri belirtilen hızlar için elde edilmiştir. Sonrasında AA-1100 ve AA-7075 alaşımları için ASTM D790 standardında üç nokta eğme testleri 1, 10, 20, 40 s⁻¹ hızlarında yapılmış olup bu hızlarda sonlu elemanlar modeli ile deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır. ASTM D7136 standardında AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için düşük hızda darbe deney numuneleri üretilerek düşük hızda darbe deneyleri 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j), 0,4m (2,80 m/s ,66,71 j), 0,6m (3,43 m/s, 100 j) ve 0,8m (3,96 m/s, 133,42 j) enerji-yükseklik seviyelerinde yapılmıştır. Yapılan deney sonuçlarında plastik deformasyona uğramış numuneler ile elde edilen J-C plastik bölge yapısal denklem sabitleri sonlu elemanlar yöntemi ile nümerik olarak hesaplanıp deneyden elde edilen sonuçlarla nümerik sonuçlar kıyaslanmıştır. Bu sayede J-C plastik bölge yapısal modelinin statik ve dinamik olarak plastik deformasyon tahmin doğruluğu somut veriler ile farklı hız ve AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için incelenmiştir.

2. KAYNAK ARAŞTIRMASI

2.1. Literatür Araştırmalarındaki Bilimsel Bulgular

Yapılan çalışmalarda yüksek gerilme hızlarındaki çekme testlerinde, gerinim sertleştirme etkisinin AA-7075-T6 da çok önemli olduğu bulunmuştur. J-C malzeme modeli AA-7075-T6 da farklı gerinim oranları altında mekanik özelliklerini tam olarak yansıtabilmektedir. AA-7050-T-7451 için, farklı gerinim hızlarında gerinim sertleştirme katsayısına dayalı plastik bölge davranışını tanımlamak için önerilen M-J-C modeli, K-L modeli J-C modeline kıyasla daha iyi sonuçlar vermiştir. Sonuç olarak J-C malzeme modelinin alüminyum alaşımının plastik bölge gerilme davranışını tahmin etmeyi mümkün kıldığı belirlenmiştir (Ding-Ni Zhang ve arkadaşları, 2015- Jin Qiang Tan ve arkadaşları, 2015).

Diğer bir çalışmada ise, Z-A ve Arrhenius tip modelin yüksek sıcaklıkta AA-7050 alaşımının plastik bölge gerilmelerini tahmin etmek için çalışma yapılmıştır. Her iki model AA-7050 alaşımında plastik bölge gerilme davranışını daha yüksek doğrulukta tahmin etmiştir. Ancak birleştirilmiş deformasyon-sıcaklık etkisinin AA-7050 alaşımında plastik bölge gerilme davranışını tahmin etmede zayıf olduğu sonucuna varılmıştır (Jiang Li ve arkadaşları 2013).

Alüminyum Alaşımına yüksek hızlı şekillendirme işleminin uygulanması için yüksek hızlı çekme test cihazı ve SPHB cihazı kullanılmaktadır. Başka bir çalışmada ise yüksek hızlı çekme testi elektro-manyetik olarak gerçekleştirilmiş, malzeme elektro -manyetik olarak yüksek gerinim hızlarında test edilmiş ve sonuçlar geleneksel test yöntemleriyle elde edilen sonuçlarla eşleşmiştir. Daha hassas ölçümler yapılarak alüminyum alaşımında gerilme -gerinim ilişkisi test edilmiştir. Sonuçlar geleneksel test yöntemleri ile elde edilen sonuçlarla eşleşmiştir (Huakun Denga ve arkadaşları, 2020).

Haddelenmiş AA-5083-O alaşımlı sac malzemenin farklı gerilimlerde yüzey gerilimleri gerilim-gerinim durumları sonlu elemanlar simülasyonları ile belirlenmiştir. J-C kırılma kriterleri, kırılma başlangıçlarını tespit için ABAQUS paket programına kullanıcı tanımlı fonksiyon olarak uygulanmış ve deney sonuçları ile nümerik sonuçların uyumlu olduğu sonucuna varılmıştır (Ling-Yun. Qiana ve arkadaşları, 2015)

AA-7017 alaşımı için yüksek sıcaklıklarda SHPB deneylerinden elde edilen sonuçlar J-C modeline uygulanmış, bu modelin çeşitli gerinim ve sıcaklıklar altında alaşımın plastik bölge gerilmesini tahmin edebildiği sonucuna varılmıştır (Nikolaos E. Karkalosa. Airelos P. Markopoulos, 2017- Ravindranadh Bobbili ve arkadaşları, 2015).

AA-7055 püskürtülmüş alaşımının sıcak deformasyon davranışı ise, sıcak sıkıştırma testleri ile J-C, F-B ve Arrhenius tip olmak üzere üç malzeme modeli ile incelenmiştir. Arrhenius malzeme modelinin gerinim hızı ve sıcaklık etkisini birleştirerek en iyi uyumu sağladığı görülmüştür (Xiang-Dong Wang ve arkadaşları, 2018).

AA-7075 T- 651 alaşımının akma bölgesi ve kırılma davranışı farklı gerinim, gerinim hızı ve sıcaklıklar altında yarı-statik olarak incelenmiştir, elastisite modülünün sıcaklık artışı ile doğrusal düşüşü gözlenmiş ve J-C malzeme modelinin, yapılan balistik deney sonuçlarında penetrasyon davranışını ve balistik direncini doğru simule edebildiği görülmüştür. AA-7075-T6 alaşımının sıcak şekillendirilebilirliği ve işlem sonrası mikro yapı-mukavemet ilişkisinin tespiti için 25-250 °C sıcaklık arasında yapılan çalışmalarda en iyi sünelik ve gerinim sertleştirme etkisinin 200 °C de olduğu bulunmuştur (Senthil A.Iqbal ve arkadaşları 2017 - Wangtu Huo ve arkadaşları, 2016).

J-C malzeme modeli birçok sonlu elemanlar yöntemi ile matematiksel hesaplamalarda uygulanmıştır. Ancak, orijinal J-C modelinin tahmin doğruluğu, sıcaklıkların, gerinimlerin ve gerinim hızlarının malzemelerin plastik bölge davranışı üzerindeki kapsamlı etkisi göz önünde bulundurularak sınırlanır. (GUPTA A K ve arkadaşları, 2013). Bu nedenle, matematiksel model, malzeme deformasyonu sırasında adiabatik sıcaklık artışı ve gerinim hızı duyarlılığının etkisi göz önünde bulundurularak birkaç kez revize edilmiştir (WANG Y ve arkadaşları, 2004- LIN Y C ve arkadaşları, 2010).

KONG ve ark. 0,01–10 s⁻¹ gerinim hızları ve 950–1250°C sıcaklıkları arasında sıkıştırma testi kullanılarak nikel tabanlı C-276 süper alaşımının sıcak deformasyon özellikleri ve işleme süreçlerini incelemiştir (KONG Y H ve arkadaşları, 2015). Ek olarak, 1000-1200°C sıcaklık aralığında 0,01–10 s⁻¹ gerinim hızı aralığındaki sıkıştırma testlerine dayanarak, ZHANG ve arkadaşları Hastelloy C-276'nın sıcak deformasyon davranışını, dinamik yeniden kristalleşmesini ve mikro yapı değişimini malzeme modeli kullanarak karakterize etmişlerdir (ZHANG C ve arkadaşları, 2017- ZHANG C ve arkadaşları, 2019).

Lu ve arkadaşları, 0,35 – 35 mm/sn gerinim hızı aralığıyla 650 – 750°C deformasyon sıcaklığı aralığında C-276 süper alaşımının sıcak çekme davranışını

incelemişlerdir (LU Y L ve arkadaşları, 2012). Hastelloy C-276 alaşımı üzerinde bildirilen birçok çalışma yüksek sıcaklık altındaki plastik gerilme davranışlarına odaklanmış ancak bu alaşımın yüksek sıcaklıklarda sıcak çekme davranışları üzerine yapılan çalışmalar halen sınırlı kalmıştır.

Bu nedenle, bu alaşımın sıcak deformasyon davranışını tam olarak anlamak için, Hastelloy C-276 alaşımının 950 – 1150°C sıcaklık aralığında çekme testi deformasyon davranışları ve 0,01–10 s⁻¹ gerinim hızı aralığında bu çalışmada incelenmiştir. M-J-C, Z – A ve Arrhenius malzeme modelleri, C-276 alaşımının sıcak çekme testi davranışlarını tahmin etmek için oluşturulmuştur. Ayrıca, korelasyon katsayılarını ve mutlak hataları hesaplayarak oluşturulan üç modelin tahmin doğruluğunu değerlendirmek için karşılaştırmalı bir çalışma yapılmıştır. Bu üç malzeme modelinin birbirlerine göre tahmin doğruluğu araştırılmıştır.

Bir başka çalışmada ise ABAQUS-EXPLICIT de J-C modeli kullanılarak ince kabukların balistik davranışları araştırılmıştır. AA-7075 alaşımının balistik sınırının en yüksek olduğu bulunmuştur AA-1100 alaşımının ise balistik sınırının en az olduğu tespit edilmiştir. AA-1100 alaşımı için gerinim sertleşme etkisinin oda sıcaklığında yarı-statik gerinim oranlarında benzer olduğu, J-C modelinin deneysel çalışmalarla ve sonlu elemanlar analizi ile uyumlu olduğu gözlenmiştir (N. Khaire ve arkadaşları, 2020- Sonika Sahu ve arkadaşları, 2018).

Ayrıca, Sellars ve arkadaşı tarafından önerilen Arrhenius tipi malzeme modeli, yüksek sıcaklıklarda metallerin akış davranışını tahmin etmek için başarıyla uygulanmıştır (SELLARS CM ve MCTEGART W J. 1966). Orijinal malzeme modelinde, plastik bölge gerilim değerleri Arrhenius tipi denklemde sinüs-hiperbolik yasayla ifade edilir ve yüksek sıcaklıklarda farklı alaşımlar için plastik bölge davranışını göstermek üzere çeşitli değiştirilmiş modeller önerilmiştir. SLOOFF ve arkadaşları, sertleşen magnezyum alaşımının plastik bölge davranışını doğru tahmin etmek için ortaya çıkan hiperbolik sinüzoidal denkleme gerilime bağlı bir parametre getirerek malzeme modelini revize etmişlerdir (SLOOFF F A ve arkadaşları, 2007). Sonrasında bir başka çalışmada, LIN ve arkadaşları bu modele bir gerilim ve gerinim hızı kombinasyon yöntemi önermişlerdir ve 42CrMo çeliğinin plastik bölge için değişim gerilim değerleri, modifiye edilmiş modellerle farklı deformasyon sıcaklıkları ve gerinim oranları altında doğru ifade edilmiştir (LIN Y C ve arkadaşları, 2008). Ayrıca, bu değiştirilmiş model, diğer birçok metal ve alaşımdaki sıcak deformasyonun plastik bölge davranışlarını tahmin

etmek için de başarıyla kullanılmıştır (CAI J ve arkadaşları, 2011- LI J ve arkadaşları, 2012).

Çelik malzemelerde ise 40-Cr çeliğinin yüksek sıcaklık-deformasyon etkisi incelenmiştir. Alınan deney sonuçları bu çeliğin yarı-statik şartlarla karşılaştırıldığında dinamik şartlardaki gerinim oranının artması ile plastik bölge geriliminin çok yüksek olduğunu göstermiştir. J-C malzeme modelinin hem gerinim sertleşmesi hem gerinim oranı ve sıcaklık etkisini tanımlayabildiği 40-Cr çelik malzemesi için görülmüştür (Wang Xiao-qiang ve arkadaşları,2013).

AISI 316 L paslanmaz çeliğin J-C malzeme parametrelerinin belirlenmesi için FIREFOX algoritması kullanılmış olup sonuç olarak yüksek sıcaklık ve yüksek gerinim hızında (5000 s^{-1}) kabul edilebilir bir uyum seviyesine ulaşıldığı bulunmuştur (Nikolaos E. Karkalosa. Airelos P. Markopoulos, 2017).

Rulo tip saçlar (Zirkaloy-4) için sıcaklık ve gerinim oranlarının gerilimler üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Zirkaloy-4 alaşımı nükleer reaktörler için önemli bir malzemedir. Farklı gerinim hızı ve sıcaklıklar için yapılan deneylerden elde edilen sonuçlar J-C modeli ile çok iyi uyum sağlamıştır (K. Limbadria ve arkadaşları 2018).

Z-A modeli, farklı gerinim oranları ve sıcaklıklar altındaki malzemelerin deformasyon davranışlarını açıklamak için kullanılmıştır (CHIOU S T ve arkadaşları, 2005- LEE W S ve arkadaşları, 2006). Orijinal Z-A modeline göre, Samantaray ve arkadaşları termal yumuşatma, gerinim sertleşmesi ve izotropik sertleşmenin yanı sıra plastik bölge gerilimleri üzerindeki sıcaklık ve gerinim sertleştirme etkilerini dikkate alarak etkilerini de değiştirilmiş bir model geliştirmişlerdir. Geliştirilen bu model ile 9Cr – 1Mo çeliğinin yüksek sıcaklıklar altındaki plastik bölge davranışları doğru bir şekilde tahmin edilmiştir (SAMANTARAY D ve arkadaşları, 2011).

JOHNSON GR ve arkadaşlarının yapmış olduğu çalışmada ise sünek malzemelerde özellikle J-C malzeme modelinin deneysel sonuçlarla uyumlu sonuçlar üretebileceği gösterilmiştir. Araştırılan kaynaklar neticesinde J-C, Z-A, Arrhenius, V-A Modeli, P-T-W Modeli, K-H-L Model, G-Z Modeli tipi malzeme modelleri sayısal simülasyonda yaygın olarak kullanılan matematiksel modellere örnektir. Bu malzeme modelleri ayrı bir başlık altında incelenmiştir (JOHNSON GR ve arkadaşları, 1985- ZERILLI FJ ve arkadaşları, 1987- SELLARS CM, MCTEGART W J. 1966). Yapılan çalışmalarda gerek alüminyum alaşımlarında gerekse de çeliklerde plastik malzeme modellerinin gerinim sertleştirme etkisini ve deneysel sonuçları tanımlayabildiği genel olarak söylenebilir.

2.2. Literatür Araştırmasındaki Endüstriyel Bulgular

Otomotiv ve havacılık endüstrisinde mukavemet maliyet performansını iyileştirmek için hafif malzemeler kullanmak esastır. Herhangi bir araç gövdesinin ağırlığını azaltmak, yakıt verimliliğini artırmak ve aracın çalışması sırasında yapı güvenliğini artırmak için hafif ve yüksek mukavemetli alüminyum alaşımları hakkında yapılan araştırmalar daha kapsamlı hale gelmektedir.

Günümüzde, enerji tasarrufu ve çevre koruma, özellikle otomotiv endüstrisinde otomobil gövdelerinin tasarımı ve imalatında iki temel hedef olan hafiflik ve çarpışmaya dayanıklılık konularında global bir hedef haline gelmiştir. Alüminyum alaşımları yüksek özgül mukavemete, yüksek korozyon direncine ve düşük yoğunluğa sahip olduğundan, ultra yüksek mukavemetli alüminyum alaşımları, özellikle AA-7021 ve AA-7075 alaşımları, otomobil gövdesi başta olmak üzere üretim alanında ve ayrıca araştırma faaliyetlerinin ön saflarında geniş bir yer kazanmıştır (Das S ve arkadaşları, 2016- Miller WS ve arkadaşları, 2000).

Yüksek mukavemetli benzer ve farklı alüminyum alaşımları için geleneksel olarak tercih edilen üretim teknolojileri, doğası gereği zor veya imkânsız olduğu kanıtlanmış olan ara yüzey oksit tabakası etkisinden dolayı önemli bir dezavantaja sahiptir. İmalatta montaj süresini ve maliyetini azaltmak amacıyla metalik parçalar için güvenilir ve hızlı bir mekanik birleştirme teknolojisi geliştirmek kritik öneme sahiptir. Bu amaçla perçinleme yöntemleri çok önem taşımaktadır (Tisza M ve arkadaşları, 2018- Mori K ve arkadaşları, 2012).

Perçinleme teknolojisi, sac malzemeler için mekanik bir bağlantı yöntemidir (S. Coppieters ve arkadaşları, 2011). Kaynak yapmak veya bazı malzemelerin kullanımı süreç zorluğu oluşturduğundan, perçinleme teknolojisi geleneksel punta kaynağı yerine gittikçe daha popüler bir alternatif bağlantı yöntemi haline gelmiştir. Basınç altında, malzemeler sabit ve ortam sıcaklığı koşullarında olsa bile soğuk plastisite ile deforme olur ve mekanik bir deformasyon durumu oluşturur. Levhaların mekanik olarak güvenle bağlanması ve çalışması, eklem yapılarının (dinamik ya da statik olarak çalışan tüm mekanik yapılar) mukavemeti esas olarak plastik deformasyona bağlıdır.

AA-7075 alaşımları oda sıcaklığında kapsamlı özelliklere ve yüksek mukavemete sahiptir (D.C. Chen ve arkadaşları, 2014). Şu anki teknolojiye bilinen ve kullanılan en yüksek mukavemetli alüminyum alaşımlarından biridir. Aynı mukavemete sahip diğer alternatif malzemelere göre daha kolay ve verimli şekillendirme özelliklerine sahiptir,

ancak genel korozyon direnci ve zayıf ısı direnci eksi yönlerinden biridir. Dinamik olarak çalışan sistemlerde ise mekanik sönümlenme kabiliyeti nispeten düşüktür, çeşitli sıcaklıklarda kimyasal yapı değişimleri ve ısı işlem süreçleri için uygundur ve hızlı doğal yaşlanma yeteneğine sahiptir.

Bu yüksek mukavemetli ve hafif alaşımlar, tırmanma ekipmanı ve bisiklet parçaları üretmek için kullanılabilir, bir otomobil gövde panelinde, fren muhafazasında, fren pistonuna, kılavuz levha parçalarında ve havacılıktaki diğer alanlarda tercih edilebilir.

Otomotiv sektöründe gövde panellerinin üretiminde, AA-7XXX serisi ultra yüksek mukavemetli alüminyum alaşımları (AA-7021 ve AA-7075 alaşımları) gelişen teknoloji ve tasarım optimizasyonu avantajları ile yoğun olarak kullanılmaya başlamıştır. (M. Tisza, I. Czinege, 2018) Ancak parametrik ya da topolojik olarak bu süreç halen optimizasyon algoritmalarıyla gelişmekte ve tasarımlar mekanik olarak kendini her geçen yıla göre yenilemektedir.

Esas olarak, bu yüksek mukavemetli alüminyum alaşımları, döküm ve ısı işleminden sonra şase gibi ana yapılarda şekillendirilebilirliği ve yüksek mukavemet performansı ile damgalama ve boyamadan sonra yüksek yüzey kalitesi sağlamaktadır. Bu özellikle yüzey ile ilgili imalat sonrası süreçlerde büyük bir zaman ve maliyet kazancı sağlamaktadır.

Lambiase, titanyum alaşımlarının AA-5XXX, AA-6XXX ve AA-7XXX'in farklı alaşımlı hibrit eklemleriyle birleştirilmesinin fizibilitesini incelemiş ve mekanik deneyler yapmıştır. Deneylerin sonucunda bulunan bulgulara göre, titanyum tabakaya sadece AA-7075 alaşımının bağlanabileceğini göstermiştir. Diğer mukavemetli sünek alaşımlar, kırılma davranışının başlaması veya malzeme yüzeyleri arasında tribolojik olarak birbirine kenetlenme oluşumu gibi istenmeyen davranışlar göstermiştir (F. Lambiase, A. Di Ilio, 2018).

AA-7075 alaşımının çalışmasında Liu Fulong ve ark. Y2, AA-5052 ve AA-7075 alaşımının bağlantı noktalarının gerilme davranışı üzerine deneysel araştırmalar yapmışlardır (Liu Fulong ve arkadaşları, 2014). Üç perçinli bağlantı elemanlarının birleşme mukavemetini yarı statik kesme yükü altında test etmişlerdir. Bunlar arasında, AA-7075 alaşımının bağlantı mukavemeti en yüksek değeri vermiştir.

Kalıpsız perçinleme, perçinleme teknolojisinde geliştirilen yeni bir birleştirme teknolojisidir. Kalıpsız bir bağlantı, AA-7075 alaşımlı levhalarda farklı ısı işlem koşullarında test edilmiştir. Bağlantı işlemi sırasında malzemenin plastik gerilim

davranışı, boyun kalınlığı ve alt kesimin malzeme özellikleri metalografik gözlemlerle incelenmiştir. İncelenen bağlantı elemanlarının mekanik özelliklerini karakterize etmek için tek bir kesme gerilmesini temel alan mekanik testler yapılmıştır (M.K. Sabra Atia, M.K. Jain,2017).

Perçinli eklem oluşturma çalışmasında, metal-metal birleştirme işlemi genellikle hesaplamaları basitleştirmek ve verimliliği artırmak için 2D aksel simetrik modelleme teknikleri kullanılarak sayısal olarak incelenmiştir (X. He, 2010). Mekanik kenetlenme süreci, mukavemet ve titreşim özellikleri sonlu elemanlar analizi ile hesaplanmıştır. Sonuçların 2D aksel simetrik modelleme ile sayısal ve deneysel olarak uyumlu olduğu neticesine varılmıştır.

Atia ve diğ. AA-7075 alaşımlı levhaların kalıpsız perçinlenmiş eklemlerinin mukavemetini analiz etmek için sonlu elemanlar yöntemini kullanmışlardır. Kıvrım çemberinin yuvarlanma yarıçapındaki bir artışın eklem mukavemetini artırabileceği deneysel olarak bulunmuştur. Önerilen genişletilmiş Voce sonlu elemanlar modeli, düzlem içi kayma mukavemetini ve kalıpsız perçinli bağlantıların soyulma mukavemetini doğru bir şekilde tahmin etmiştir (M.K.S. Atia ve arkadaşları,2018).

Kağ`e`akve diğ. ANSYS sonlu elemanlar paket yazılımında 2D aksel simetrik modeller kullanılarak üç tip çelik sacın (DC06, DX53D ve H220PD) perçinli bağlantılarını simüle etmiştir. Deneysel olarak yapılan çalışmaların hasar bölgelerinin metalografik olarak hazırlanmış kesitleri, simülasyon ve test yöntemleri sonuçlarının doğrudan karşılaştırılmasını sağlamıştır. Bu Geometrilerin karşılaştırmalı sayısal analizi, sonlu elemanlar hesaplama sonuçlarının deneysel sonuçlarla mükemmel bir eşleşme olduğunu sergilemiştir. Üç katmanlı perçinli bağlantı için elde edilen sayısal ve deneysel sonuçların, iki katmanlı mekanik perçinlemenin uygulanması için de kullanılabilceğine çalışmada dikkat çekilmiştir (L. Kağ`eak ve arkadaşları, 2017).

Dean ve diğ. Sonlu elemanlar programı olan ABAQUS paket yazılımda 3D elasto-plastik sayısal modelleme yöntemi kullanmışlardır. Hibrit metal kompozitlerin perçinlenmesini simüle etmek için simüle edilmiş sonlu elemanlar prosedürünü metal-kompozit birleştirme işleminin sayısal simülasyonuna bir örnekler vermişlerdir (A. Dean ve arkadaşları, 2018- A. Dean ve arkadaşları, 2016).

Günümüz teknolojisinde, perçinli bağlantı optimizasyonu geometrik parametrelere daha fazla odaklanmıştır ve perçinleme işleminin diğer tasarım özellikleri, optimizasyonun belirli özellik hedefleri dışında kısıtlama olarak görülmemektedir. Bu nedenle, Wang ve ark. sonlu elemanlar yöntemi ile parametrik optimizasyon çalışmaları

ve yüzey gerilim çalışmaları yaparak ve algoritmik bir kabule dayanan çok amaçlı optimizasyon, pres hızı, alt kalınlık ve boş sıkma kuvveti gibi ön gerilme sıkıştırma işlemi parametrelerini dikkate almıştır (X. Wang ve arkadaşları, 2018).

Mekanik bağlantı elemanlarının kayma ve normal gerilme mukavemetini tahmin etmek için bir üç boyutlu sonlu elemanlar modeli geliştirilmiştir. Metal-kompozit perçinleme teknolojisi için üç boyutlu sonlu elemanlar modeli ile sanal deney ünitesi oluşturulup ABAQUS sonlu elemanlar paket programı üzerine algoritmik olarak model inşa edilmiştir (S.L. Han ve arkadaşları, 2012).

Song ve diğ. çeşitli test koşulları altında çelik-alüminyum mekanik sıkıştırma bağlantılarının mekanik özelliklerini ve hasar davranışlarını araştırmak amacıyla ABAQUS sonlu elemanlar paket yazılımındaki hasar modelini kullanmışlardır. Bağlantı elemanlarının kayma gerilmelerinin, normal gerilmelere maruz kalan bölgelerdeki gerilmelerden çok daha yüksek olduğu sonucuna varmışlardır (Y. Song ve arkadaşları, 2019).

AA-6XXX ve AA-7XXX serisi alaşımlarının gerinim hızı hassasiyeti ile ilgili mevcut deneysel çalışmaların çoğu plaka numunelerinde gerçekleştirilmiştir (Xiao G ve arkadaşları, 2016- Chen Y ve arkadaşları, 2009- Reyes A ve arkadaşları, 2006- Jurczak W ve arkadaşları 2012- Sasso M ve arkadaşları, 2015). Xiao ve ark. tarafından AA-6013 alaşım plaka üzerinde sıcak düzlem gerilim-gerinim testleri gerçekleştirilmiştir. 10^{-3} ile $10 s^{-1}$ arasında değişen gerinim hızlarında, gerinim hızının artmasıyla akma geriliminde belirgin bir artış göstermiştir. Chen Y ve arkadaşları, Reyes A ve arkadaşları, Jurczak W ve arkadaşları da çeşitli AA-7XXX serisi alaşımlarının araştırılması sonucu yüksek gerinim hızı oranlarında artan gerinim duyarlılığı olduğu sonucuna varmışlardır. Sasso ve ark. silindirik şekilli AA-7075-T6 alaşım numuneleri üzerinde farklı gerinim hızlarında (yarı statik durumdan $2000 s^{-1}$ 'e kadar) gerilim ve sıkıştırma testleri gerçekleştirmiş olup, malzemenin pozitif gerinim hızı duyarlılığına sahip olduğu sonucuna varmışlardır.

Çoğu otomotiv sac alaşımı, mekanik özelliklerin veya anizotropik numunelerin tepki cevabının haddeleme yönüne bağlı farklılıklarını göstermiştir. Tamura ve ark. AA-6016-T4 alaşım tabakasının güçlü düzlemsel anizotropi sergilediğini bildirirken, bu gerilimlere karşılık gelen plastik deformasyon geriliminin tek eksenli gerilim altındaki tabaka yönelimlerine bağımlılığının o kadar önemli olmadığı sonucuna varmışlardır. Öte yandan, Pilhofer ve ark. AA-6013-T4 alaşım tabakasının, tüm tabaka yönlerinde 0,62'lik bir R-değeri ile karakterize edilen, sabit, güçlü ve enine bir anizotropi ile sifıra yakın

düzlemsel anizotropi katsayısına yakın olduğunu bildirmişlerdir (Tamura S ve arkadaşları, 2011- Prillhofer R ve arkadaşları, 2014).

Børvik ve arkadaşları, AA-7075-T651 alaşım plakaların anizotropik tepkisini, yarı statik gerinim hızında gerilim ve sıkıştırma testleri ile karakterize etmişlerdir. Çalışmaları, plastik deformasyon geriliminde güçlü bir anizotropik davranış göstermiştir. Tajally ve Emadoddin, tek eksenli çekme testleri yaparak AA-7075 alaşım tabakasının anizotropik tepkisini incelemişler ve haddeleme yönü boyunca Lankford katsayısının veya R değerinin 0,49 ile 0,77 arasında değiştiğini, 45 ° ve 90 ° 'de yuvarlanma yönüne sırasıyla 0,79–1,02 ile 0,52-0,79 arasında olduğu bildirmişlerdir. (Børvik T, Hopperstad OS ve arkadaşları, 2010- Tajally M, Emadoddin E. 2011).

Bir dizi gerinim hızı üzerinde malzeme gerilim-gerinim davranışını oluşturmaya ek olarak, sac metallerin anizotropisi (R-değeri) gerinim hızına bağlı olarak değişebilir. Şu anda günümüz araştırmalarında, AA-6013-T6, AA-7075-T6 alaşımları ve gelişimsel AA7XXX-T76'nın anizotropik yanıtını ve gerinim hızı duyarlılığını geniş bir gerinim hızı aralığı ve farklı tabaka yönelimleri için karakterize edebilecek deneysel veriler sınırlıdır.

Literatürde, bu yüksek mukavemetli alüminyum sac alaşımlarının metal şekillendirme ve otomotiv çarpışma testlerinde gerinim hızı önemini vurgulayan çok az sayıda çalışma bulunmaktadır. Geniş bir gerilim hızı aralığını kapsayan deneysel veri eksikliği nedeniyle, bu AA-6XXX ve AA-7XXX serisi sac alaşımları için yalnızca sınırlı sayıda kalibre edilmiş malzeme matematiksel modeli mevcuttur.

Rahmaan T. ve arkadaşları, AA-6013-T6, AA-7075-T6, 1-T6 ve gelişimsel AA-7XXX-T76 sac alaşımının düşük ($10^{-3} s^{-1}$) ila yüksek ($10^3 s^{-1}$) gerinim hızı davranışı oda sıcaklığında karakterize etmişlerdir. Ayrıca, gerinimin anizotropi üzerindeki etkisi, tüm gerinim oranları aralığı için 0°, 45° ve 90° yönleri boyunca plastik deformasyon gerilimleri ve R değerleri ölçülerek gözlemlenmiştir. Bu çalışmanın bir diğer amacı deneysel verileri elde etmek olup düşük ($10^{-3} s^{-1}$) ila yüksek ($10^3 s^{-1}$) gerinim oranlarından kaynaklanan sonuçlar ve araç çarpışma testleri için uygun gerinim oranına duyarlı bir malzeme modeli önermektedirler (Rahmaan T. ve arkadaşları, 2020).

Çok dişli matkaplarla geleneksel delik delme teknikleri endüstride yaygın olarak kullanılan bir imalat sürecidir. Levhaları delmek ve birleştirmek için çok fazla alternatif yoktur. Son yıllarda sürtünme teknikleri, erimeden malzeme akışının indüklenmesi nedeniyle göz önünde bulundurulmaktadır. Burç adı verilen bir talaş üretilerek sürtünmeli delme, tabakaların birleştirilmesi işlemini kolaylaştırmıştır.

Urbikain ve ark. farklı malzemeler üzerinde somunsuz bağlantı yapmak için sürtünmeli delme ve form kılavuz çekme işlemini birleştirerek yeni bir yöntem önermişlerdir. Öte yandan, bu burçların kalitesinin iyileştirilmesi ve en iyi işleme parametrelerinin elde edilmesi büyük önem taşımaktadır. Ultrasonik titreşim yardımıyla yüzey pürüzlülüğünü iyileştirmek, kesme kuvvetini ve torku azaltmak, yorulma ömrünü artırmak ve yüzey bütünlüğünü iyileştirmek mümkündür (G. Urbikain ve arkadaşları, 2018- C. Zhang ve arkadaşları, 2014- M. Razfar ve arkadaşları, 2011- A. Suarez ve arkadaşları, 2016).

Ultrasonik titreşim, frezeleme, tornalama, delme gibi çeşitli işleme işlemlerinde kullanılmaktadır. Ultrasonik titreşimin süreksiz bir titreşim modeli olması ve titreşim doğası, işlem sırasında sürtünme kuvvetine neden olur ve talaşların kolayca çıkarılmasına yardımcı olmaktadır. Bununla birlikte, ana kuvvetteki azalma nedeni, ultrasonik titreşimin sürtünmeyi azaltmasıdır (A. Suarez ve arkadaşları, 2016- S. Amini ve arkadaşları, 2008- B. Azarhoushang, J. Akbari, 2007 - M. Baraheni, S. Amini, 2018).

Kara mayınları, özellikle tanksavar mayınları, zırhlı araçlar ve yolcuları için önemli tehditler oluşturmuştur, yaralanma ve ölüm vakalarının yaklaşık %60'ına mayın patlaması neden olmuştur. Bu durumlar, askeri personelin patlamaya karşı korunmasına odaklanan, patlamaya dayanıklı bir yapı için gelişmelere yol açmıştır. Askeri personelin güvenliğini artırmak amacıyla 2007 yılında ABD tarafından MRAP programı başlatılmıştır. NATO Standardına göre, zırhlı araç yolcularının korunma düzeyini belirlemek için STANAG 4569'u yayınlamıştır. NATO STANAG 4569, 10 kg TNT'ye kadar olan el bombalarına karşı dört koruma seviyesi ile sınıflandırmıştır. Seviye 1 koruması, tek bir zırhlı yapı plakası kullanılarak elde edilebilir. Daha yüksek seviye için, tek plakalı yapı zırhlı aracın bütünlüğünü korumak için yetersiz olacaktır. Bu, şok dalgasının, yüzeye nüfuz etmesine neden olan daha yüksek patlama enerjisinden ve tek plaka yapısının yapısal bütünlüğünü tehlikeye atacak yüksek sıcaklıktan kaynaklanmaktadır. Bu nedenle, şok dalgasının yolcu alanına girmesini önlemek ve daha yüksek düzeyde koruma sağlamak amacıyla daha karmaşık konfigürasyonların gerekliliği meydana gelmiştir (Radonic V ve arkadaşları, 2004- Krzysztala E ve arkadaşları, 2016 – NATO, 2012).

Patlamaya dayanıklı araç dizaynları, kontrollü bir kuvvetle deforme olması ve bir patlama sırasında bedensel yaralanmayı sınırlamak için hayatta kalma yaşamsal alanını koruma yeteneğine sahip bir yapı olarak geliştirilmiştir. Tek plakalı, sertleştirilmiş panel, kavisli panel, V şeklinde, metalik yapı çekirdeği ve sandviç panel ile patlamaya dayanıklı

yapılar üzerinde araştırmalar günümüzde önem kazanmıştır. Bu yapılar arasında en iyi potansiyele sahip olan alüminyum köpük sandviçtir (AFS) (Børvik T ve arkadaşları, 2011- Shen J ve arkadaşları, 2010- Hazrati B, Saeimi Sadigh, 2016- Jing L ve arkadaşları, 2014).

Pratomo ve arkadaşları HB400 koruyucu zırh plakası için AFS uygulamasını test etmişlerdir, ancak daha iyi bir performans elde etmek için optimize edilmesi gerektiği sonucuna varmışlardır. Ayrıca, AFS'nin, AA-köpüğün ve vurulan yan plakanın büyük katkısını gösteren 8 kg TNT'nin patlamaya ve parçalanmış yüklenmesine karşı mayın patlaması koruması olarak üstünlüğünü deneysel olarak araştırmışlardır (Pratomo AN ve arkadaşları, 2020- Park J ve arkadaşları 2015).

AFS'nin tasarımı ile ilgili araştırmalar beş ayrı aşamadan oluşmaktadır. Bu aşamalar; 1) iki yan uzunluğun oranı, 2) ön panellerin kalınlığı, 3) ön panel malzemesi, 4) çekirdek kalınlığı ve 5) köpük mukavemeti / yoğunluğu. AFS'nin optimum tasarımını ve her bir parametrenin patlamaya değer performansına katkısını bulmak için bu tasarım parametrelerinin kombinasyonu ile yapıştırıcı yapıştırma deseninin ek bir etkisi ve mukavemeti üzerine yapılan araştırmalar aynı anda incelenmemiştir. Bu araştırmada, patlamaya dayanıklı yapıların performansları, sırasıyla yaralanma biyomekanik eşikleri ve yapısal izinsiz giriş ile korelasyona sahip olan yolcu yan plakasındaki (OSP) hızlanma ve yer değiştirme ile ölçülür. Bu korelasyon üzerine yapılan bir araştırma, zırhlı araç tabanındaki patlama yüküne bağlı hızlanma ve yer değiştirmenin, baş, boyun, toraks, omurga, femur ve tibiada yaralanma değerlendirme referans değerleri (IARV) şeklinde yolcunun hayatta kalabilmesini önemli ölçüde etkilediğini göstermiştir (Zhu F ve arkadaşları, 2009- Yan C, Song X. 2016- Hassan MZ ve arkadaşları, 2012).

AFS tasarım parametrelerinin değerlendirilmesi, özellikle tasarım parametreleri ile bir yapının patlama performansları arasındaki korelasyon üzerine sınırlı sayıda çalışma yapılmıştır. Bu nedenle, bu araştırma tasarım parametrelerinin hassasiyetini araştırmak ve AFS için sağlam bir tasarım elde etmek amacıyla yürütölmektedir (Zhu F ve arkadaşları, 2009- Chi Y ve arkadaşları, 2010).

AFS yapısının sağlam tasarımı, altı sigma için tasarım (DFSS) metodolojisi kullanılarak AFS'nin optimum konfigürasyonundan seçilir. Tasarım parametreleri, yineleme işlemlerinin sayısını en aza indirmek için yalnızca önemli tasarım parametreleri için taranır. Bu optimizasyonun tasarım amaçları OSP'de hızlanma ve yer değiştirmeyi en aza indirmektir. Optimum tasarım parametreleri; çeşitli yüzey levhaları (çarpılan taraf ve yolcu tarafı levhaları) malzemeler, yüzey levhaları (çarpılan taraf ve yolcu tarafı

levhaları) kalınlığı, çekirdek kalınlığı, köpük sıkıştırma mukavemeti (yoğunluk), yapıştırma kuvveti ve sayısal simülasyon kullanılarak eşzamanlı olarak incelenen yapıştırma deseni ile elde edilir. Daha sonra, her tasarım parametresinin duyarlılığını elde etmek için her tasarım parametresinin katkısı varyans analizi (ANOVA) kullanılarak incelenmiştir.

Çalışma koşulunun tüm olasılıkları için matematiksel model de çıktı yanıtlarını tahmin etmek üzere formüle edilir. Tasarım yineleme süreci, Allied Engineering Publication (AEP) 55 CASHASI 2'de belirtilen gereklilik ile birlikte, NATO STANAG 4569 düzey 3 standardına göre yapısal bütünlük değerlendirme kurulumu ile sayısal simülasyon kullanılarak gerçekleştirilir. Pramoto ve arkadaşlarının yapmış oldukları bu çalışma, optimize edilmiş AFS'nin zırhlı araç korumasına tek plakalı zırh çeliği yerine uygulanacak umut verici bir yapı olduğunu göstermektedir (Pramoto ve arkadaşları,2021).

2.3. Malzemenin Mekanik Davranışında Matematiksel Modellerde Yapısal Denklemler

Mühendislik malzemelerinin birçok uygulaması değişik gerinim hızları ve farklı sıcaklıklarda gerçekleşir. Örneğin araç kazaları, çok yüksek sıcaklıklara maruz kalan motor malzemeleri ve havacılık uygulamalarındaki parçalara uygulanan çarpışma testleri bulunmaktadır. Kullanılan endüstriyel malzemeler değişen gerinim hızlarına ve sıcaklıklarına farklı mekanik tepkiler gösterirler. Bu yüzden malzemelerin mekanik davranışlarını tahmin etmek için farklı gerinim hızlarında ve sıcaklıklarında test edilmeleri gerekmektedir. Bununla birlikte, farklı gerinim hızlarındaki ve yine farklı sıcaklıktaki malzemeleri test etmek oldukça pahalı ve nispeten zaman alıcıdır. İşte tam da bu yüzden, yapısal denklemler, gerilim, gerinim hızı ve sıcaklık fonksiyonu olarak malzemelerin davranışını ilişkilendirmek amacıyla geliştirilmiştir. Yapısal denklemler, statik veya dinamik yükler altındaki karışık yapıların modellenmesi için temel araçları oluşturmaktadır.

İdeal bir yapısal denklem, normal ve yüksek sıcaklıklarda, yarı-statik $10^{-3} s^{-1}$ - $1 s^{-1}$) ve dinamik gerinim hızlarında ($> 100 s^{-1}$) malzeme davranışını öngörmelidir. Johnson ve Cook tarafından geliştirilen ve J-C matematiksel modeli olarak bilinen yapısal denklemler, yüksek gerinim hızı deformasyonlarının simülasyonlarında yaygın olarak kullanılan modellerden biridir. J-C modeli yarı ampirik bir modeldir ve malzeme

sabitlerinin belirlenmesi diğer modellere nispeten daha kolaydır (Johnson, G.R; Cook, W. H., 1983). Mühendislikte malzemenin mekanik davranışını matematiksel yöntemlerle ifade eden bu denklemler tablo 2.1 de verilmiştir.

Tablo 2.1. Yapısal denklemler

Matematiksel Model Adı	Denklemler	Parametreler
Ludwik	$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n$	$\sigma_0, K, \varepsilon^n$
Holloman	$\sigma = K\varepsilon^n$	K, n
Swift	$\sigma = K(\varepsilon_1 + \varepsilon)^n$	K, n
Voce	$\sigma = \sigma_0 - (\sigma_0 - \sigma_1) \exp(-n\varepsilon)$	σ_0, σ_1, n
Ludwingson	$\sigma = K_1\varepsilon^{n_1} + \exp(K_2 + n_2\varepsilon)$	K_1, K_2, n_1, n_2
Gladman	$\sigma = \sigma_0 + K_1 \ln \varepsilon + K_2 \varepsilon$	σ_0, K_1, K_2
El-Magd and Troost	$\sigma = K\varepsilon^n \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m$	K, n, m, ε_0
Reiff	$\sigma = \left[K_1 + K_2 \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon} \right)^{\frac{1}{m}} + K_3 \sqrt{\varepsilon} \right]$	K_1, K_2, K_3, m
Cowper Symond	$\sigma_y = \left[\sigma_0 + \beta E_P \varepsilon_{eff}^p \right] \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}_P}{D} \right)^{\frac{1}{P}} \right]$	D, P $\sigma_y =$ İlk akma gerilmesi $E_P =$ Plastik sertleşme modülü
Zerilli and Armstrong	$\sigma = \sigma_0 + K_1 \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right)^{-K_3 T} + \left(\frac{K_2}{e^{-K_4 T}} \right) \varepsilon^n + K_5 d^{-\frac{1}{2}}$	$\sigma_0, K_1 K_2, K_3, K_4, K_5, n, \varepsilon_0$
Johnson and Cook	$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] [1 - (T^*)^m]$	A, B, n, C, m

2.3.1. Johnson-Cook Malzeme Modeli

Johnson-Cook modeli iki kısımda incelenecektir. Malzemenin gerilim-gerinim grafiğindeki mekanik davranışının plastik bölgesi ve kırılma bölgesi ayrı ayrı ele alınmıştır.

2.3.1.1. Johnson-Cook Plastik Bölge Malzeme Modeli

Johnson ve Cook 1983'te bu malzeme modelini önermişlerdir. Bu malzeme modeli, çoğu sayısal hesaplamada statik ve dinamik analiz için yaygın olarak kullanılan bir modeldir; metal kesme, soğuk püskürtme, çarpışma testleri vb. Deneylede kalibre edilmesi nispeten kolaydır ve farklı gerinim hızlarında ve sıcaklıklarda malzeme plastik bölge davranışını tahmin edebilmektedir (G. R. Johnson, W. H. Cook, 1983 - S. Jaspers and J. Dautzenberg, 2002 - D. Umbrello, R. M., 2007).

J-C modeli, plastik bölge gerilimini, plastik gerinim, gerinim hızı ve sıcaklığın bir fonksiyonu olarak tanımlayan ilk modeldir. Denklem 2.1, J-C 'a dayalı plastik bölge geriliminin tanımıdır. Burada A , B , n , C ve m malzeme sabitleridir, ε_p eşdeğer plastik bölgedeki birim şekil değiştirme değeri, $\dot{\varepsilon}_p$ plastik deformasyon hızıdır, $\dot{\varepsilon}_0$ malzeme sabitlerinin elde edildiği deformasyon hızıdır ve referans deformasyon hızı olarak bilinir. T^* , homolog sıcaklıktır ve denklem 2.2'de tanımlanır, burada T_m erime sıcaklığıdır, T_r referans sıcaklıktır ve T mutlak sıcaklıktır.

$$\sigma = [A + B\varepsilon_p^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] [1 - (T^*)^m] \quad (2.1)$$

$$T^* = \begin{cases} 0 & T \leq T_r \\ \frac{T-T_r}{T_m-T_r} & T_r < T < T_m \\ 1 & T \geq T_m \end{cases} \quad (2.2)$$

Eşitlik 2.1'deki ilk parantez, referans gerinim hızında gerinimin fonksiyonu olarak izotermal gerilimi vermektedir. A , B , n , C ve m sabitleri, $\dot{\varepsilon}_0$ referans gerinim hızındaki sabitlerdir. İkinci parantez, gerinim hızı etkisini, son parantez ise termal etkileri kapsamaktadır. A , B ve n sabitleri, referans gerinim hızında (testlerde kullanılan en düşük gerinim hızı) ve yarı statik gerinim hızlarında (izotermal koşullar) elde edilen gerilim-gerinim eğrisinden çıkarılabilir. Sabitlerin doğru belirlenmesi, özel koşullarda grafiklerin üzerindeki verilerin kombinasyonuna ve uygun işleme tabi tutulmasına bağlıdır. Modeli oluşturmak için en az 3 eşdeğer gerilim-gerinim eğrisi gereklidir (Yang, J. ve arkadaşları, 2018).

Eş. 2.2'te T^* ise Eş. 2.3 şeklinde ifade edilebilir.

$$T^* = \frac{T-T_r}{T_m-T_r} \quad (2.3)$$

Bu model, literatürdeki materyallerin dinamik davranışlarını tahmin etmek için genellikle simülasyonlarda kullanılmaktadır. J-C modelinin avantajı, gerinim, gerinim hızı ve sıcaklığın aynı anda dikkate alınması ve bu modelin öngördüğü plastik bölge gerilimi ile doğru orantılı olmasıdır. Bununla birlikte, sistemin gerinim hızı $10^4 s^{-1}$ 'in üzerinde olduğunda modelin doğru çalışmayacağı belirtilmiştir. Bu nedenle, J-C matematiksel model sabitleri, belirli bir deformasyon hızı aralığındaki malzemelerin davranışını tahmin etmek için kalibre edilmiştir. Ek olarak, basitleştirilmiş bir ilişki olan bu modelde gerinim sertleşmesinin gerinim hızının logaritmasına bağımlılığı doğrusaldır. Bu nedenlerden dolayı, bu model genellikle malzeme davranışını çok yüksek gerinim hızlarında doğru bir şekilde tahmin edemez (C. Gao and L. Zhang, 2012- J.-B. Kim and H. Shin, 2009- R. Liang and A. S. Khan, 1999).

Eş. 2.3'de Tr ve Tm sırasıyla referans ve ergime sıcaklıklarını göstermektedir. Yüksek gerinim hızlarındaki testlerde, malzemenin plastik deformasyonundan dolayı ısınmanın etkisi de dikkate alınmalıdır. Yüksek gerinim hızına bağlı ısınma, termal yumuşatma olgusu olarak da adlandırılır. Çoğu malzeme için plastik deformasyonun yaklaşık %90'ı malzemede ısı olarak dağılır (M. Jutras, 2008). Sıcaklıktaki bu artış, aşağıdaki denklem kullanılarak hesaplanabilir:

$$\Delta T = \frac{\alpha}{\rho c} \int \sigma(\epsilon) d\epsilon \quad (2.4)$$

Burada, ΔT sıcaklık artışı, α ısıya dönüştürülmüş plastik deformasyon yüzdesi, c ısı kapasitesi ve ρ yoğunluktur.

2.3.1.2. Johnson-Cook Kırılma Bölgesi Malzeme Modeli

J-C hasar modeli gerinim hızı, sıcaklık ve basınç ile birlikte kırılma gerinimi ile ilişkilidir. Model, kırılmaya karşı gerinimin yansıttığı yüklemeyi ele alır. J-C hasar modelinin türetilmesi aşağıdaki kırılma yasasıyla başlar.

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon}{\epsilon_f} \quad (2.5)$$

Eş. 2.5'de $\Delta \epsilon$ plastik gerinimdeki artışı, ϵ_f mevcut koşullarda kırılmaya karşı gerinimi göstermektedir. Kırılma, $D \geq 1,0$ ve ϵ_f 'nin Eş. 2.6'de olduğu durumlarda gerçekleşir.

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] [1 - DT^*] \quad (2.6)$$

Burada D_1 , D_2 , D_3 üç eksenli gerilme parametreleridir. D_4 Gerinim hızı parametresidir. D_5 Yüksek sıcaklık parametresidir.

J-C hasar modelinin parametrelerini belirlemek için en az üç test gereklidir. Kırılma gerinimini belirlemek için çentik yarıçapı farklı olan numuneler kullanılmalıdır. D_1 , D_2 ve D_3 tayini için, yarı-statik ve izotermal koşullar altında testler yapılmalıdır. Testten elde edilen veriler, üç eksenli gerilme durumunun bir fonksiyonu olarak kırılmaya karşı gerinim için kullanılır. Bir çekme testi esnasında çentik yarıçapı da değişeceğinden dolayı, gerilimin değişimi belirlenmelidir. Bu değişimi test sırasında ölçmek ya da analitik olarak hesaplamak zordur. Fakat bunu hesaplamak için bazı yöntemler bulunmaktadır. Bunlardan biri, test numunesinin deformasyonunu kaydetmek ve bir görüntü sistemi kullanarak çentik yarıçapını hesaplamaktır. Görüntü sistemi, görüntü üzerinde kesin ölçümler yapabilmeli ve test sırasında numunenin deformasyonunu hesaplayabilmelidir (M. Jutras, 2008- Holmquist, T. and Johnson, R. 1991).

Her bir test için üç eksenli gerilme durumunu elde ettikten sonra, D_1 , D_2 ve D_3 parametrelerini belirlemek için kırılma gerinimine karşı üç eksenli oran grafiği kullanılmıştır. Bununla birlikte, D_4 'ü (gerinim hızı parametresi) elde etmek için farklı gerinim hızlarındaki yüksek gerinim oranı testlerine ihtiyaç vardır. Yüksek gerinim hızı testlerinden elde edilen veriler, yarı statik test sonuçları ile birleştirilir ve kırılmaya karşı gerinim oranı, grafiğin doğal yarı logaritmik grafiklerinde çizilir. Daha sonra denklem D_4 değerini belirlemek için eğriye uydurulur. Aynı yöntem ile farklı sıcaklıklarda yapılan testlerin sonucunda D_5 parametresi elde edilir. Bu durumda, sıcaklığa karşı kırılma gerinimi grafiği D_5 değerini verir (M. Jutras, 2008).

2.3.2. Diğer Matematiksel Modeller

2.3.2.1. Zerilli-Armstrong Model

İlk Z-A modeli, gerinim hızına ve sıcaklığa duyarlı farklı metaller için önerilen fiziksel temelli bir modeldir. Z-A modeli, hacim merkezli kübik (BCC) malzemeler ve yüz merkezli kübik (FCC) malzemeler için farklı matematiksel modellere ve ilişki biçimlerine sahiptir (F. J. Zerilli, R. W. Armstrong, 1987 - R. Armstrong, F. Zerilli, 1994).

$$\sigma = c_0 + c_1 \exp(-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\epsilon}_p) + C_5 \epsilon_p^n \quad (2.7)$$

$$\sigma = c_0 + c_1 \exp(-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\epsilon}_p) + C_5 \epsilon_p^n \quad (2.8)$$

Burada, eşitlik 2.7 ve 2.8'de C_0, C_1, C_3, C_4, C_5 ve n malzeme sabitleridir, ϵ_p eşdeğer plastik deformasyondur, $\dot{\epsilon}_p$ plastik deformasyon hızıdır ve T sıcaklıktır. İlk terim, C_0 , Hall-Petch ilişkisi ile ilgilidir.

Bu modelde, gerilim sertleşmesinin sıcaklık ve gerilim hızından bağımsız olduğu varsayılmaktadır. Eşitlik 2.8'teki üstel terim, deneysel gözlemlere dayanarak termal gerilim bileşenini tanımlamak için kullanılır. Bu tanım uygun değildir, çünkü termal gerilim bileşeni yalnızca sıcaklık sonsuza doğru eğildiğinde sıfıra gider. Termal gerilim bileşeninin malzemenin erime noktasında kaybolması gerektiği belirtilmektedir. Bu sorunu çözmek için model Abed ve arkadaşları tarafından değiştirilmiştir (F. H. Abed, G. Voyiadjis, 2005).

$$\sigma = C_2 \epsilon_p^n (1 - X^{1/2} - X + X^{3/2}) + C_6 \quad (2.9)$$

$$X = C_4 T \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_0}{\dot{\epsilon}_p} \right) \quad (2.10)$$

Burada C_2, C_4, C_6 malzeme sabitleridir, $\dot{\epsilon}_p$ plastik gerinim oranıdır ve $\dot{\epsilon}_0$ referans gerinim oranıdır.

Değiştirilmiş Zerilli-Armstrong modeli genellikle sonuçları 300 K'nin üzerindeki sıcaklıklarda iyileştirir. Bununla birlikte, yüksek deformasyon durumlarındaki gerinim sertleşmesi, ilk Zerilli-Armstrong modelinde olduğu gibi sıcaklık ve gerinim hızından bağımsız olarak ifade edilir. Bu nedenle bu iki model, tepkileri sıcaklığa ve gerinim hızına güçlü bir şekilde bağlı olan malzemeleri modellemek için uygun değildir.

2.3.2.2. Voyiadjis-Abed Model

Voyiadjis ve Abed, yüksek gerinim hızlarında ve sıcaklıklarda plastik bölge geriliminin tahmin kabiliyetini geliştirmek için Zerilli-Armstrong modelini aşağıdaki gibi değiştirmişlerdir (G. Z. Voyiadjis, F. H. Abed, 2005).

$$\sigma = \hat{Y} \left[1 - (\beta_1 T - B_2 T \ln \dot{\epsilon}_p)^{1/q} \right]^{1/p} + B \dot{\epsilon}_p^n + Y_a \quad (2.11)$$

Burada \hat{Y} , β_1 , B_2 , Y_a , B , p , q ve n malzeme sabitleridir, $\dot{\epsilon}_p$ plastik gerinim oranıdır, $\dot{\epsilon}_0$ referans gerinim oranıdır ve T sıcaklıktır. Son iki terim, plastik bölge geriliminin termal bileşenleridir ve denklem 2.8'teki Zerilli-Armstrong modeliyle aynı formlardır. İlk terim termal plastik bölge gerilimidir ve gerinim hızı ve sıcaklığı ile ilgilidir. Zerilli-Armstrong modelinden modifiye edilmiş ve termal aktivasyon enerjisi kavramının yanı sıra mobil dislokasyon yoğunluğu evriminin de dikkate alındığı dislokasyon etkileşim mekanizması kullanılarak türetilmiştir. Plastik bölge geriliminin termal bileşenini değiştirerek, yüksek gerinim hızlarında ve sıcaklıklarda tahmin kabiliyeti G. Z. Voyiadjis, ve arkadaşının bildirdiği gibi iyileştirilir (G. Z. Voyiadjis, F. H. Abed, 2005).

2.3.2.3. Preston-Tonk-Wallace Model

Bu model Preston ve arkadaşları tarafından geliştirilmiştir. Bu malzeme modeli çok yüksek gerinim hızlarında malzemelerin davranışını açıklayabilmektedir. Plastik deformasyon sırasında yer değiştirme hareketine dayalı olarak önerilen karmaşık bir bileşen modelidir. Teoriye göre, malzemenin termal aktivasyon mekanizması, $10^5 s^{-1}$ 'e kadar gerinim oranlarına neden olan zayıf şoklarla deformasyon üzerinde önemli bir etkiye sahiptir. Ancak, patlamaya dayalı deformasyonlarda veya yüksek hızlı darbelerde gerinim hızı bazen $10^5 s^{-1}$ 'den çok daha yüksektir ve bu nedenle yalnızca termal etkinleştirme mekanizmasına dayalı plastik bileşen modeli önemli bir hataya neden olabilir. Malzeme davranışını $10^{12} s^{-1}$ 'e kadar gerinim hızında doğru bir şekilde modellemek için Preston ve ark. güçlü bir şok rejiminde baskın olan doğrusal olmayan etkileri göz önünde bulundurarak bu plastik bölge davranış modelini önermişlerdir. Bu model 2.12 eşitliği ile verilmiştir (D. L. Preston ve arkadaşları, 2003).

$$\hat{T} = \hat{T}_s + \frac{1}{p} (s_0 - \hat{T}_y) \ln \left[1 - \left[1 - \exp \left(-P \frac{\hat{T}_s - \hat{T}_y}{s_0 - \hat{T}_y} \right) \right] \exp \left\{ - \frac{p \theta \psi}{(s_0 - \hat{T}_y) \left[\exp \left(p \frac{\hat{T}_s - \hat{T}_y}{s_0 - \hat{T}_y} \right) \right]} \right\} \right] \quad (2.12)$$

Burada \hat{T} normalleştirilmiş bir akış gerilmesidir ve T / G 'ye eşittir (T kesme gerilmesidir ve G kesme modülüdür). \hat{T}_s Ve \hat{T}_y sırasıyla normalleştirilmiş iş sertleştirme doyma gerilmesi ve normalleştirilmiş akma gerilmesidir. P , q ve s_0 değişkenleri boyutsuz malzeme sabitleridir. Aşağıdaki denklemler \hat{T}_s ve \hat{T}_y 'yi tanımlar.

$$\hat{T}_s = m_{ax}\{s_0 - (s_0 - s_\infty)erf[k\hat{T} \ln(\gamma\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon})], s_0(\dot{\epsilon} / \gamma\dot{\epsilon})^\beta\} \quad (2.13)$$

$$\hat{T}_y = \max\{y_0 - (y_0 - y_\infty)erf[k\hat{T} \ln(\gamma\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon})], \min[y_1(\dot{\epsilon} / \gamma\dot{\epsilon})^{y_2}, s_0(\dot{\epsilon} / \gamma\dot{\epsilon})^\beta]\} \quad (2.14)$$

Burada malzeme sabitleri s_0 ve s_∞ , \hat{T}_s 'nin sırasıyla sıfır sıcaklıkta ve çok yüksek sıcaklıkta aldığı değerlerdir. y_0 ve y_∞ benzer yorumlara sahiptir. k ve γ boyutsuz malzeme sabitleridir. Ölçeklendirilmiş sıcaklık \hat{T} , mutlak sıcaklığın T olduğu ve erime sıcaklığının Tm olduğu $\frac{T}{Tm}$ tarafından da tanımlanır. $\dot{\epsilon}$ Parametresi şu şekilde tanımlanır:

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{2} \left(\frac{4\pi p}{3M} \right)^{1/4} \left(\frac{G}{p} \right)^{1/2} \quad (2.15)$$

Burada p yoğunluk ve M atom kütesidir. $\dot{\epsilon}^{-1}$, bir enine dalga'nın bir atomu geçmesi için gereken sürenin anlamına gelir. Kesme modülü G , yoğunluk ve sıcaklığın bir fonksiyonu olarak alınır; $G(p, T) = G_0(p)(1 - a\hat{T})$, burada a , ölçeklendirilmiş sıcaklığa G bağımlılığıdır ve G_0 , mutlak sıcaklıktaki kesme modülüdür. $y_0, y_1, y_2, y_\infty, s_0, s_1, s_\infty, k, \gamma, p$ ve β sabitleri deneylerle belirlenmiştir. 2009 Yılında Kim ve Shin mevcut PTW'yi çok çeşitli gerinim, gerinim hızı ve sıcaklık aralıklarında uygulanabilecek şekilde değiştirmişlerdir (Yoon JW ve arkadaşları, 2006).

2.3.2.4. Khan-Huang-Liang Model

Khan ve diğ. bu modeli J-C modeline dayanarak tanıttı. Çalışmada gerinim sertleşmesini, gerinim ve gerinim hızının bağlı bir fonksiyonu olarak gördüler. Daha sonra, Huh ve ark. KHL modelinin değiştirilmiş versiyonunu sundular. Bu model, KHL modeli ile deneysel olarak kıyaslandığında bu modelin daha doğru tanımladığı anlaşılmıştır. Denklem 2.16, değiştirilmiş KHL modelindeki plastik deformasyon gerilimini temsil etmektedir (A. S. Khan ve R. Liang, 1999- H. Huh, H. Lee ve J. Song, 2012- H. J. Lee ve arkadaşları, 2006).

$$\sigma = \left(A + B \left(1 - \frac{\ln \dot{\epsilon}^*}{\ln D_0^p} \right)^{n_1} \epsilon^{n_0} \right) (1 + C(\ln \dot{\epsilon}^*)^p)(1 - T^*m) \quad (2.16)$$

Burada $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_{ref}$, $n_1 = a(1 - T^{*b})$, $m = m_1 + m_2 \ln \dot{\varepsilon}_p$ ve D_0^p saniyede 10^6 olarak seçilmiştir. Önerilen matematiksel modelin denklem sabitleri bazı fiziksel anlamlara sahiptir. A , yarı statik durumdaki akma gerilimidir. B ve n_0 , yarı statik gerinim hızındaki iş sertleşmesini temsil eder, C ve p , gerinim hızı sertleşmesinin katsayılarıdır. a ve b , çalışma sertleşme hızının sıcaklığa göre değişimini temsil eder ve son olarak, m_1 ve m_2 sırasıyla gerinim hızına bağlı termal yumuşama parametreleridir.

2.3.2.5. Gao-Zhang Model

Bu fiziksel temelli model, Gao ve Zhang tarafından 2011 yılında $10^4 s^{-1}$ 'den daha yüksek gerinim oranlarında malzeme tepkisinin deformasyonu için önerilmiştir. Yukarıda belirtildiği gibi, önceki modellerden bazıları $10^4 s^{-1}$ 'in üzerindeki gerinim hızlarında doğru malzeme davranışını (örneğin bakır) tahmin etme yeteneğine sahip değildir. Aslında, eşdeğer plastik gerinim, gerinim hızı ve sıcaklığın bir fonksiyonu olarak tanımlanır. Bu modeldeki plastik bölge gerilimi aşağıdaki gibi verilmiştir, (Hershey AV. 1954).

$$\sigma = \sigma_{th} + \sigma_{ath} \quad (2.17)$$

$$\sigma_{th} = \hat{C} \sqrt{\left\{1 + \tan h \left[c_0 \log \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{s0}} \right) \right] \right\} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{s0}} \right)^{c_1 T} \left\{ 1 - \exp \left[-k_o \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{s0}} \right)^{-c_1 T} \varepsilon \right] \right\}} \quad (2.18)$$

$$\sigma_{ath} = \sigma_G + B \left[1 - \exp(-k_{a0} \varepsilon) \right]^{1/2} \quad (2.19)$$

Burada σ_{th} ve σ_{ath} sırasıyla termal ve termal olmayan gerilim bileşenleridir. \hat{C} Referans termal gerilimdir. k_o , c_0 , c_1 , c_2 , p ve q , termal gerilim bileşeni için tüm malzeme sabitleridir. $\dot{\varepsilon}_0$ ve $\dot{\varepsilon}_{s0}$ sırasıyla referans gerinim hızı ve doymuş gerinim hızıdır. σ_G , ilk kusurlardan kaynaklanan gerilimdir, B ve k_{a0} , termal olmayan gerilme bileşeni için malzeme sabitleridir.

2.3.3. Tüm Matematiksel Modellerin Özeti

Yüksek gerilim oranlı uygulamalarda malzemenin davranışını tahmin edebilecek çok sayıda malzeme modeli vardır. Hepsisi arasında, bu bölümde sadece beş tane yapısal

model açıklanmıştır. Bazıları literatürde basit model olarak adlandırılan modellerdir. Diğerleri ise birçok malzeme sabiti gerektirir. Bu sabitleri belirlemek oldukça karmaşıktır ve çok sayıda deney gerektirir. Rahmati ve diğ. yukarıda belirtilen beş farklı malzeme modelinin tümünü karşılaştırmıştır. Soğuk püskürtme deney verilerini kullanmışlardır. Simülasyonlarda hem parçacık hem de alt tabaka için saf bakır malzeme özellikleri kullanılmıştır. Bu püskürtme olayı yalnızca JC ve PTW modelleri tarafından tahmin edilmiştir. VA, değiştirilmiş KHL ve değiştirilmiş ZA modelleri, çok çeşitli gerinim ve gerinim oranları üzerindeki plastik bölge gerilimini tahmin edememiştir. Bu nedenle, soğuk püskürtme işlemini doğru bir şekilde tahmin edemezler. GZ modeli bakır için plastik bölge gerilimini daha iyi tahmin eder ve parçacıkların deforme olmuş şekillerini tahmin edemez. Bu model aynı zamanda alt tabakaya bağlanan parçacıkların kritik hızını da tahmin edememiştir (S. Rahmati ve A. Ghaei, 2014).

JC modeli, bu matematiksel modeller arasında en basit modeldir ve yüksek gerinim oranlı uygulamalarda çok popülerdir. Bu nedenle, neredeyse tüm metaller için malzeme sabitleri literatürde raporlanır. Ancak bu model, çok yüksek gerinim oranlarındaki plastik bölge gerilimini tahmin doğruluğu azdır. Bu nedenle, bu malzeme modeli ile darbe simülasyonlarında deformasyon miktarı tahmin edilir. Buna ek olarak, bu modelde gerinim hızı ve sıcaklık etkileri ayrılmış olup, gerinim hızı hassasiyetinin sıcaklıktan bağımsız olduğu anlamına gelir. (Panov V, 2006).

3. MATERYAL VE YÖNTEM

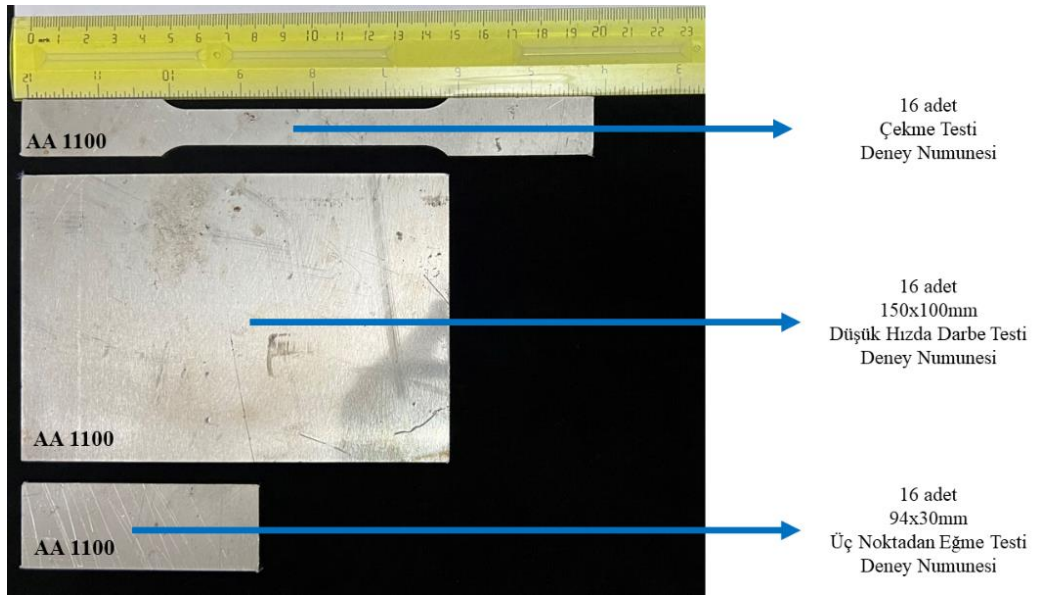
Sac metal alaşımlarının plastik bölge tepkisini karakterize etmek için tek eksenli çekme, düşük hızda darbe ve üç nokta eğme deneyleri oda sıcaklığı koşullarında gerçekleştirilmiştir. Ayrıca sayısal yöntem olarak da sonlu elemanlar yöntemi kullanılmıştır. Deneysel çalışmalarda kullanılan AA-1100 ve AA-7075 alaşımlarının kimyasal kompozisyonları Tablo 3.1. ve Tablo 3.2. de verilmiştir. Deneyler için üretilen numunelerin özellikleri ve adetleri Şekil 3.1’de AA-1100 alaşımı için verilirken Şekil 3.2’de da AA-7075 alaşımı için verilmiştir.

Tablo 3.1. AA-1100 kimyasal kompozisyonu

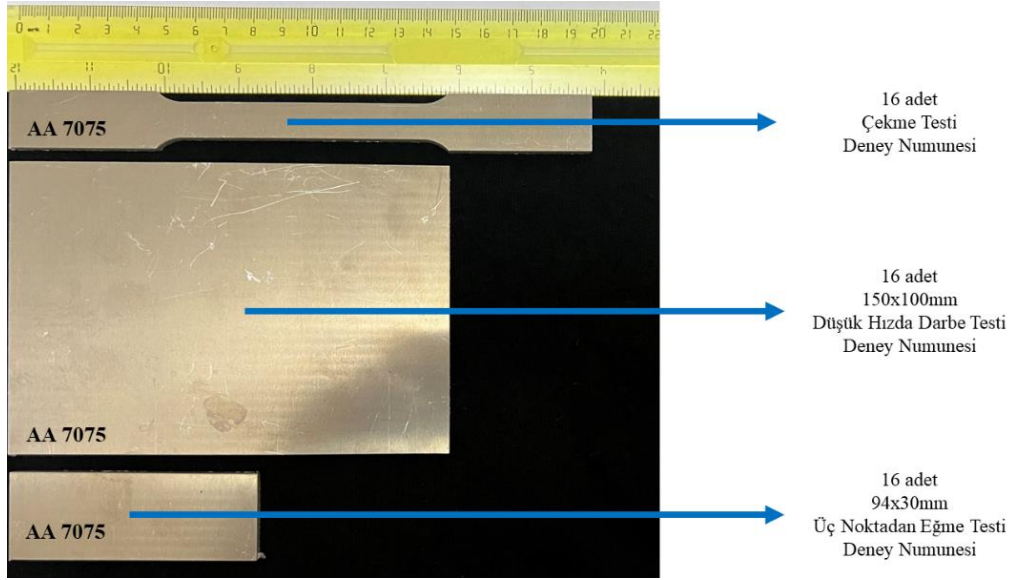
Malzeme	P	Ca	Si	Ga	Mg	Fe	Al
Alüminyum	0,01	0,05	0,6	0,02	0,09	0,55	98,66

Tablo 3.2. AA-7075 kimyasal kompozisyonu

Malzeme	Si	Fe	Cu	Mn	Cr	Zn	Ti
Alüminyum	0,07	0,12	1,5	0,02	0,18	5,8	0,05



Şekil 3.1. AA-1100 alaşımı için üretilen deney numune özellikleri ve adetleri



Şekil 3.2. AA-7075 alaşımı için üretilen deney numune özellikleri ve adetleri

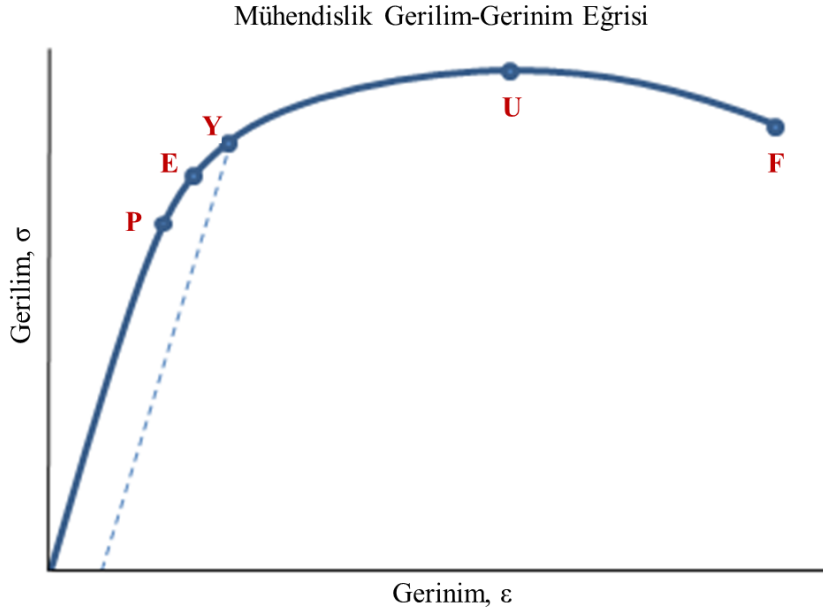
3.1. Çekme Testi

Çekme testlerinin amacı bu çalışma için gerçek gerilim-gerinim eğrisini elde etmektir. Gerilim durumu, numune geometrisine ve dolayısıyla matematiksel olarak rijitlik matrisine bağlıdır.

Bir malzemedeki gerilim ve gerinim arasındaki ilişki, malzeme numunesinin çekme veya basma testine tabi tutulmasıyla belirlenir. Çekme testini J-C plastik bölge yapısal denklemi için genel olarak tarif edecek olursak;

Bir deney numunesine sürekli artan bir tek eksenli kuvvet uygulanır ve artan yük karşısında yüke karşılık gelen yer değiştirme miktarı ölçülür. Sonrasında bu değerler bir kuvvet-uzama eğrisi olarak çizilebilir. Test numunesindeki yer değiştirme hem malzemenin elastik modülüne hem de numunenin geometrisine (alan ve uzunluk) bağlıdır.

Çekme testi sonucunda elde edilen gerilim-gerinim grafiği o malzemenin boyuttan bağımsız bir şekilde karakteristiğini ortaya koymaktadır. Test sonucunda kuvvet değerlerinin gerilim değerlerine dönüştürülmesi ve yer değiştirme değerlerinin de gerinim değerlerine dönüştürülmesi yapılır. Tüm bu işlemlerin sonucunda Şekil 3.3'de gösterildiği gibi bir gerilim-gerinim grafiği elde edilebilir.

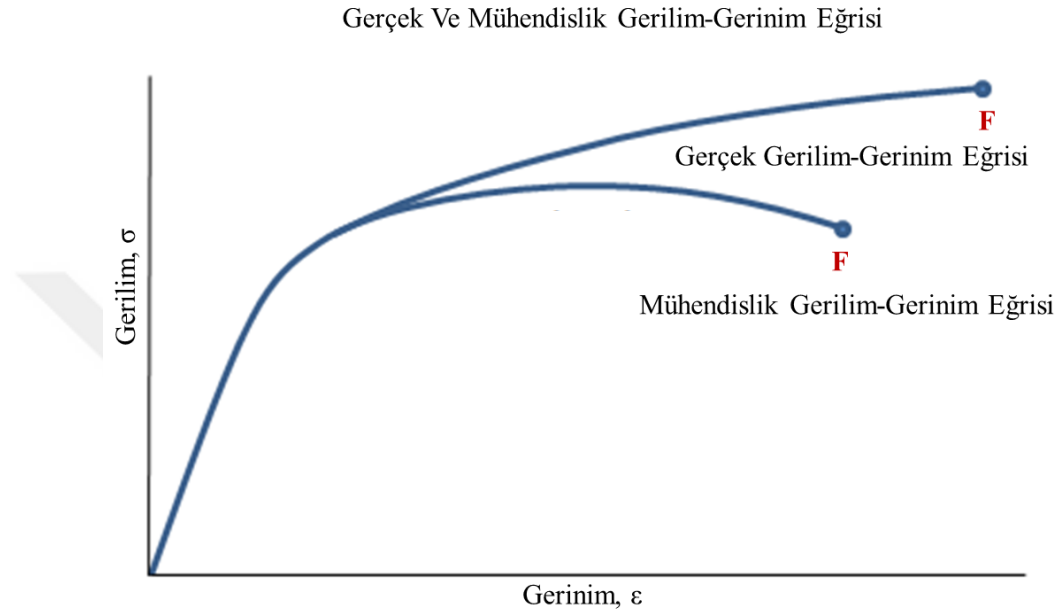


Şekil 3.3. Gerilim-Gerilim Eğrisi

Bu grafikte P, gerilim-gerinim eğrisinin lineer bölgesinin sonlandığı maksimum noktadır ve gerilim değerini temsil etmektedir. E: elastik limitin olduğu noktadır. Eğri, orantı sınırı ile elastik sınır arasında lineer olmasa da malzeme bu bölgede hala elastiktir ve bu noktada veya altında yük kaldırılırsa, numune orijinal uzunluğuna geri dönecektir. Y: Gerilimin hızla artmaya başlayacağı gerilimin değerini temsil eden akma noktasıdır. Akma noktasındaki gerilme değerine akma dayanımı denir eğrinin lineer kısmına paralel bir çizginin çizildiği ve x eksenini 0.002'lik bir değerinde kesen %0,2 ofset yöntemi kullanılarak tanımlanır. Çizginin gerilim-gerinim eğrisini kestiği nokta, akma noktası olarak belirlenir. U: Bu nokta, gerilim-gerinim diyagramındaki maksimum gerilme değeridir. Nihai mukavemet, çekme mukavemeti olarak da adlandırılır. Nihai gerilime ulaştıktan sonra, sünek malzemelerin numuneleri, numunenin lokalize bir bölgesindeki kesit alanının önemli ölçüde azaldığı boyun verme durumu sergilenecektir. F: kırılma noktasıdır, yani malzemenin iki parçaya ayrıldığı noktadır.

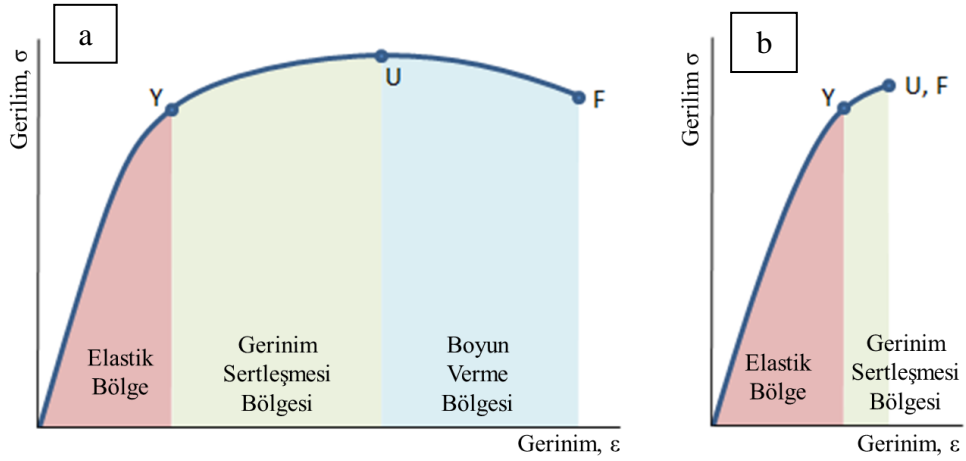
Şekil 3.4'de, gerçek bir gerilim-gerinim eğrisi ile bir mühendislik gerilim-gerinim eğrisi karşılaştırılmalı olarak göstermektedir. Mühendislik gerilmesi, orijinal alana bölünen kuvvet olarak hesaplandığından (bu bir sabittir), mühendislik gerilim-gerinim eğrisi, kuvvet-uzama eğrisi ile karakteristik olarak aynı şekle sahiptir. Ancak gerçek gerilim-gerinim eğrisi bundan farklıdır. Mühendislik gerilim-gerinim eğrisi, nihai dayanıma ulaşıldıktan sonra eğri maksimum düşüğe geçer, çünkü malzeme tarafından desteklenebilen kuvvet, boyun verme başladığından dolayı azalmaya başlar. Ancak,

gerçek gerilim-gerinim eğrisindeki gerilim değeri, gerilme arttıkça daima artar. Bunun nedeni, gerçek gerilme hesaplanırken numunedeki kesit alanının o anlık değerinin hesaplamada kullanılmasıdır. Malzeme tarafından desteklenen kuvvet düştüğünde bile, numune alanındaki azalma, kuvvetteki azalmaya ağır basar ve gerilim artmaya devam eder.



Şekil 3.4. Gerçek ve mühendislik gerilim-gerinim eğrisi

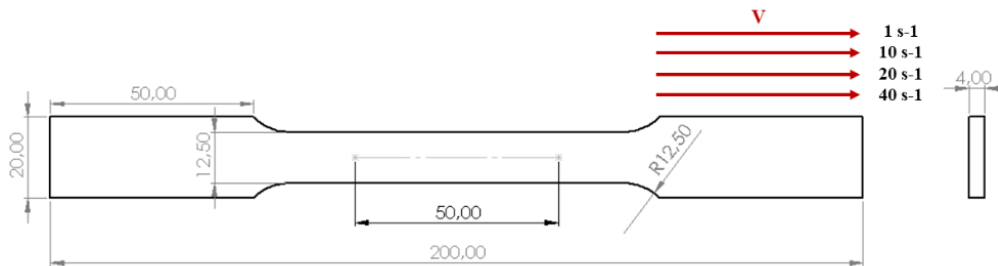
Bir malzemedeki gerilim değeri akma noktasını geçtikten sonra yüksek oranda plastik deformasyona uğramaya başlar. Malzeme akma gerilimini bir kez geçtiğinde, malzemenin mukavemetini gerilim hızına göre artıran gerinim sertleşmesi durumu malzemedeki gözlenir. Şekil 3.5'deki gerilim-gerinim eğrilerinde malzemenin mukavemetinin, akma noktası Y ile U noktasındaki çekme mukavemeti arasında arttığı gösterilmiştir. Şekil 3.5'de gerinim sertleşme bölgesi sırasıyla sünek ve gevrek malzemeler için belirtilmiştir. Mukavemetteki bu artış, gerinim sertleşmesinin sonucudur.



Şekil 3.5. Çekme testi sonucu oluşan bölgeler

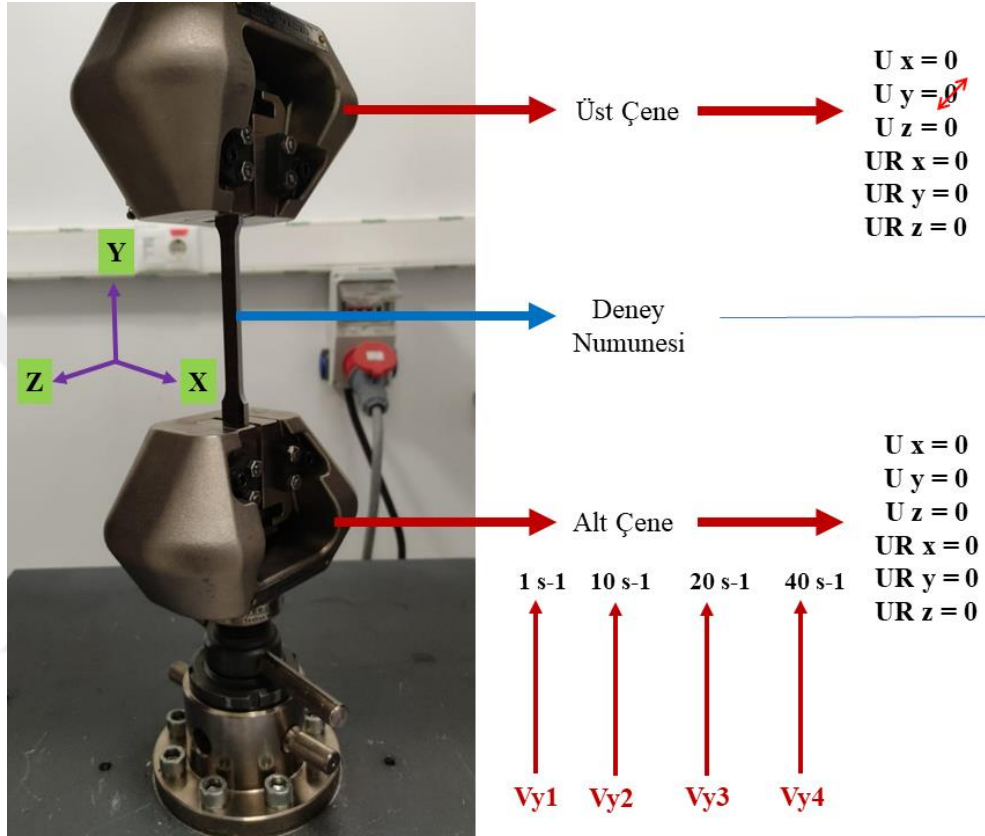
Şekil 3.5’de sünek olarak örneklendirilen malzeme tipi, çekme mukavemetine ulaştıktan sonra bile yüklemeyi destekleyebilir. Ancak, U noktası ile temsil edilen çekme mukavemetinden sonra, enine kesit alanındaki azalmaya bağlı olarak yük taşıma kabiliyetindeki azalma, gerilim sertleşmesine bağlı dayanımdaki artışı geride bırakmaktadır. U noktasındaki çekme dayanımı ile F kırılma noktası arasında malzemenin mühendislik dayanımı azalır ve boyun verme meydana gelir. Bu durum gevrek malzemeler için gerilim-gerinim eğrisinde, akma noktası olan Y ile çekme mukavemetini temsil eden U ile arasında çok küçük bir gerilim sertleşmesi bölgesi gösterilmektedir. Ancak bu nadir gözlenen bir durumdur çünkü bir gevrek malzemenin gerçekte herhangi bir akma davranışı veya gerilim sertleşmesi durumunu sergilemesi çok nadirdir. Bu malzemelere örnek olarak seramik veya beton gibi malzemeler verilebilir.

Çekme testleri için ASTM 8E standardına göre çekme test numuneleri hazırlanmıştır. Bu numuneler lazer yöntemi ile sac bir plakadan haddeleme yönünde olacak şekilde AA-1100 ve AA-7075 alaşımları için Şekil 3.6’da gösterildiği ölçülerde kesilmiştir.



Şekil 3.6. Çekme testi için üretilen ASTM E8M standardındaki numune ölçüleri

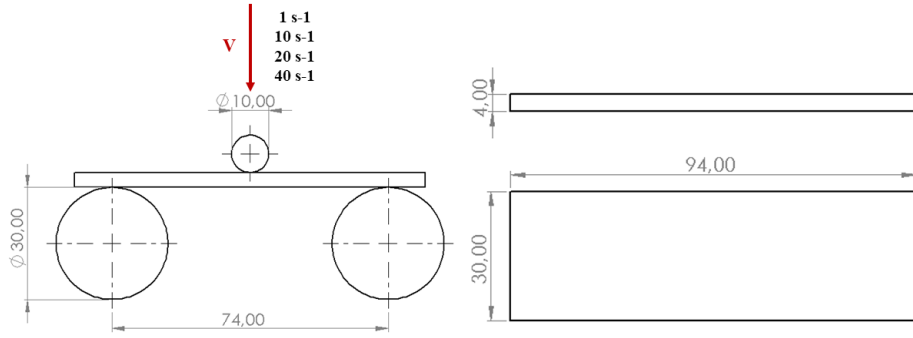
Üretilen numuneler sırasıyla 1, 10, 20, 40 s⁻¹ hızlarında Şekil 3.7. de gösterildiği gibi çekme testine maruz bırakılmıştır. Alt ve üst çenelere ankastre olarak bağlanan deney numuneleri +y eksenini boyunca tek serbestlik derecesinde üst çenenin hareket etmesiyle çekme testi deney numunesi kopana kadar devam ettirilir. Çekme testleri Necmettin Erbakan Üniversitesi Bilimsel Araştırma Merkezinde (BİTAM) yapılmıştır.



Şekil 3.7. Çekme testi deney cihazı ve numune serbestlik derecesi

3.2. Üç Nokta Eğme Testi

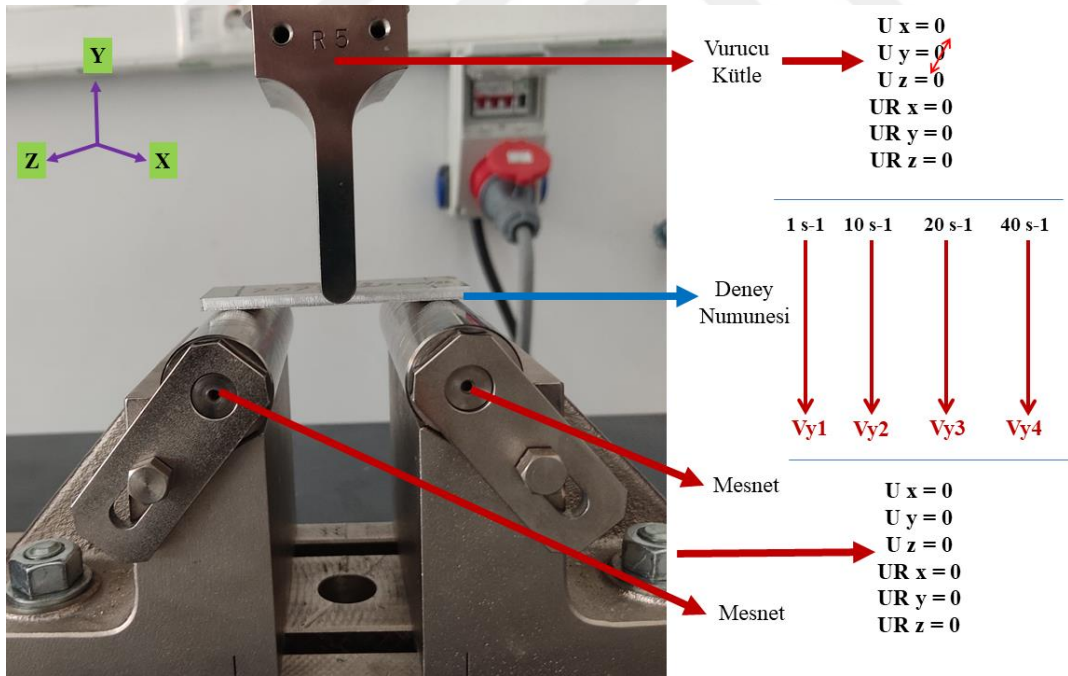
Üç nokta eğme testleri için ASTM D790 standardına göre eğme test numuneleri hazırlanmıştır. Bu numuneler lazer yöntemi ile sac bir plakadan haddeleme yönünde olacak şekilde AA-1100 ve AA-7075 alaşımları için şekil 3.8. de gösterilen ölçülerde kesilmiştir.



Şekil 3.8. Üç nokta eğme testi için ASTM D790 standardındaki numune ölçüleri

Üretilen numuneler sırasıyla 1, 10, 20, 40 s^{-1} hızlarında üç nokta eğme testine maruz bırakılmıştır. Vurucu kütle eğme numunesini -y boyunca numune mesnet noktalarından düşene ya da kırılana kadar ilerleyerek test devam eder. Üç nokta eğme testleri Necmettin Erbakan Üniversitesi Bilimsel Araştırma Merkezinde (BİTAM) yapılmıştır.

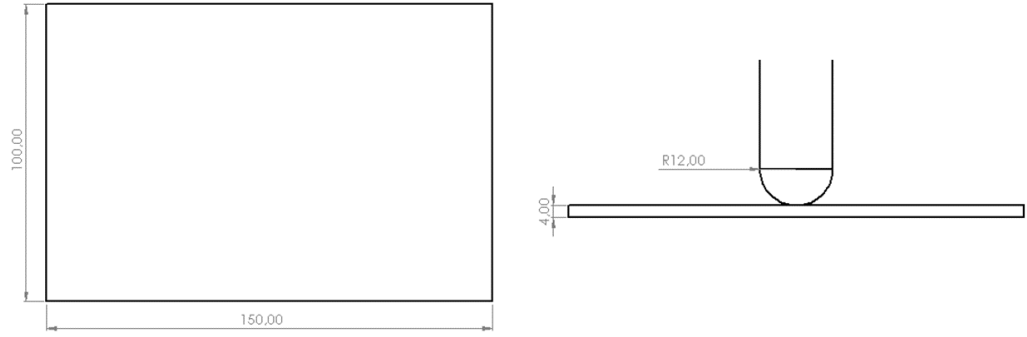
Üç nokta eğme testinin şematik görünümü şekil 3.9. da gösterilmiştir.



Şekil 3.9. Üç nokta eğme testi deney cihazı ve numune serbestlik derecesi

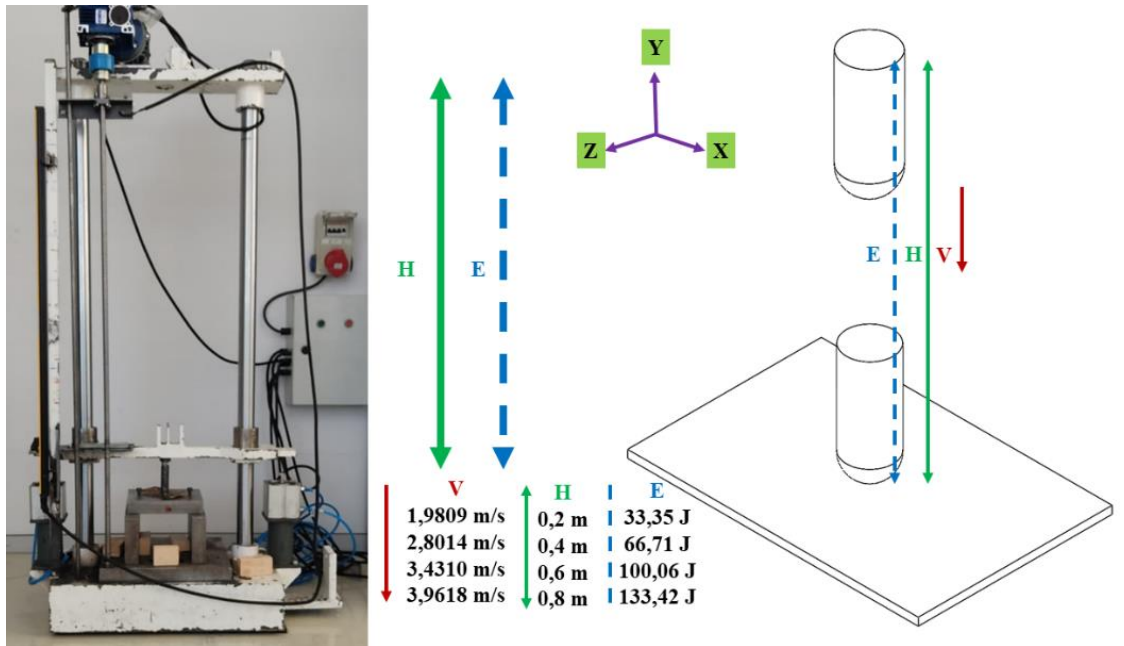
3.3. Düşük Hızda Darbe Testi

Düşük hızda darbe testleri için ASTM D7136 standardına göre darbe test numuneleri hazırlanmıştır. Bu numuneler lazer yöntemi ile sac bir plakadan haddeleme yönünde olacak şekilde AA-1100 ve AA-7075 alaşımları için şekil 3.10. da ki ölçülerde kesilmiştir.



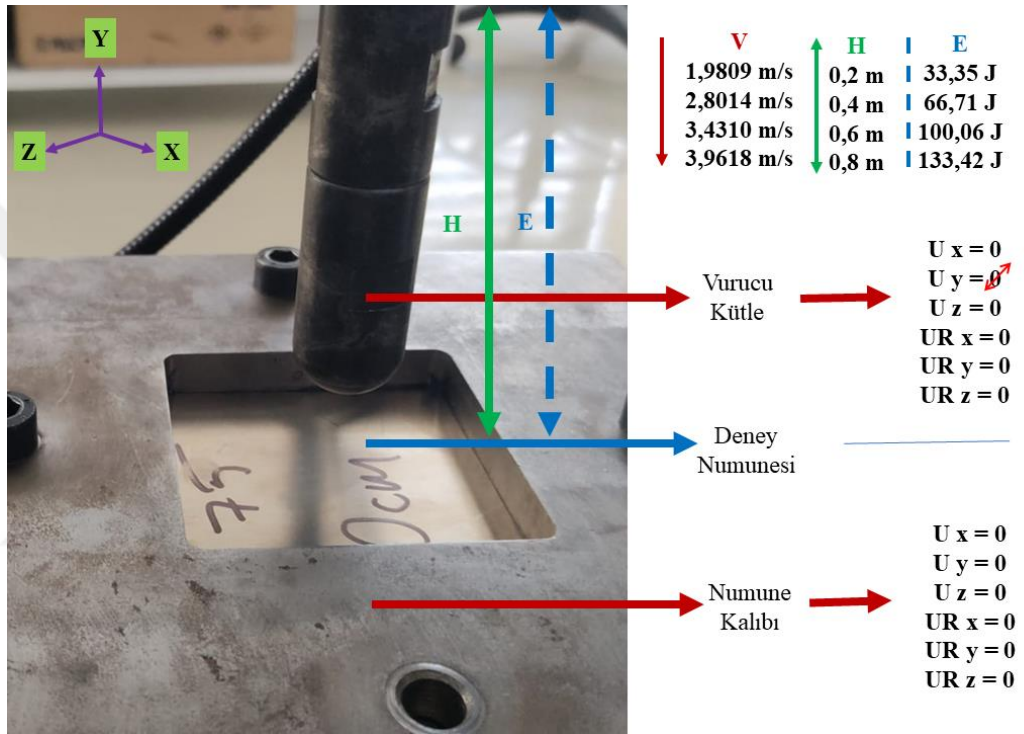
Şekil 3.10. Düşük hızda darbe testi için üretilen ASTM D7136 standardındaki numune ölçüleri

Üretilen numuneler sırasıyla 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j), 0,4m (2,80 m/s ,66,71 j), 0,6m (3,43 m/s, 100 j) ve 0,8m (3,96 m/s, 133,42 j) enerji-yükseklik seviyelerinde düşük hızda darbe testlerine maruz bırakılmıştır. Düşük hızda darbe testleri Necmettin Erbakan Üniversitesi Bilimsel Araştırma Merkezinde (BİTAM) yapılmıştır.



Şekil 3.11. Düşük hızda darbe testi deney cihazı ve darbe hız, yükseklik ve enerji seviyeleri

Şekil 3.11. de kullanılan darbe test cihazı gösterilmektedir. Bu cihazın çalışma prensiplerini açıklayacak olursak; istenilen enerji seviyesi değerinde vurucu kütle olarak adlandırılan 17kg'lık bir kütle sabit bir yüksekliğe getirilerek serbest düşme hareketi başlatılır. Bu serbest düşme hareketiyle numuneler için özel hazırlanmış numune kalıplarında darbe işlemi gerçekleştirilir. Kalıba bağlanan numunede ise numune yüzeyleri için eşit torklarda sıkılan vidalar ile olabildiğince ankastre sınır şartını sağlaması sağlanır



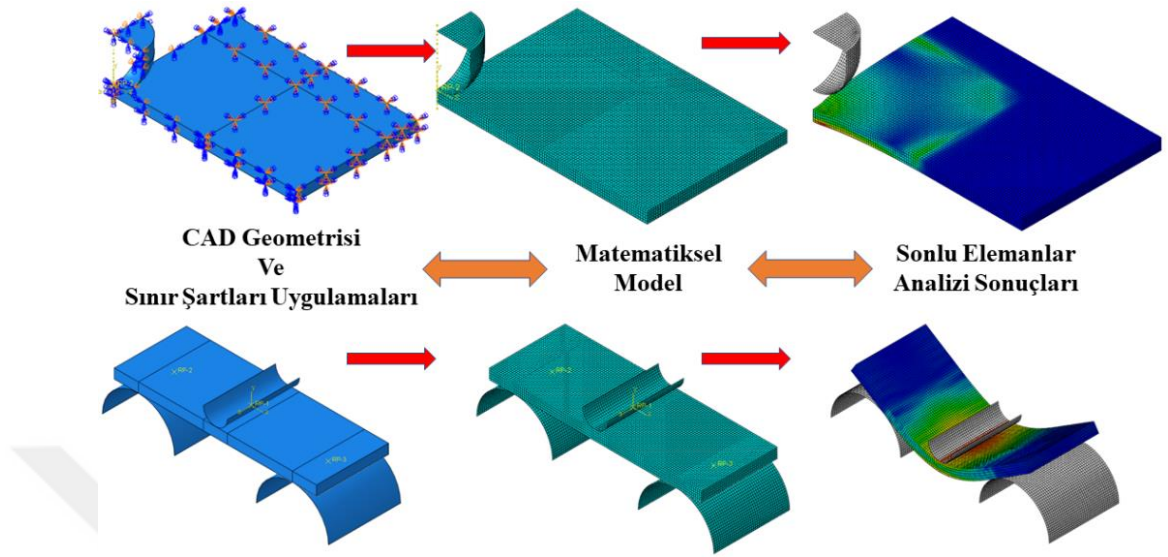
Şekil 3.12. Düşük hızda darbe testi vurucu kütle serbestlik derecesi

Şekil 3.12. de ise numunenin ve vurucu kütle için serbestlik dereceleri gösterilmiştir. Vurucu kütle serbest düşme hareketi yaparken diğer bütün serbestlik dereceleri düşük hızda darbe testi cihazının konstrüksiyon yapısında dolayı kısıtlanmış ve hareket sadece -y yönünde gerçekleşmiştir.

3.4. Sonlu Elemanlar Yöntemi

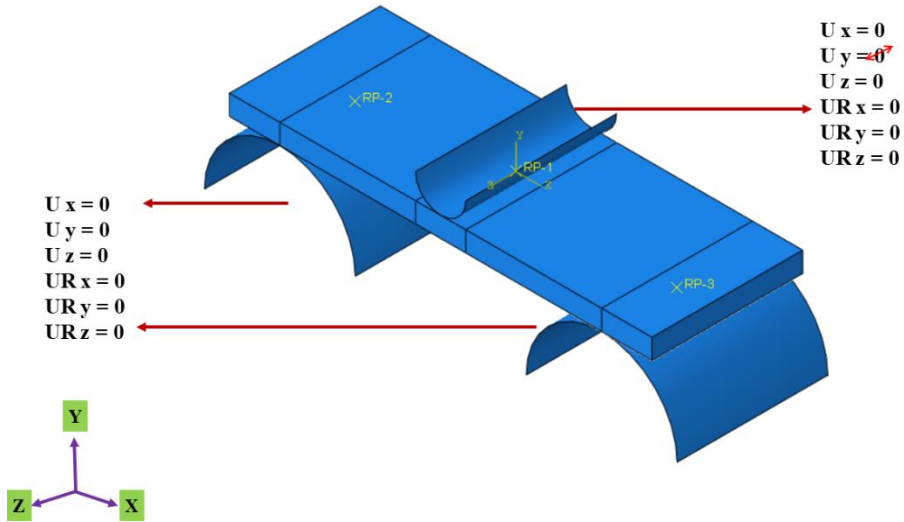
Sonlu elemanlar matematiksel modeli için ABAQUS paket programı kullanılmıştır. Üç nokta eğme ve düşük hızda darbe testleri için süreç aşamaları şekil 3.14. de gösterilmiştir. Bu süreç aşamaları CAD geometrisinin oluşturulması, matematiksel

modelin oluşturulması, sınır şartlarının analiz model karakteristiğine uygun olarak uygulanması ve son olarak sonuçların incelenmesi ile tamamlanır.



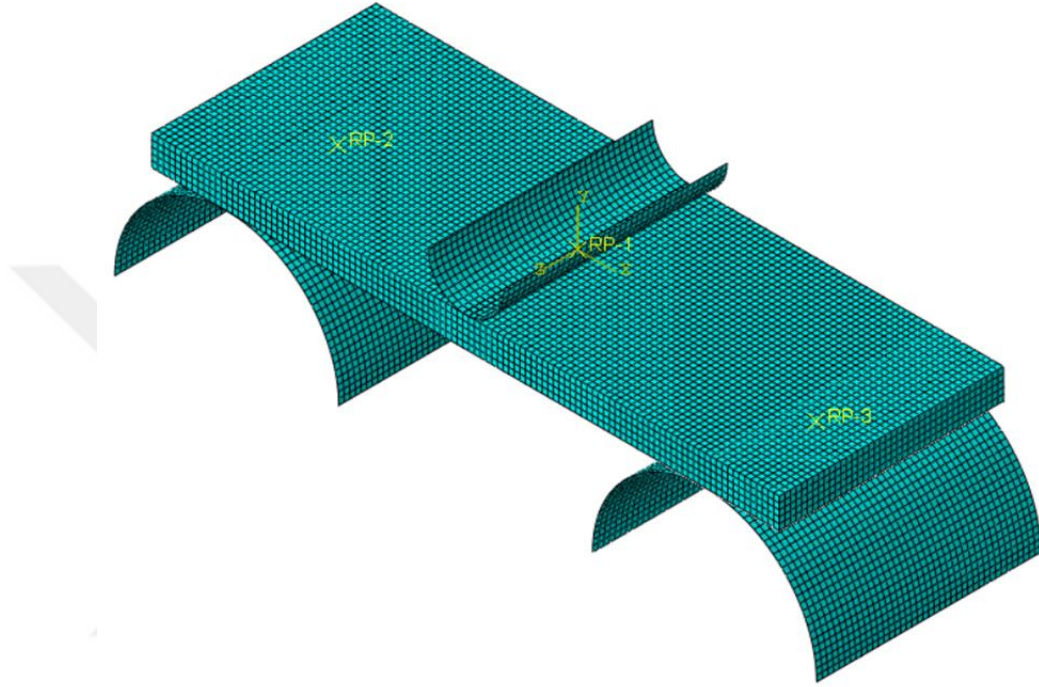
Şekil 3.13. Sonlu elemanlar yöntemi süreç aşamaları

Sonlu elemanlar analizi için uygulanan sınır şartları üç nokta eğme hesaplaması için Şekil 3.14 de gösterilmiştir. Ankastre yapılan yüzeylerde tüm eksenler boyunca dönme ve ötelenme hareketleri sıfıra eşit kabul edilmiştir. Vurucu sisteminin serbestlik derecesi ise bir olarak kabul edilmiştir. Üç dönme hareketi sıfır kabul edilirken -y eksenindeki öteleme hareketi serbest bırakılmıştır. Bu tanımlamanın vurucunun düşme eksenini boyunca serbest hareket etmesini matematiksel modele tanımlamaktır.



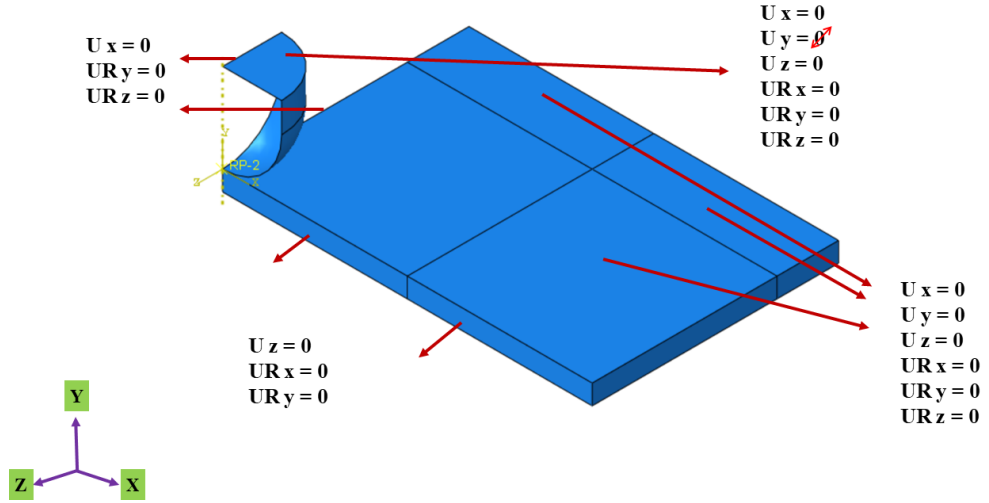
Şekil 3.14. Üç nokta eğme sonlu elemanlar sınır şartı modeli

Vurucu kütlesi rijit kabul edilerek explicit solver ile 3 nokta eğme analizi koşturulmuştur. Analizde toplam 22200 eleman kullanılmıştır. Oluşturulan CAD modeli matematiksel modele C3D8R eleman kullanılarak matematiksel model ağ yapısına dönüştürülmüştür. Sonlu elemanlar analizi için model tanımlamasında kullanılmamıştır.



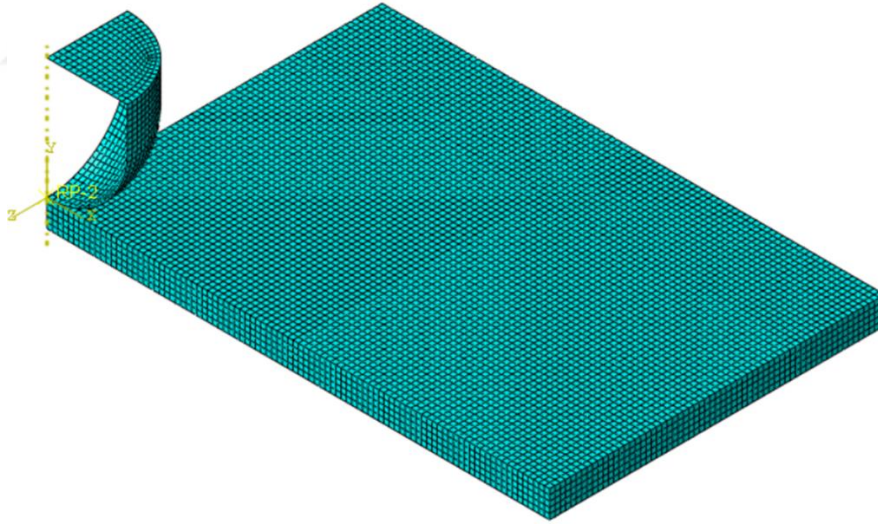
Şekil 3.15. Üç nokta eğme testi sonlu elemanlar sınır şartı modeli

Sonlu elemanlar analizi için uygulanan sınır şartları düşük hızda darbe hesaplaması için Şekil 3.16 de gösterilmiştir. Ankastre yapılan yüzeylerde tüm eksenler boyunca dönme ve ötelenme hareketleri sifira eşit kabul edilmiştir. Vurucu kütlenin serbestlik derecesi ise bir olarak kabul edilmiştir. Üç dönme hareketi sifir kabul edilirken düşme eksenindeki öteleme hareketi serbest bırakılmıştır. Bu tanımlamanın sebebi vurucu kütlenin düşme eksenini boyunca serbest hareket etmesini matematiksel modele tanımlamaktır.



Şekil 3.16. Düşük hızda darbe testi sonlu elemanlar sınır şarttı modeli

Vurucu kütlesi rijit kabul edilerek explicit solver ile analiz koşturulmuştur. Analizde toplam 45840 eleman kullanılmıştır. Oluşturulan CAD modeli matematiksel modele C3D8R eleman kullanılarak matematiksel model ağ yapısına dönüştürülmüştür. Sonlu elemanlar analizi için model tanımlamasında $\frac{1}{4}$ simetri kullanılmıştır



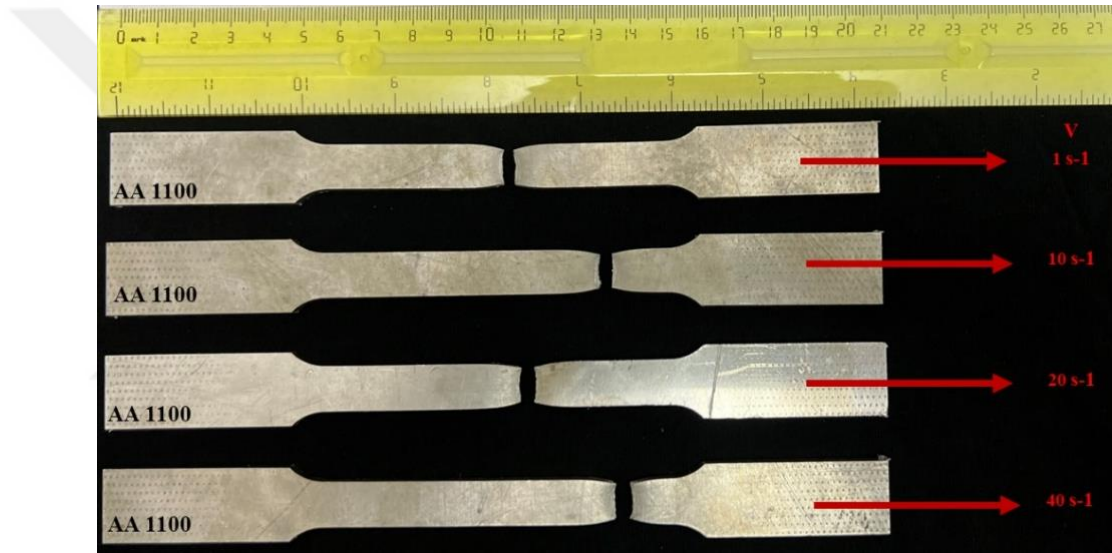
Şekil 3.17. Düşük hızda darbe deneyi sonlu elemanlar modeli ağ yapısı

4. ARAŞTIRMA BULGULARI

Araştırma sonuçları için tüm deney aşamaları ve nümerik hesaplar ayrı ayrı başlıklar altında incelenmiştir.

4.1. Çekme Deneyi Bulguları

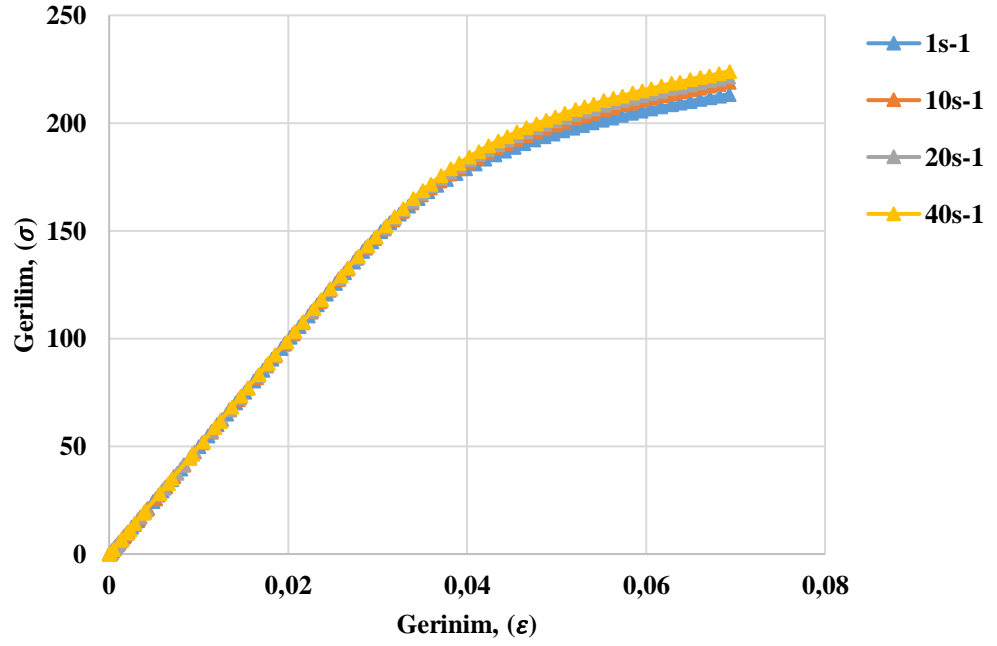
Yapılan tez çalışmasında çekme deneyi sonucunda AA-1100 alaşımının tahribata uğrayan numuneleri için çekme testi sonrası elde edilen makro görüntüleri Şekil 4.1. de gösterilmiştir.



Şekil 4.1. AA-1100 alaşımı çekme testi sonucunda tahribata uğrayan numuneler

Yapılan bu çekme testi sonrası elde edilen gerçek gerilim-gerinim grafiği ise, elastik ve plastik bölge davranış değişiklikleri açısından değerlendirilmesi için şekil 4.2. de gösterilmiştir.

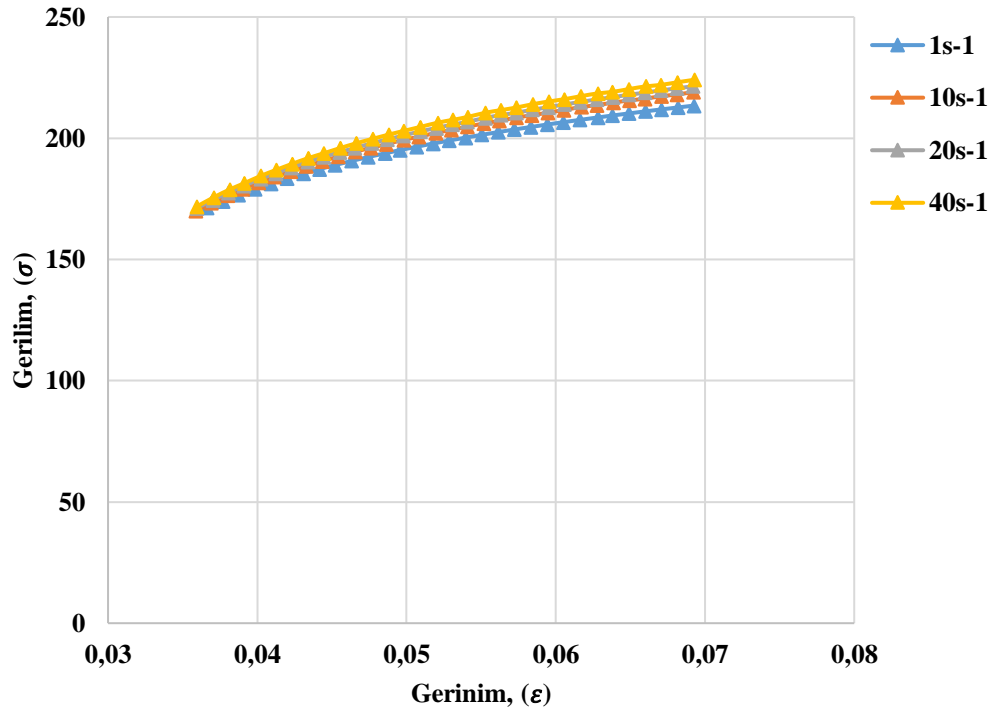
AA-1100, Gerçek Gerilim-Gerinim Grafiği



Şekil 4.2. AA-1100 alaşımı gerçek gerilim-gerinim grafiği

Çekme testi sonuçları için değerlendirilen kısım plastik bölgedeki değişim olduğu için plastik bölgedeki değişimler şekil 4.3 de AA-1100 alaşımı için ayrı olarak tekrar verilmiştir. Buradan elde edilen çekme gerilimi sonuçları farklı çekme testi hızlarına göre $1s^{-1}$ için 213 MPa, $10s^{-1}$ için 220 MPa, $20s^{-1}$ için 223MPa ve $40s^{-1}$ için 224 MPa olarak bulunmuştur.

AA-1100, Gerçek Gerilim-Gerinim Plastik Bölge Grafiği



Şekil 4.3. AA-1100 alaşımı gerçek gerilim-gerinim plastik bölge grafiği

A, B ve n sabitlerini belirlemek için eşitlik 1'deki genel J-C denklemi eşitlik 2 ye indirgenmiştir.

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \varepsilon^*)(1 + T^{*m}) \quad (4.1)$$

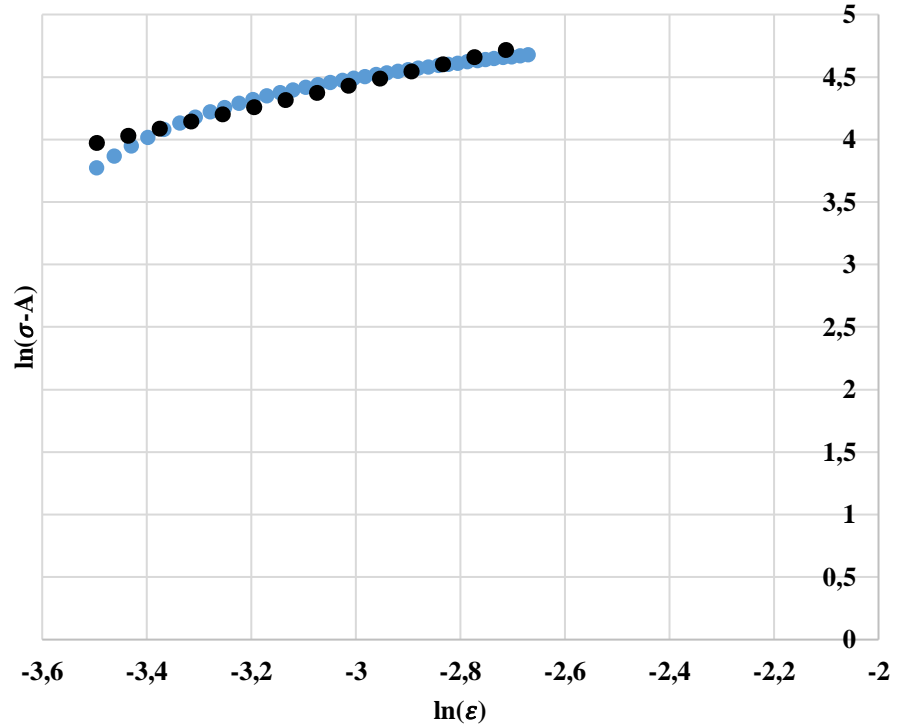
$$\sigma = A + B\varepsilon^n \quad (4.2)$$

Bu işlemden sonra eşitlik 2 de ki denklemde akma noktasını temsil eden A katsayısı plastik gerilim değerlerinden çıkarılabilir. Sonrasında parabolik olan fonksiyon halinden lineer fonksiyon haline geçmesi için her iki tarafın doğal logaritması alınır ve eşitlik 3 elde edilmiştir.

$$\ln(\sigma - A) = \ln B + n \ln \varepsilon \quad (4.3)$$

Elde edilen bu denklem ile 1 s^{-1} çekme hızında elde ettiğimiz plastik bölge grafiği regresyon analizi yapılarak A, B ve n katsayıları şekil 4.4. de gösterildiği gibi bulunmuştur.

AA-1100 A,B ve n Sabitlerinin Belirlenmesi



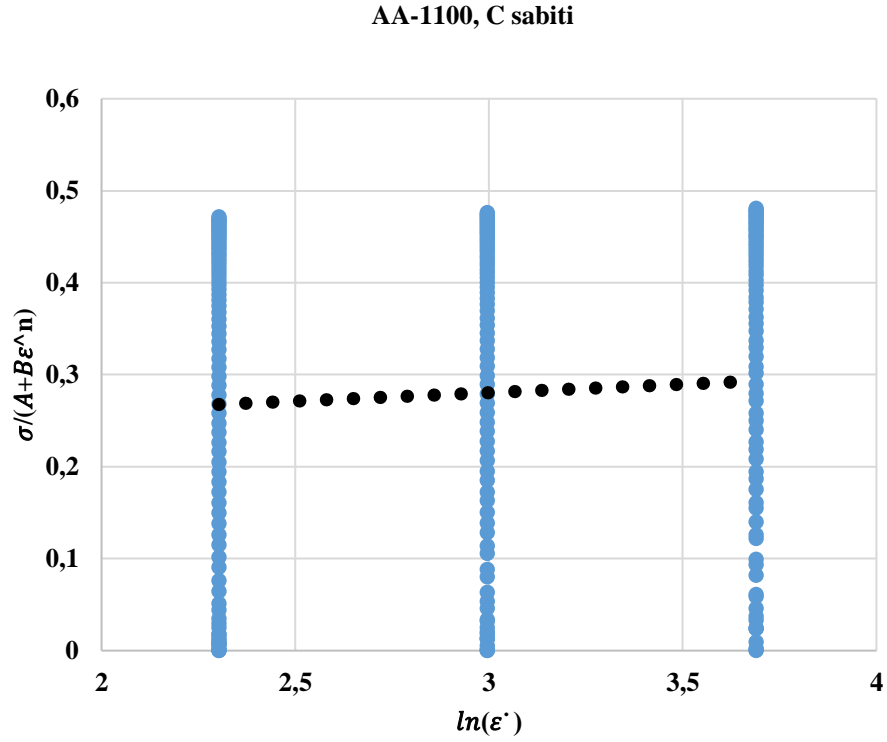
Şekil 4.4. AA-1100 alaşımı A, B ve n sabitlerinin belirlenmesi

Sonrasında C sabitini belirlemek için denklem de elde edilen A, B ve n katsayıları yerlerine yazılarak C sabiti yine her iki tarafın doğal logaritması alınarak eşitlik 4 elde ve eşitlik 5 elde edilmiştir.

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \varepsilon^*) \quad (4.4)$$

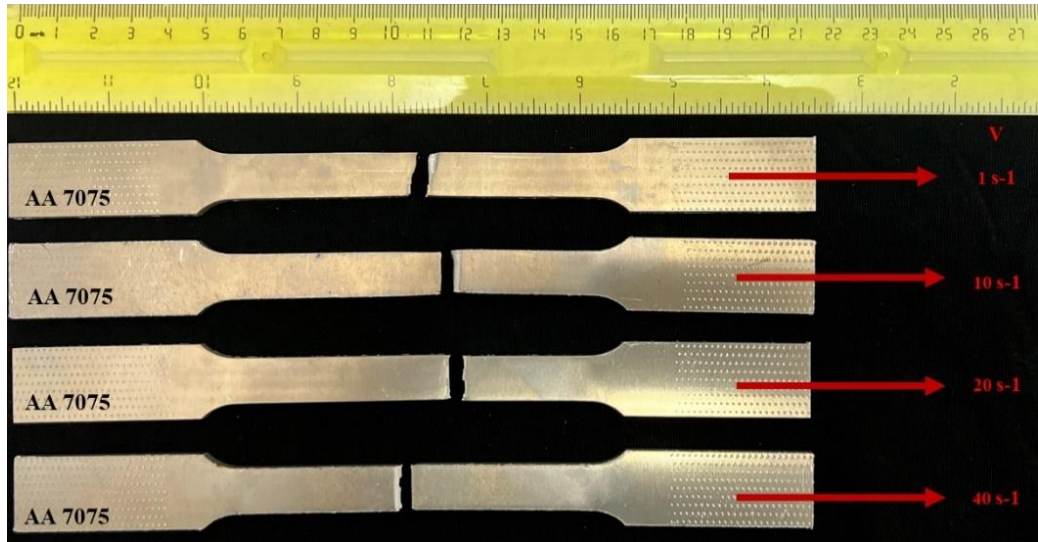
$$\frac{\sigma}{A+B\varepsilon^n} - 1 = C \ln \varepsilon^* \quad (4.5)$$

Bu sayede C katsayısı 10, 20 ve 40 s⁻¹ hızlarında çekme testlerinden elde edilen verilerle hesaplanır ve regresyon yöntemi ile doğrunun eğimi bize C sabitini vermiştir. C sabitinin grafiği şekil 4.5 de gösterilmiştir.



Şekil 4.5. AA-1100 alaşımı, C sabiti

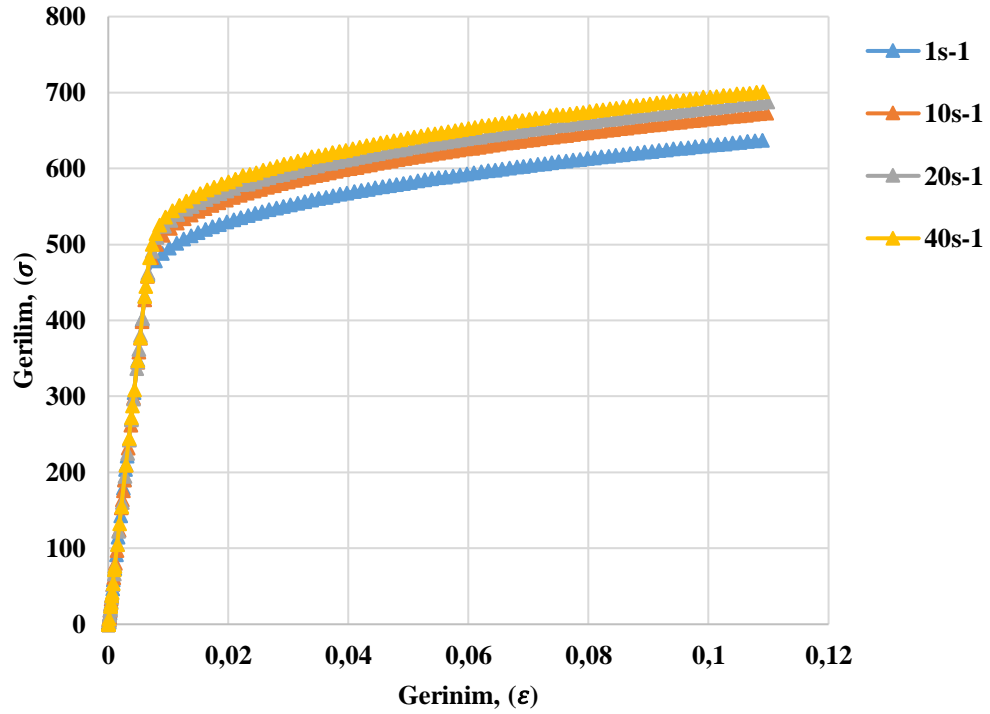
Deneysel çalışmalar neticesinde çekme deneyi sonrası AA-7075 alaşımının tahribata uğrayan numuneleri için, çekme testi sonuçları makro yapısal olarak Şekil 4.6. de gösterilmiştir.



Şekil 4.6. AA-7075 alaşımı çekme testi sonucunda tahribata uğrayan numuneler

Çekme testi sonrası elde edilen gerçek gerilim-gerinim grafiği ise elastik ve plastik deformasyon bölgeler için şekil 4.7. de gösterilmiştir.

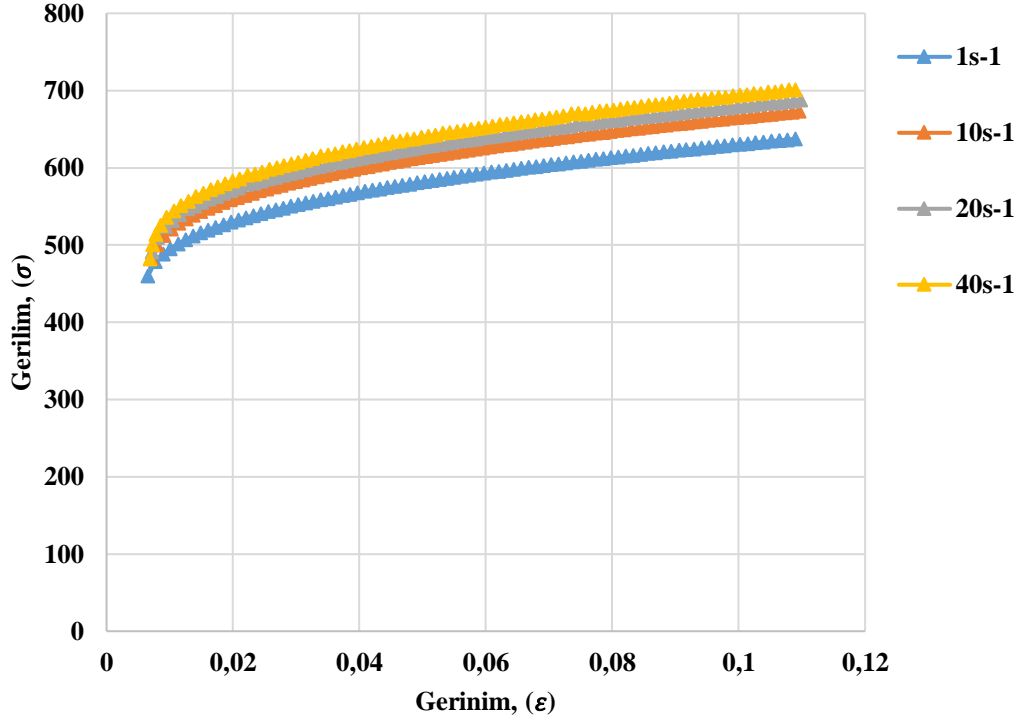
AA-7075, Gerçek Gerilim-Gerinim Grafiği



Şekil 4.7. AA-7075 alaşımı, gerçek gerilim-gerinim grafiği

Çekme testleri sonucuna bağlı olarak değerlendirilen kısım plastik bölgedeki değişim olduğu için, plastik bölgedeki değişimler şekil 4.8 de AA-7075 alaşımı için ayrı bir grafik olarak tekrar verilmiştir. Elde edilen çekme testi sonuçlarına göre, çekme testi hızları $1s^{-1}$ için 636 MPa, $10s^{-1}$ için 672 MPa, $20s^{-1}$ için 686 MPa ve $40s^{-1}$ için 699 MPa olarak bulunmuştur.

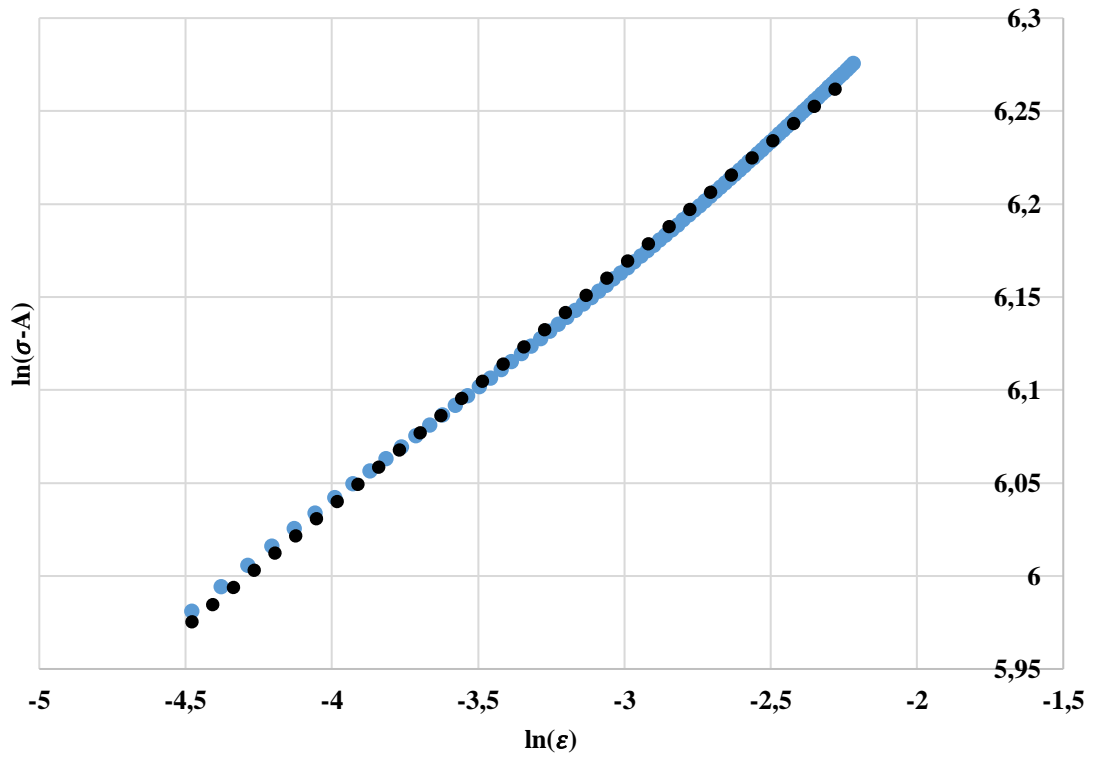
AA-7075, Gerçek Gerilim-Gerinim Plastik Bölge Grafiği



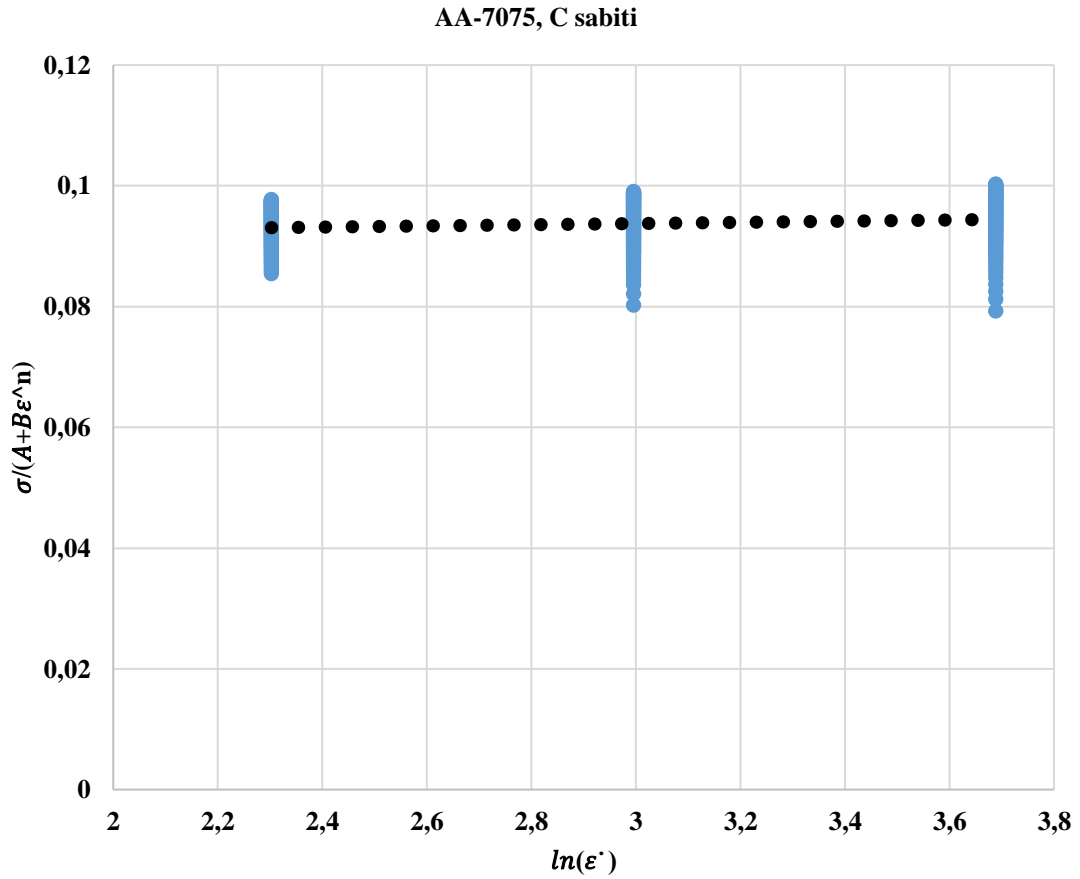
Şekil 4.8. AA-7075 alaşımı, gerçek gerilim-gerinim plastik bölge grafiği

AA-1100 malzemesi için uygulanan işlem basamakları AA-7075 içinde uygulanarak, A, B ve n katsayıları şekil 4.9. da C sabiti ise şekil 4.10. da gösterildiği gibi regresyon yöntemi ile elde edilmiştir.

AA-7075 A,B Ve n Sabitlerinin Belirlenmesi

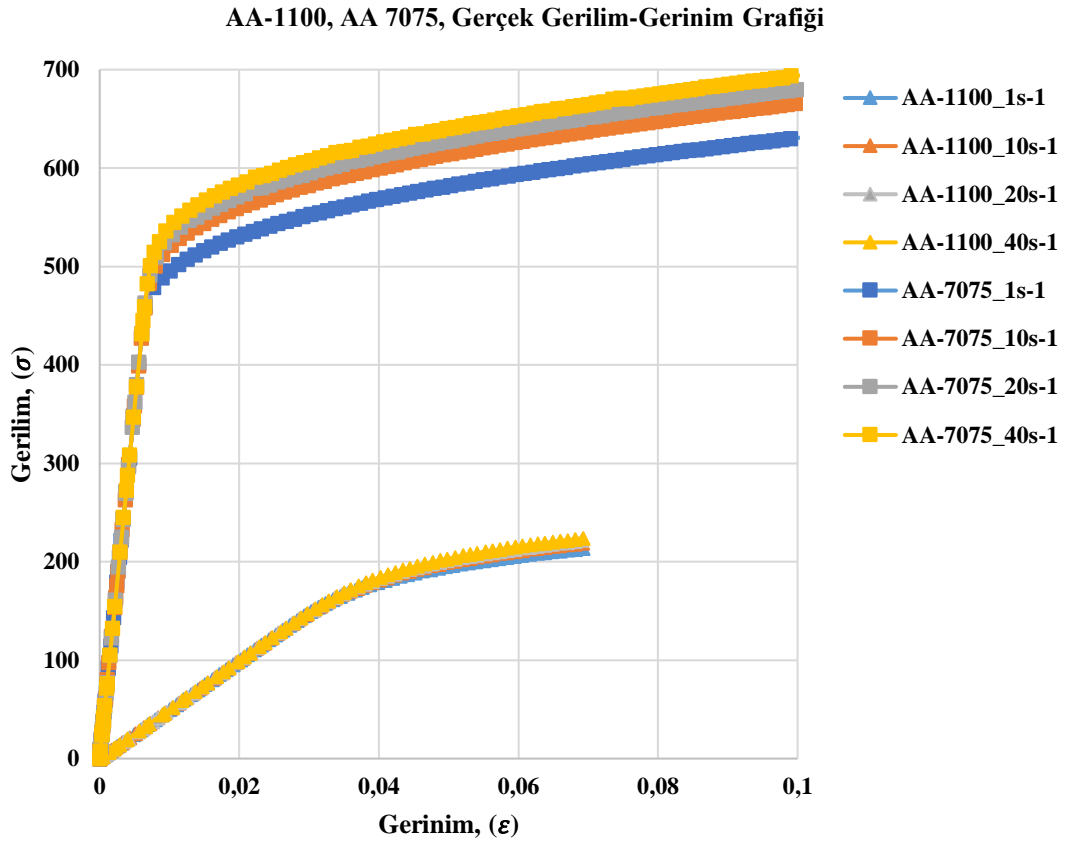


Şekil 4.9. AA-7075 alaşımı için A, B ve n sabitlerinin belirlenmesi



Şekil 4.10. AA-7075 alaşımı için C sabiti

AA-1100 ve AA-7075 malzemeleri için elde edilen gerçek gerilim-gerinim grafikleri tek bir grafikte malzemelerin mekanik davranışını ve iki farklı alüminyum alaşımı arasındaki mekanik davranış farkını daha net belirtmek amacıyla tek bir şekil olarak şekil 4.11. de gösterilmiştir.



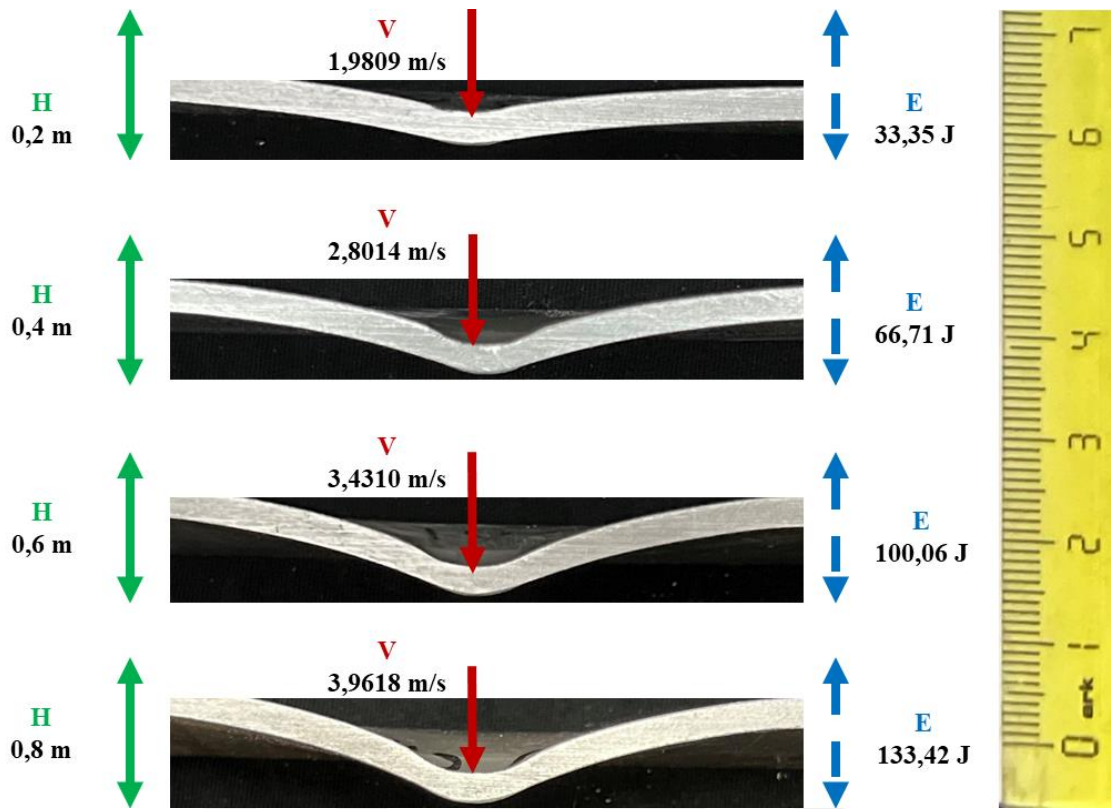
Tüm çekme testleri ve J-C sabitlerinin hesaplanması neticesinde elde edilen malzemelerin mekanik özellikleri tablo 4.1. da verilmiştir.

Tablo 4.1.Hesaplanan J-C plastik bölge malzeme sabitleri

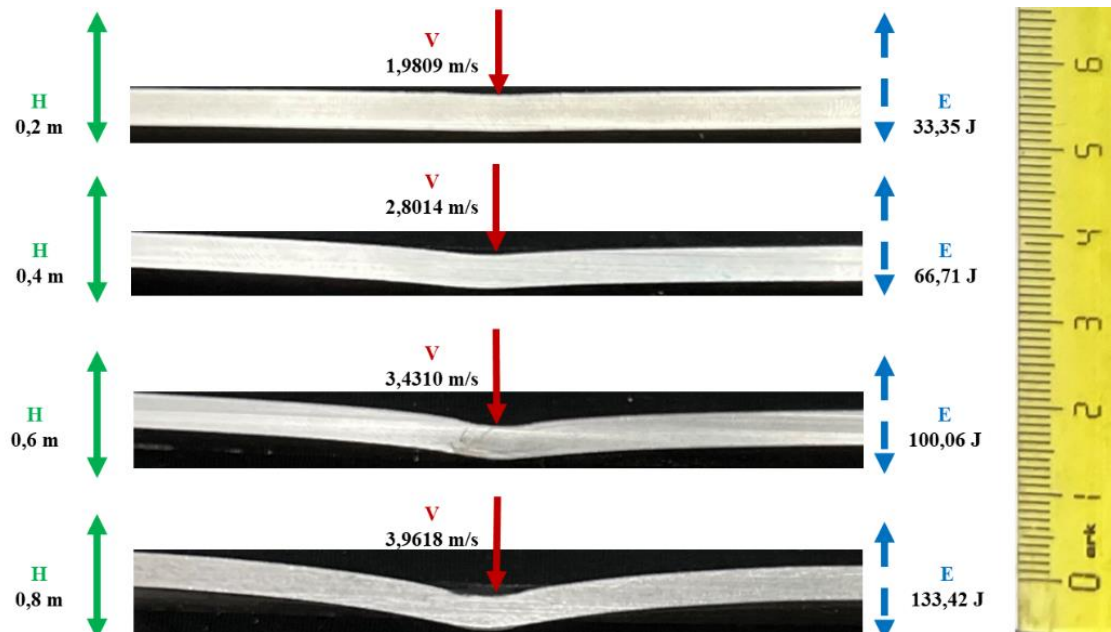
	E	ν	A	B	n	C
AA-1100	5250	0.33	106	222	0.2	0.02
AA-7075	71700	0.33	460	571	0.42	0.003

4.2. Darbe Deneyi Sonuçları

Gerçekleştirilen deneyler neticesinde 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j), 0,4m (2,80 m/s ,66,71 j), 0,6m (3,43 m/s, 100 j) ve 0,8m (3,96 m/s, 133,42 j) yükseklik seviyelerinde, darbe deneylerinden elde edilen görsel sonuçlar AA-1100 alaşımı için şekil 4.12. de ve AA-7075 alaşımı için şekli 4.13. de verilmiştir.



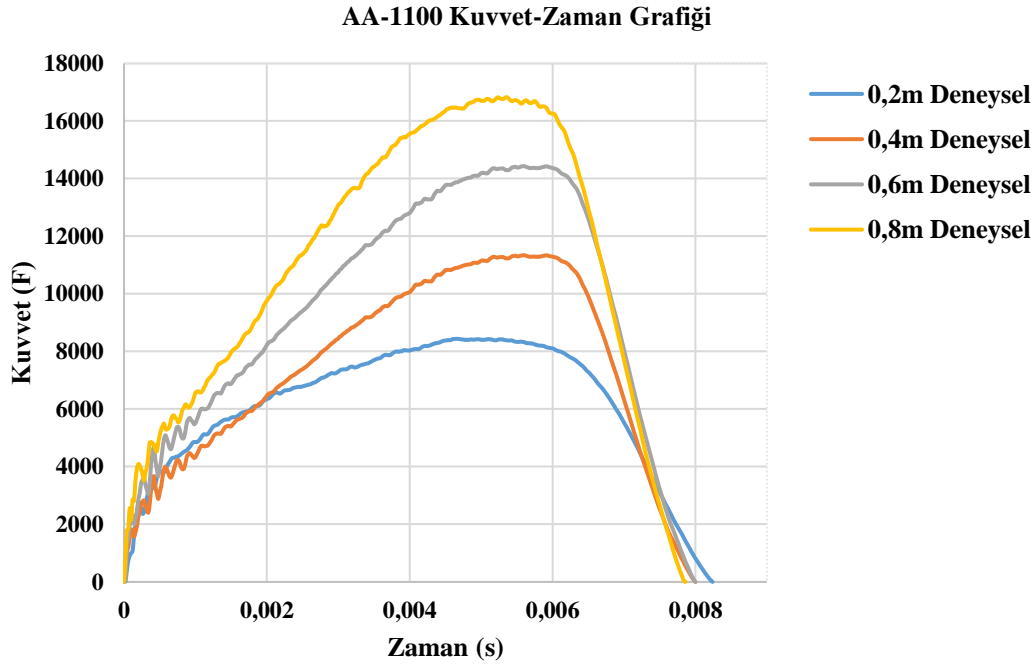
Şekil 4.12. AA-1100 alaşımı düşük hızda darbe deney sonuçları



Şekil 4.13. AA-7075 alaşımı düşük hızda darbe deney sonuçları

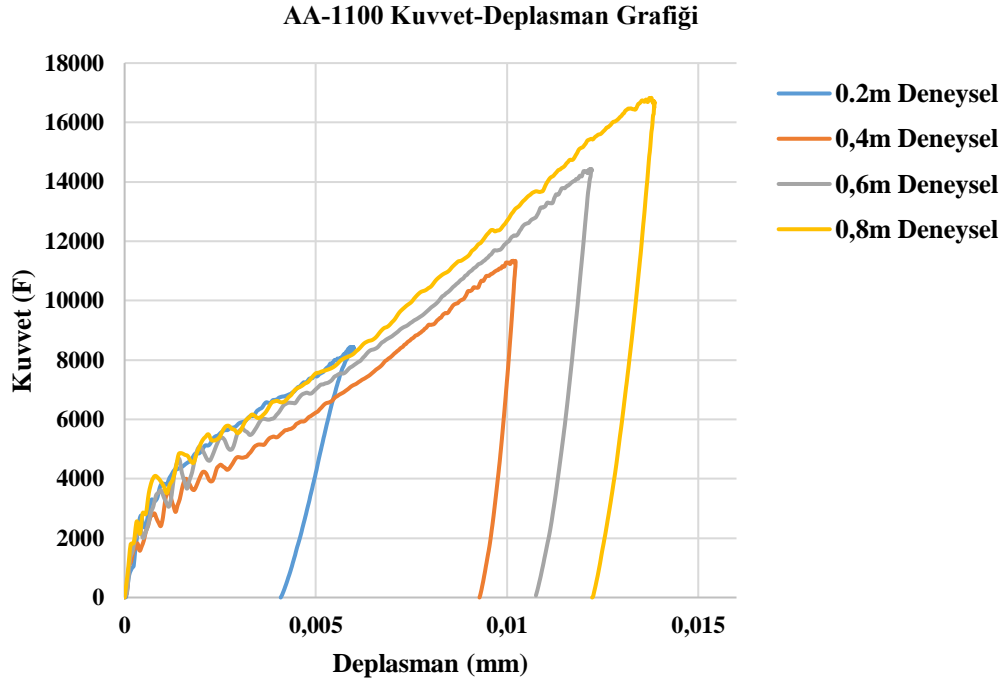
Deneylerden elde edilen veriler sırası ile kuvvet-zaman, kuvvet-deplasman ve enerji-zaman grafikleri olup AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı için ayrı ayrı incelenmiştir.

AA-1100 alaşımı için kuvvet zaman grafikleri şekil 4.14. de gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet değeri 8400N, 0,4m yükseklik seviyesi için 11300N, 0,6m enerji seviyesi için 14400N ve 0,8m enerji seviyesi için 16700N olarak bulunmuştur.



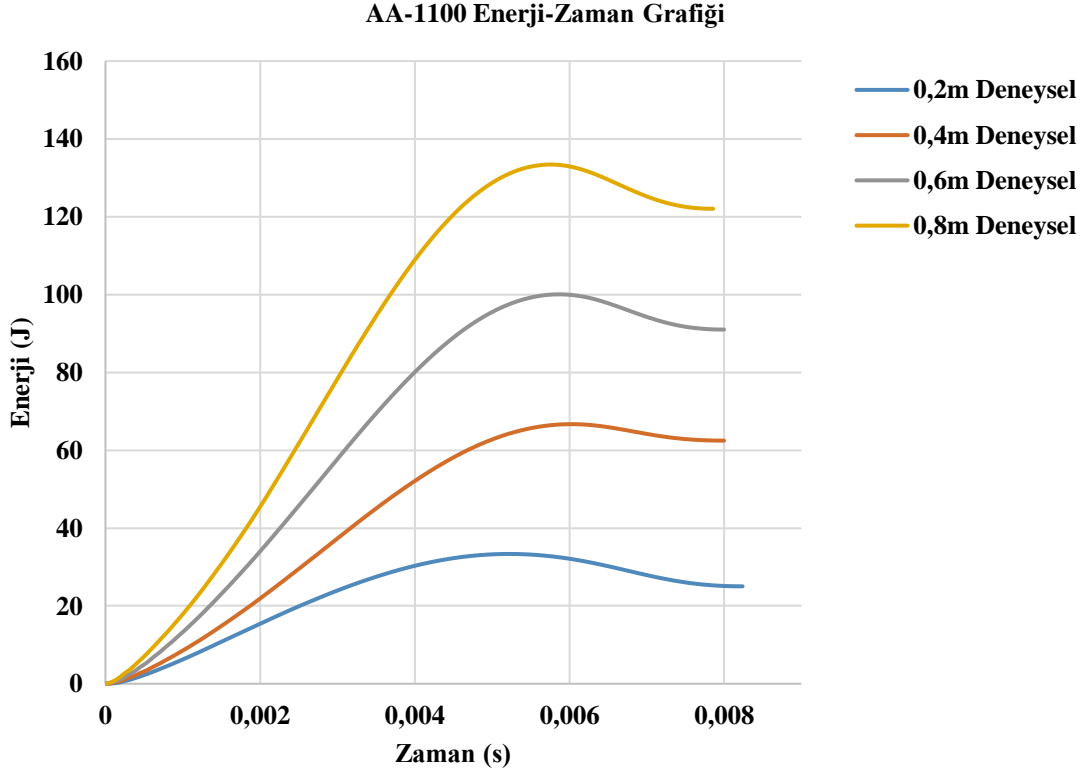
Şekil 4.14. AA-1100 alaşımı kuvvet-zaman grafiği

AA-1100 alaşımı için kuvvet-deplasman grafikleri şekil 4.15. de gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 8400N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0056m, 0,4m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 11300N a karşılık gelen deplasman değeri 0,010m, 0,6m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 14400N a karşılık gelen deplasman değeri 0,012m ve 0,8m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 16700N a karşılık gelen deplasman değeri 0,01385m olarak bulunmuştur.



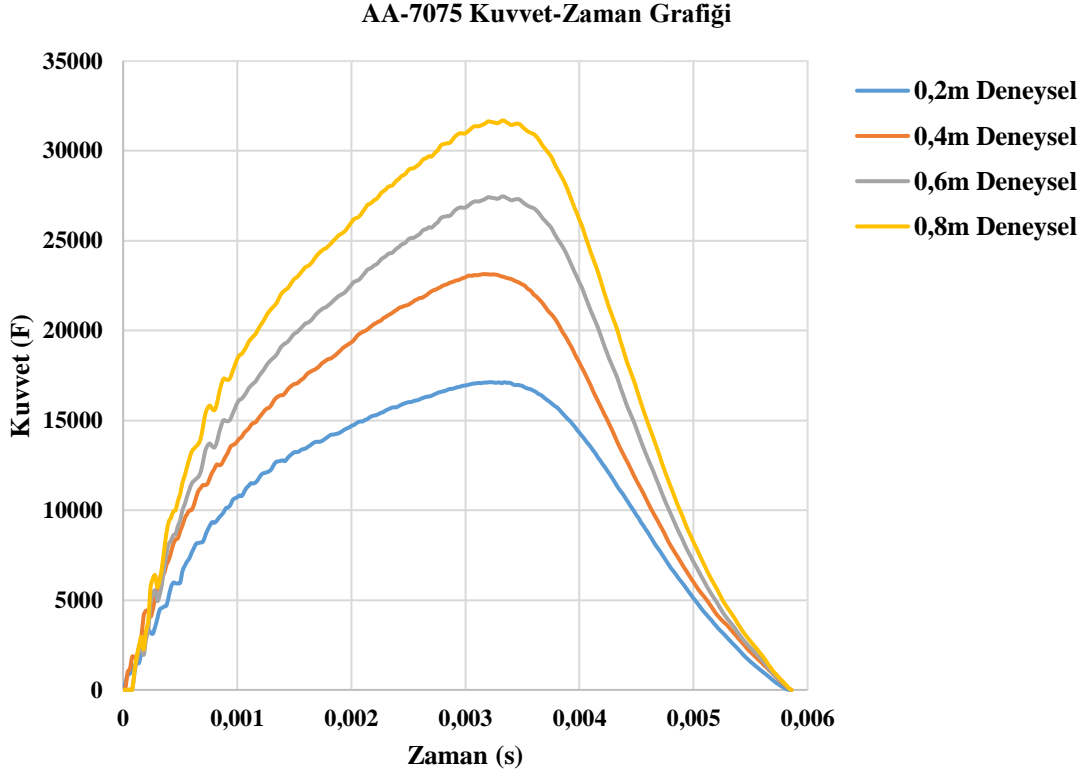
Şekil 4.15. AA-1100 alaşımı kuvvet-deplasman grafiği

Şekil 4.16 ve şekil 4.17. de AA-1100, AA-7075 alaşımlarının farklı enerji seviyelerinde elde edilen enerji-zaman grafikleri gösterilmiştir. Deneysel çalışmalarda vurucunun malzeme ile etkileşime geçtiği (temasının sağlandığı) an itibari ile vurucu tarafından uygulanmış olan enerjinin tamamı ortaya çıkmaktadır. Bu durumda ortaya çıkan enerjinin bir kısmı deney numunesi tarafından absorbe edildiği takdirde, enerjinin geriye kalan kısmı veya bir kısmı vurucunun geri olarak hareket etmesine harcanmış olacaktır. Bu duruma bağlı olarak farklı enerji seviyelerinde elde edilen sonuçlar incelendiğinde, maksimum enerji seviyelerine bağlı olarak vurucunun enerjisinin numunelere aktardığı tespit edilmiştir. Elde edilen sonuçlara göre farklı enerji seviyeleri dikkate alındığında, darbe enerjisi için seviye miktarı arttıkça, numuneler tarafından absorbe edilen enerji miktarlarının da artış gösterdiği tespit edilmiştir.



Şekil 4.16. AA-1100 alaşımı enerji-zaman grafiği

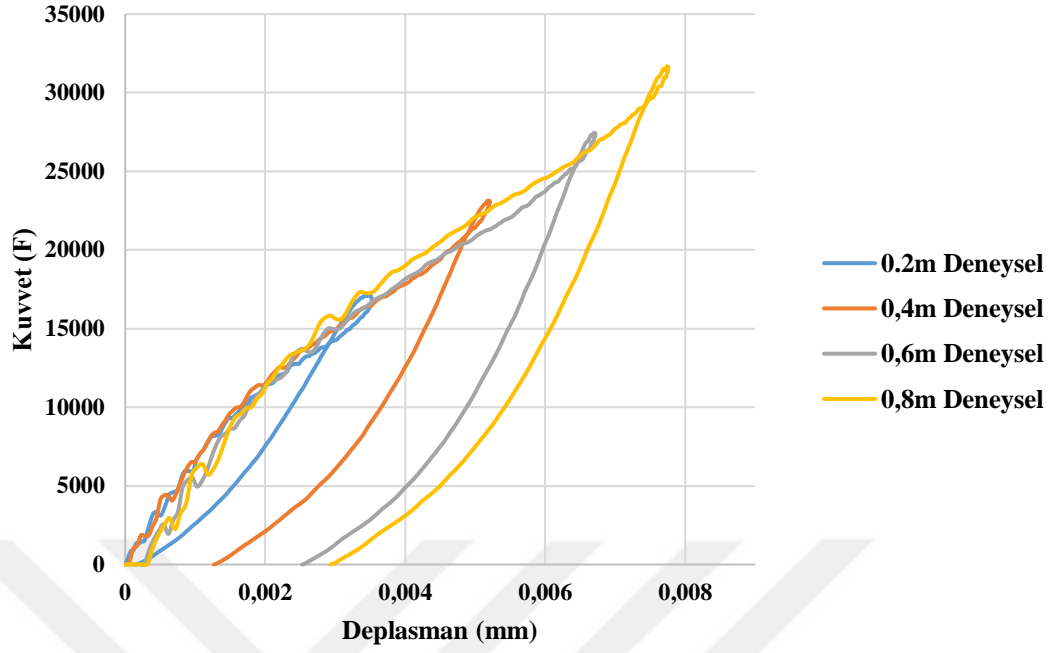
AA-7075 alaşımı için kuvvet zaman grafikleri şekil 4.17. de gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet değeri 17100N, 0,4m yükseklik seviyesi için 23000N, 0,6m enerji seviyesi için 27400N ve 0,8m enerji seviyesi için 31500N olarak bulunmuştur.



Şekil 4.17. AA-7075 alaşımı kuvvet-zaman grafiği

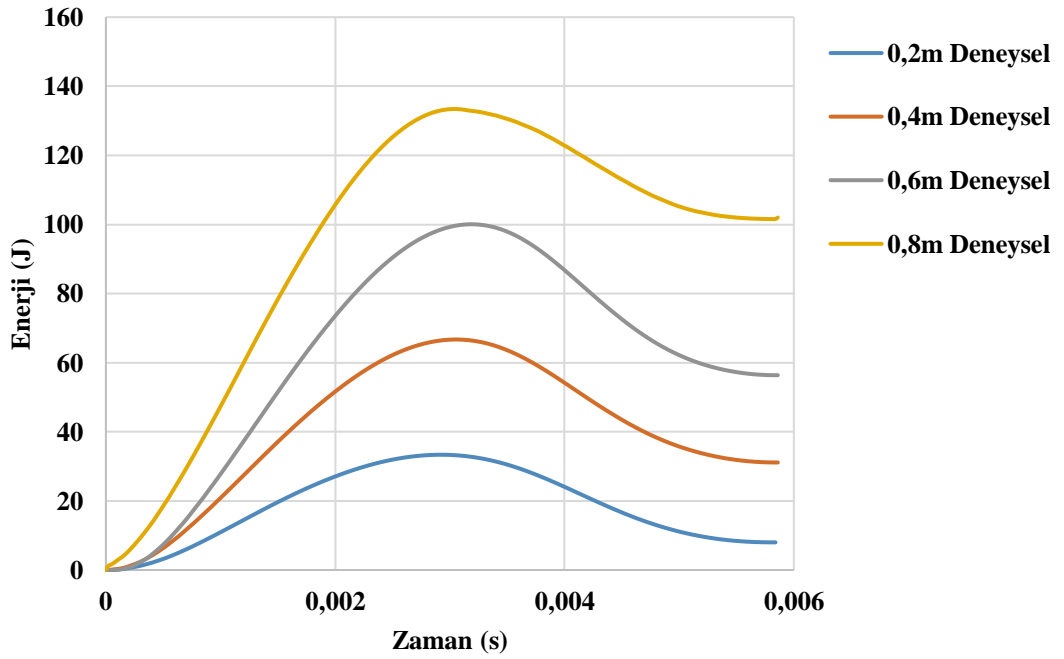
AA-7075 alaşımı için kuvvet-deplasman grafikleri şekil 4.18. de gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 17100N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0032m, 0,4m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 23000N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0051m, 0,6m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 27400N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0067m ve 0,8m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 31500N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0077m olarak bulunmuştur.

AA-7075 Kuvvet-Deplasman Grafiği



Şekil 4.18. AA-7075 alaşımı kuvvet-deplasman grafiği

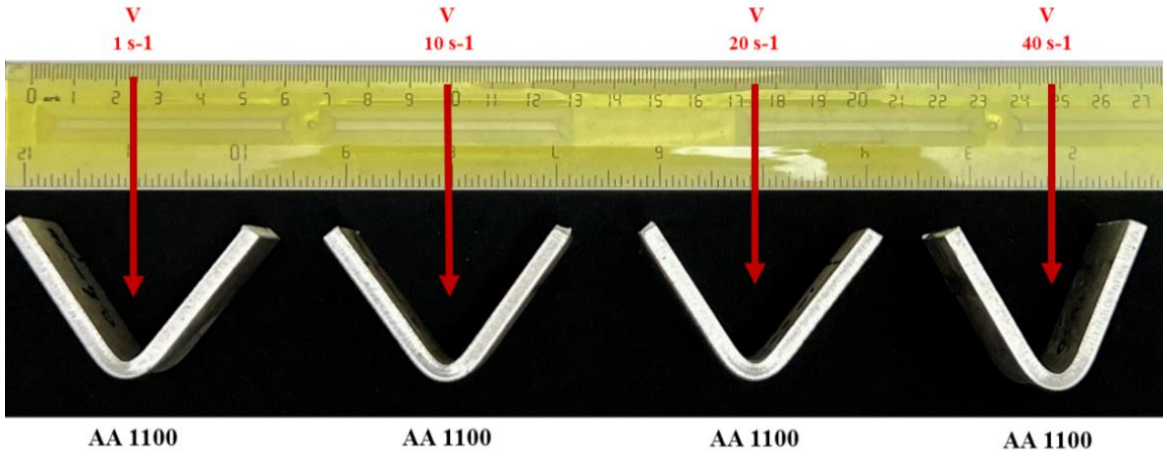
AA-7075 Enerji-Zaman Grafiği



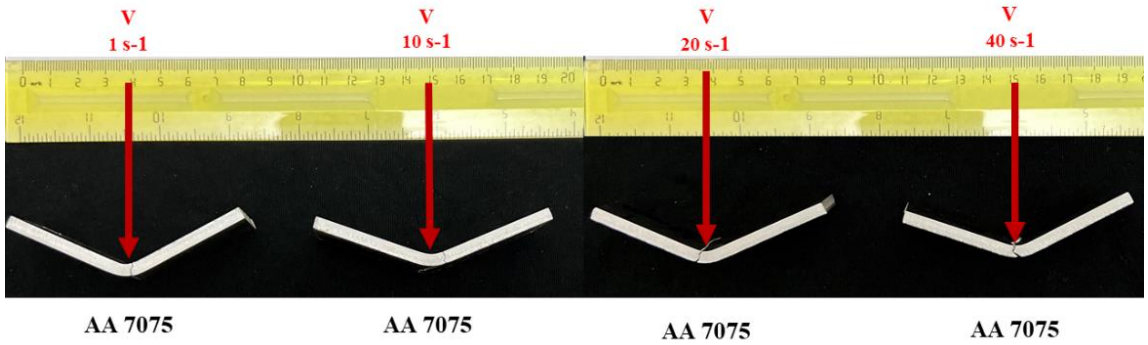
Şekil 4.19. AA-7075 alaşımı enerji-zaman grafiği

4.3. Eğme Deneyi Sonuçları

Yapılan eğme deneyi sonucunda AA-1100 alaşımının tahribata uğrayana numuneler için üç nokta eğme görsel sonuçları Şekil 4.20. de, AA-7075 alaşımı için ise şekil 4.21.de gösterilmiştir.

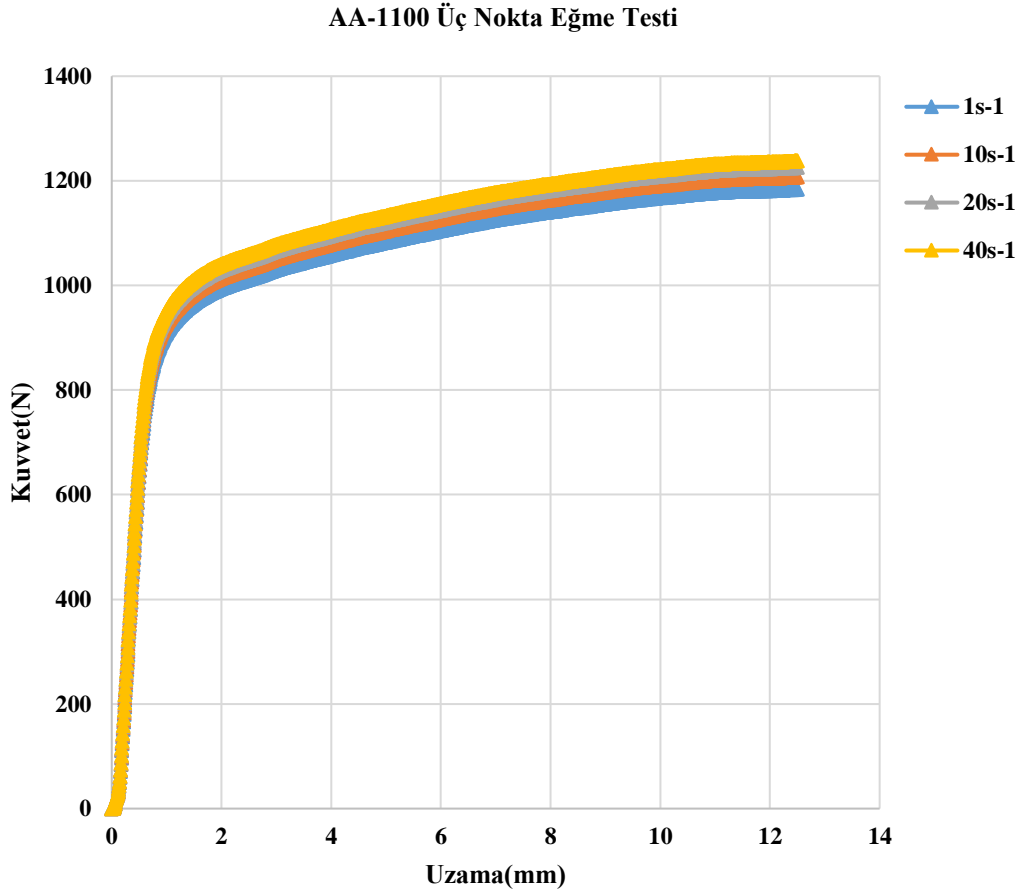


Şekil 4.20. AA-1100 alaşımı üç nokta eğme deney sonuçları



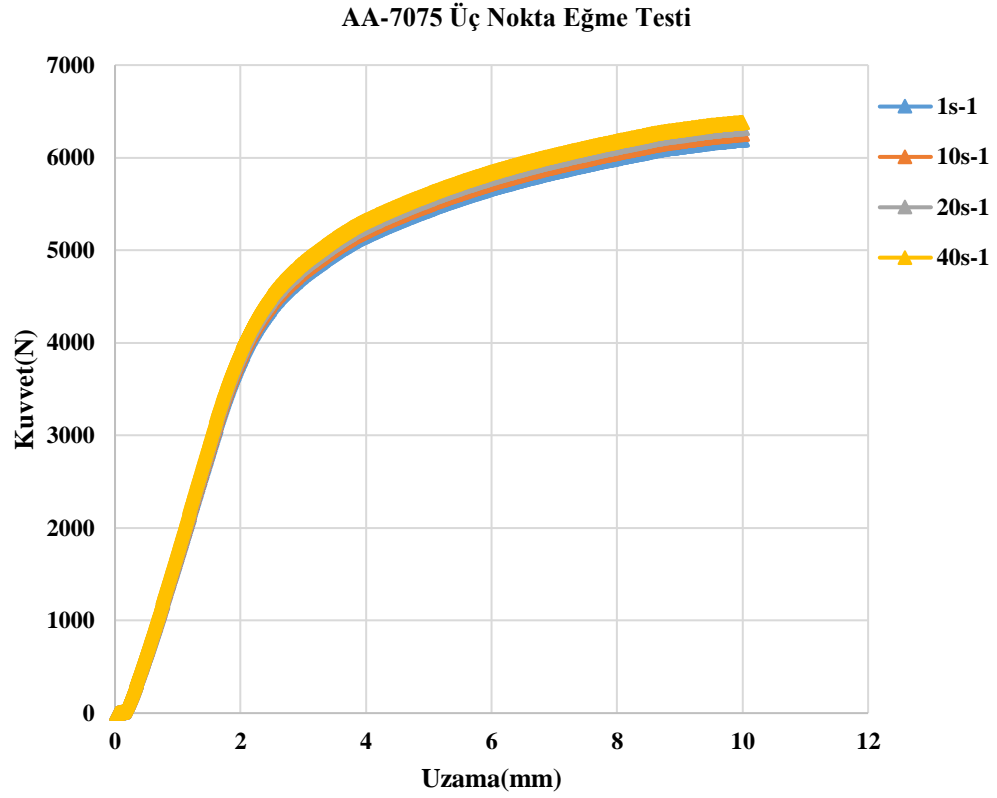
Şekil 4.21. AA-7075 alaşımı üç nokta eğme deney sonuçları

AA-1100 alaşımı için yapılan eğme testinde elde edilen kuvvet-uzama grafiği elastik ve plastik bölgeler için şekil 4.22. de gösterilmiştir. Burada elde edilen maksimum kuvvet eğme testi hızlarına göre 1 s^{-1} için 1180N, 10 s^{-1} için 1200 N, 20 s^{-1} için 1240N ve 40 s^{-1} için 1310 N olarak bulunmuştur.



Şekil 4.22. AA-1100 alaşımı üç nokta eğme testi

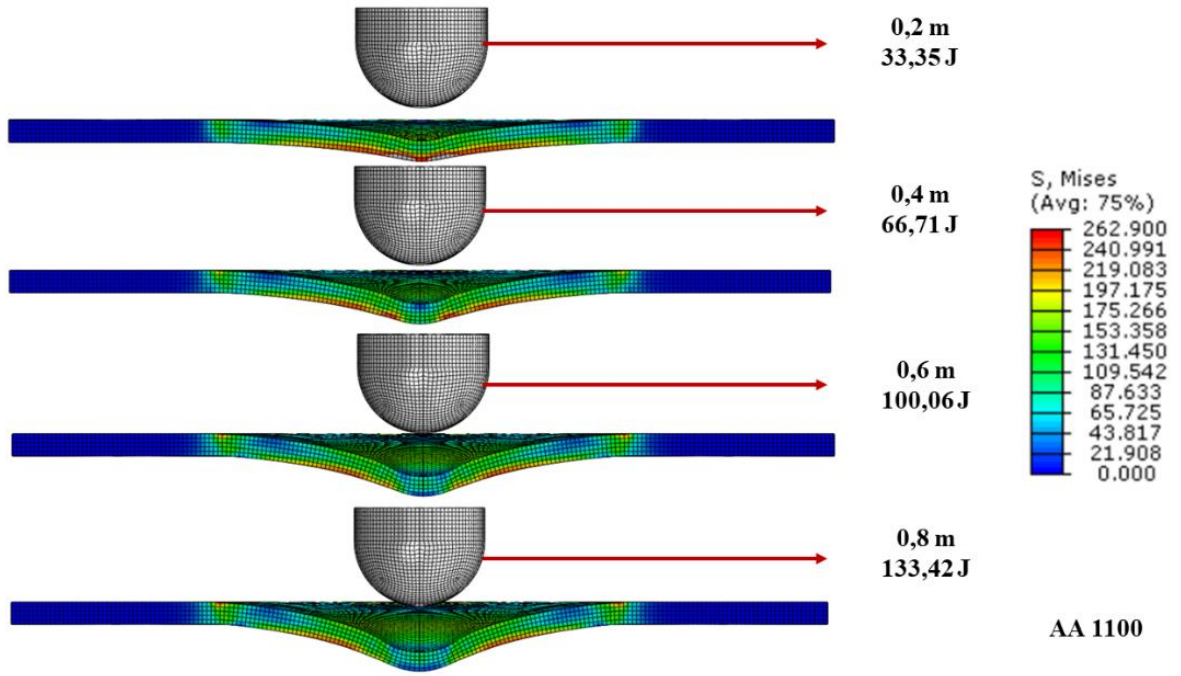
AA-7075 alaşımı için yapılan eğme testinde elde edilen kuvvet-uzama grafiği elastik ve plastik bölgeler için şekil 4.23. de gösterilmiştir. Burada elde edilen maksimum kuvvet eğme testi hızlarına göre 1 s^{-1} için 6170 N, 10 s^{-1} için 6250N, 20 s^{-1} için 6310N ve 40 s^{-1} için 6400N olarak bulunmuştur.



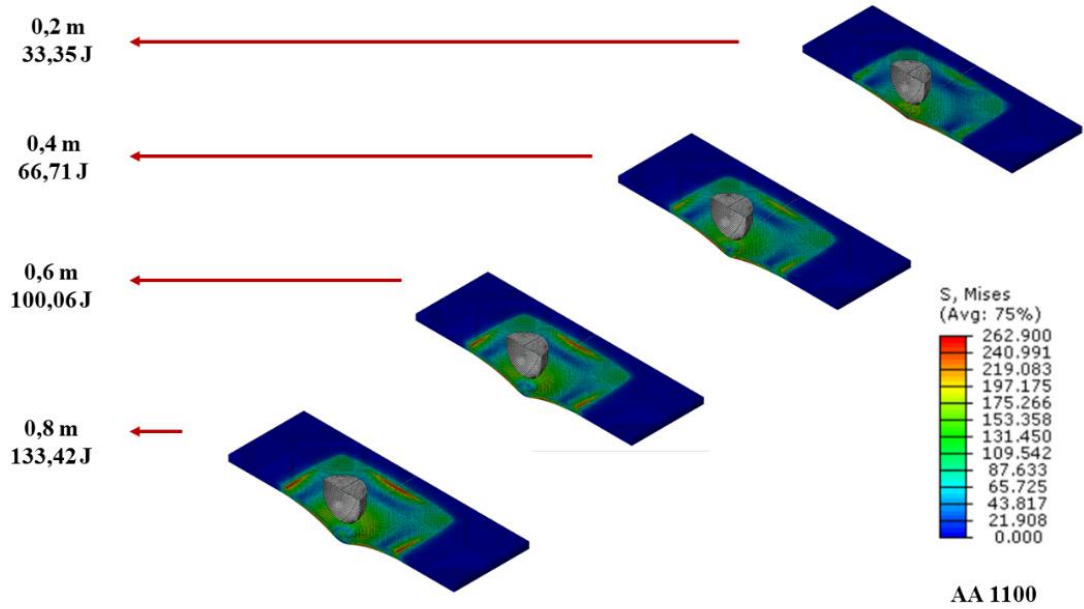
Şekil 4.23. AA-7075 alaşımı üç nokta eğme testi

4.4. Sonlu elemanlar sonuçları

Hesaplanan sonlu elemanlar modeli neticesinde 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j), 0,4m (2,80 m/s ,66,71 j), 0,6m (3,43 m/s, 100 j) ve 0,8m (3,96 m/s, 133,42 j) yükseklik seviyelerinde darbe deneyi hesaplamaları sonucunda elde edilen görsel sonuçlar AA-1100 alaşımı için şekil 4.24. de kesit önden görünüş olarak ve AA-1100 alaşımı için şekli 4.25. de izometrik kesit olarak açıklayıcı olması için tekrar verilmiştir.

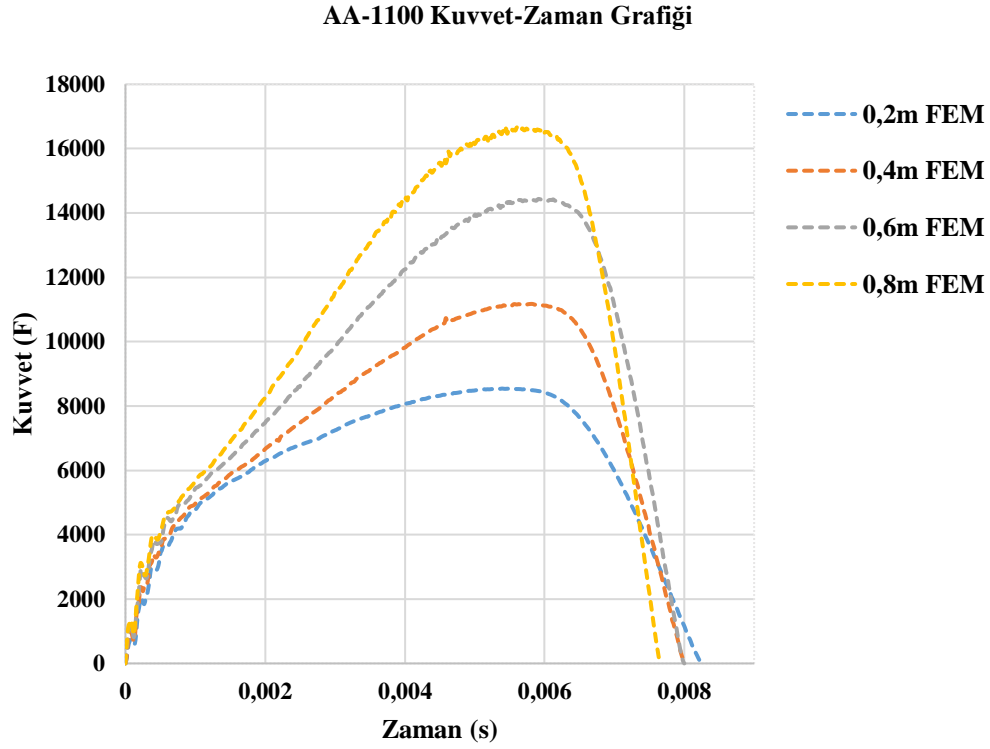


Şekil 4.24. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) kesit görünümü



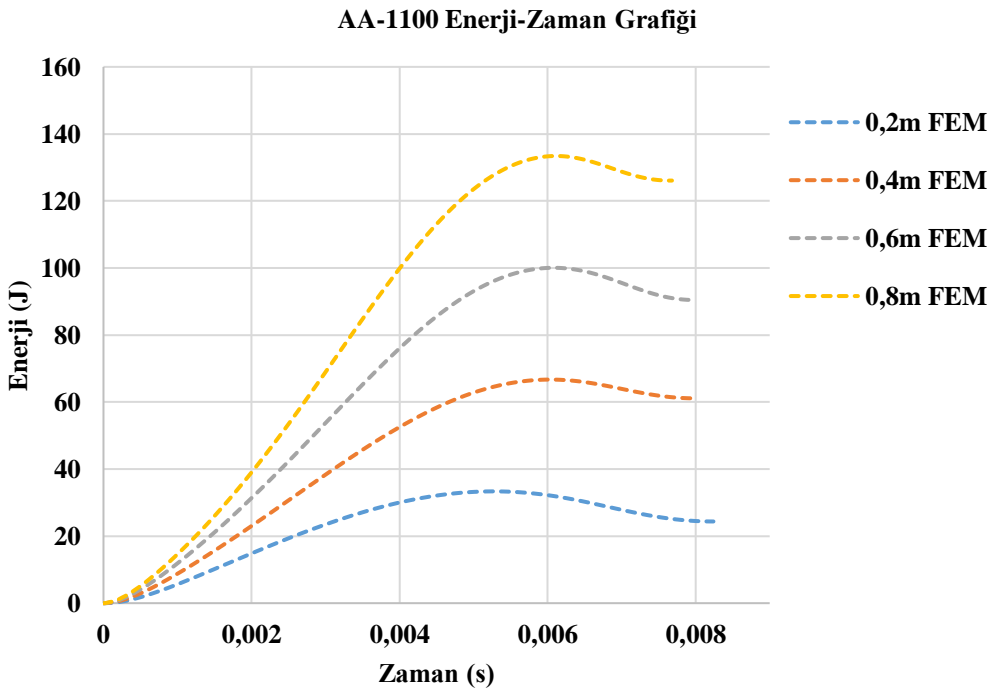
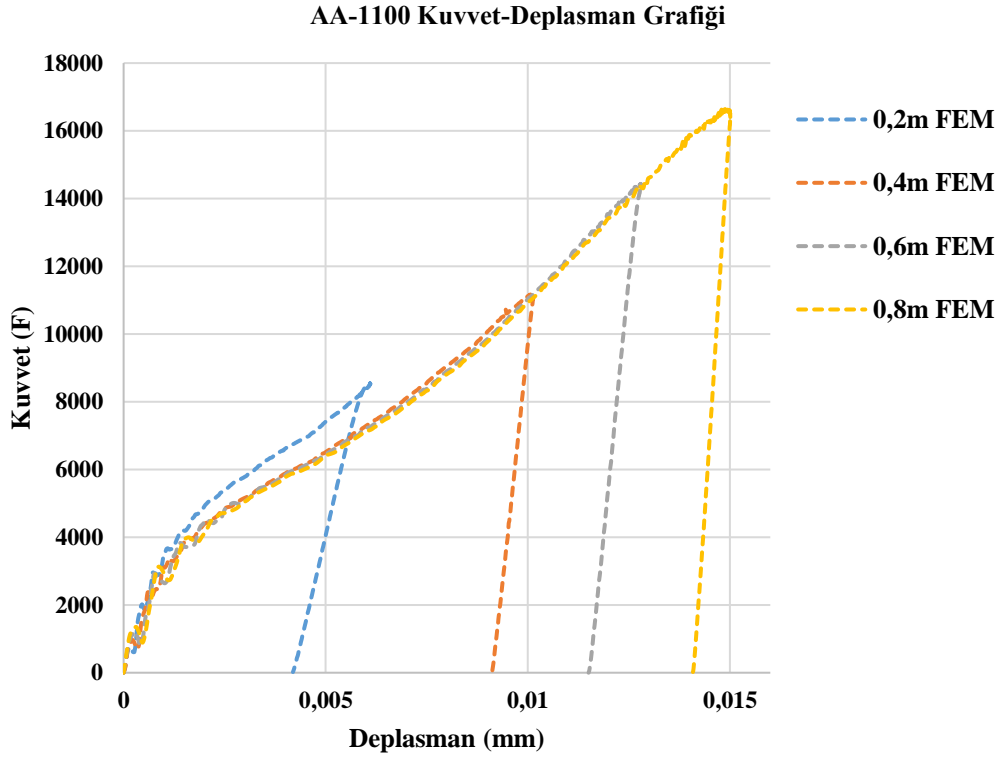
Şekil 4.25. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) izometrik kesit görünümü

AA-1100 alaşımı için kuvvet zaman grafikleri şekil 4.26. da gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet değeri 8480N, 0,4m yükseklik seviyesi için 11150N, 0,6m enerji seviyesi için 14380N ve 0,8m enerji seviyesi için 16550N olarak bulunmuştur.

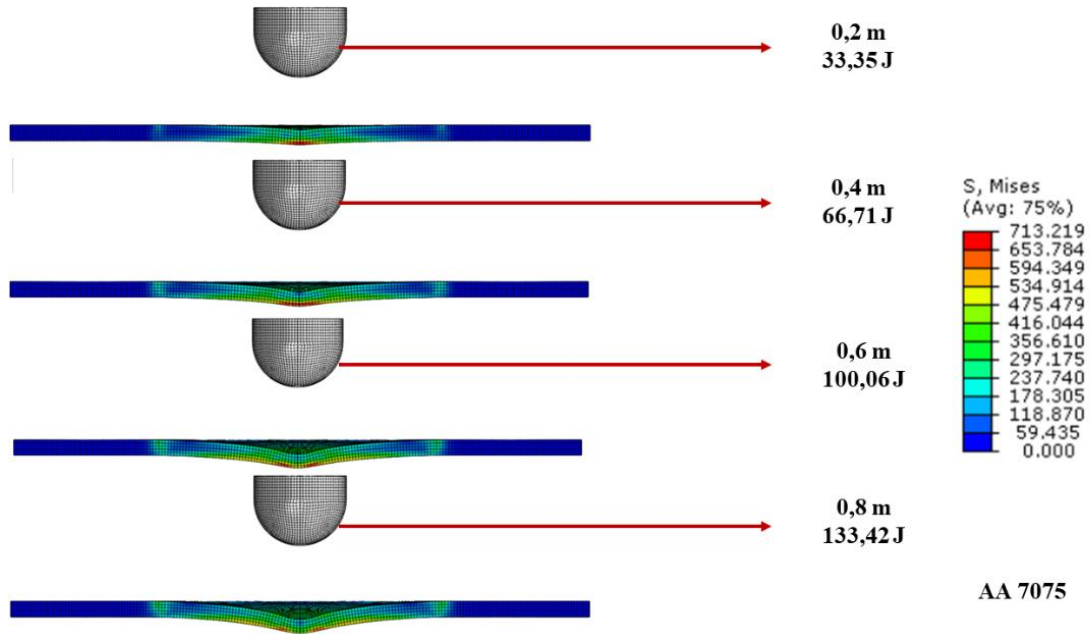


Şekil 4.26. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) kuvvet-zaman grafikleri

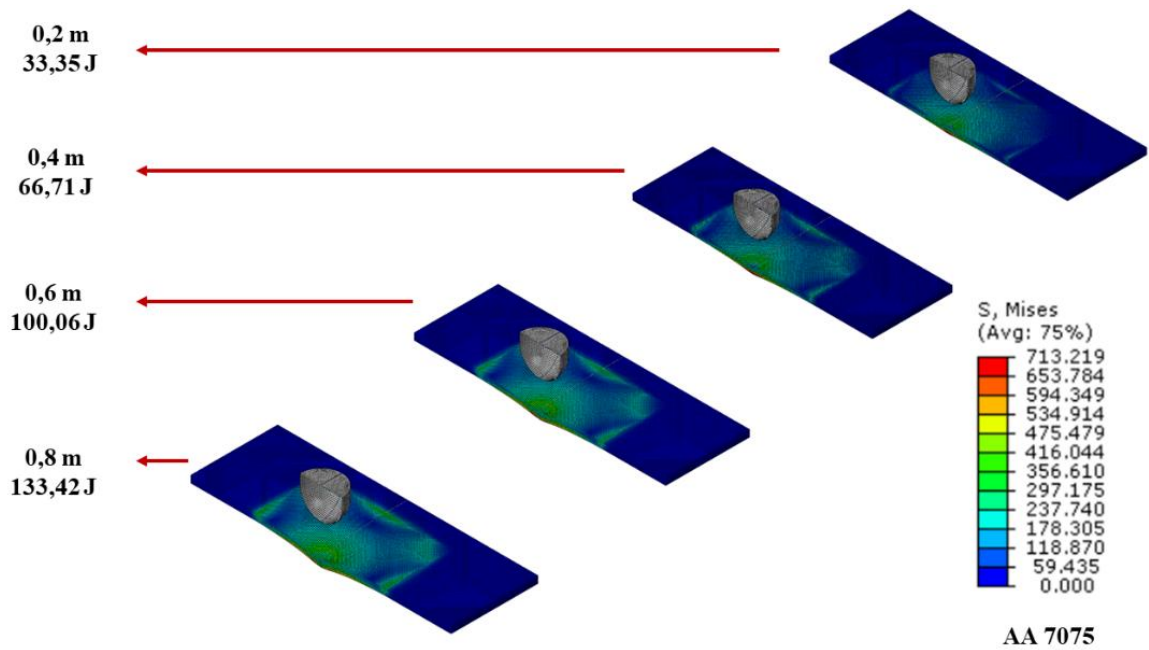
AA-1100 alaşımı için kuvvet-deplasman grafikleri şekil 4.27. de gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 8480N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0062m, 0,4m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 11150N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0094m, 0,6m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 14380N a karşılık gelen deplasman değeri 0,013m ve 0,8m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 16550N a karşılık gelen deplasman değeri 0,01496m olarak bulunmuştur.



Hesaplanan sonlu elemanlar modeli neticesinde 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j), 0,4m (2,80 m/s ,66,71 j), 0,6m (3,43 m/s, 100 j) ve 0,8m (3,96 m/s, 133,42 j) enerji-yükseklik seviyelerinde darbe hesaplamaları sonucunda elde edilen görsel sonuçlar AA-7075 alaşımı için şekil 4.29. de kesit önden görünüş olarak ve AA-7075 alaşımı için şekli 4.30. de izometrik kesit olarak açıklayıcı olması için tekrar verilmiştir.

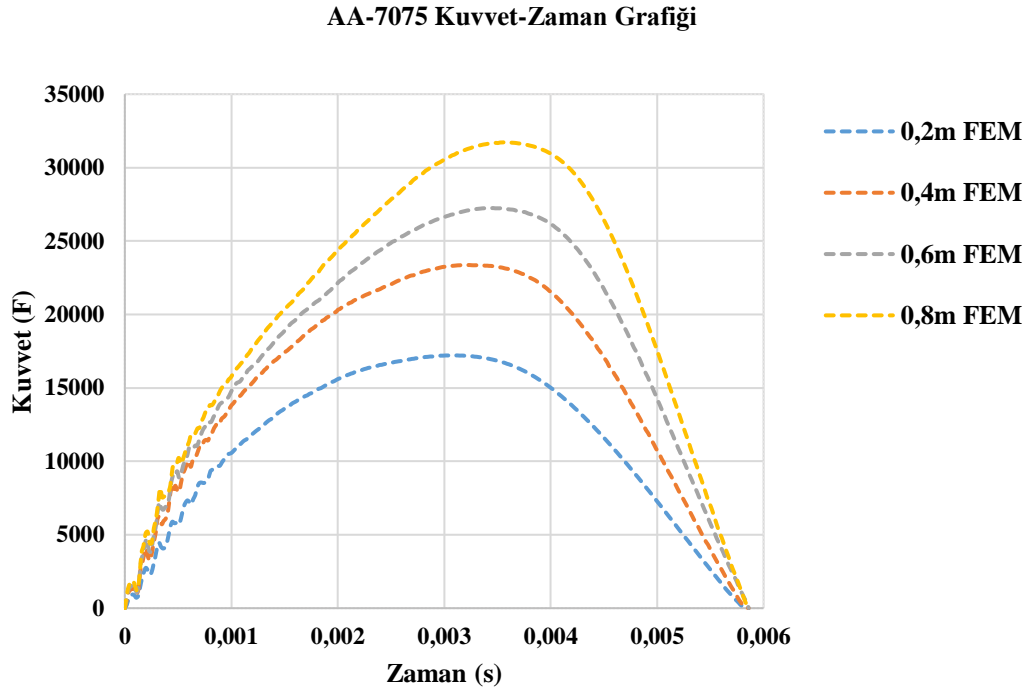


Şekil 4.29. AA-7075 alaşım SEY kesit görünümü



Şekil 4.30. AA-7075 alaşım SEY(FEM) izometrik kesit görünümü

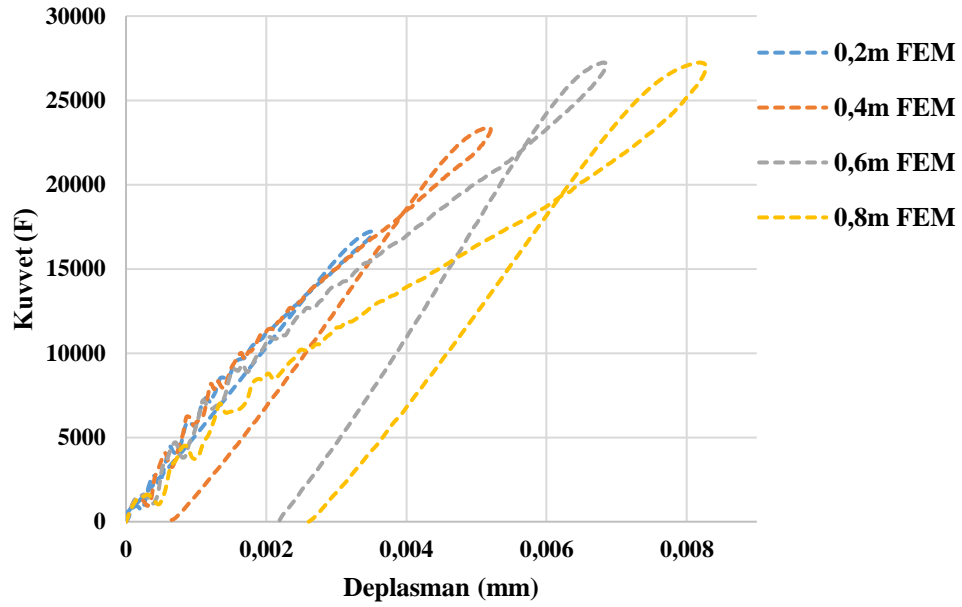
AA-7075 alaşımı için kuvvet zaman grafikleri şekil 4.31. de gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet değeri 17110N, 0,4m yükseklik seviyesi için 23350N, 0,6m enerji seviyesi için 27130N ve 0,8m enerji seviyesi için 31700N olarak bulunmuştur.



Şekil 4.31. AA-7075 alaşımı SEY(FEM) kuvvet-zaman grafiği

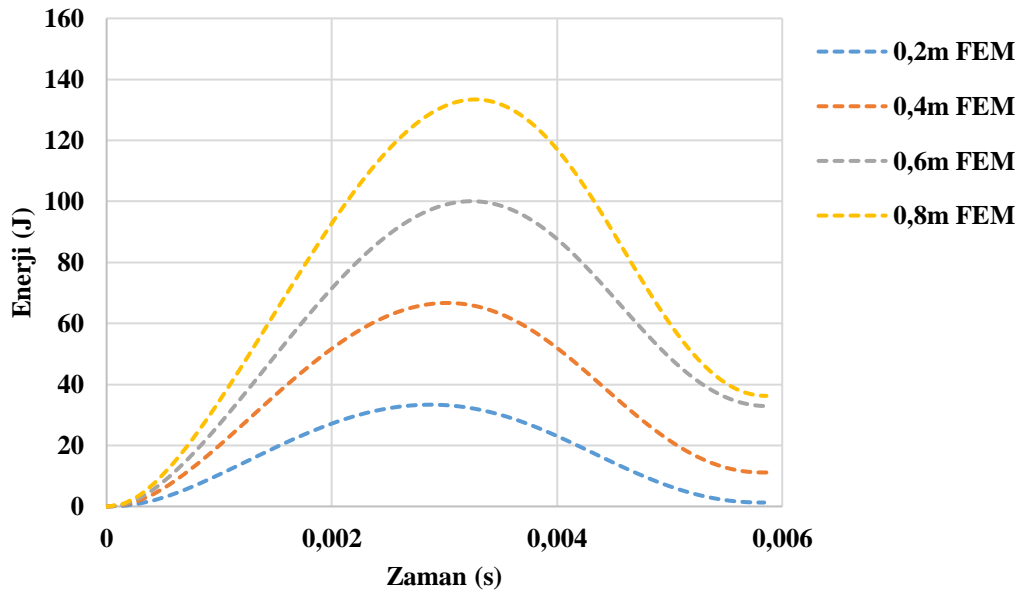
AA-7075 alaşımı için kuvvet-deplasman grafikleri şekil 4.32. de gösterilmiş olup 0,2m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 17110N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0033m, 0,4m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 23350N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0049m, 0,6m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 27130N a karşılık gelen deplasman değeri 0,00671m ve 0,8m yükseklik seviyesi için maksimum kuvvet olan 31700N a karşılık gelen deplasman değeri 0,0081m olarak bulunmuştur.

AA-7075 Kuvvet-Deplasman Grafiği



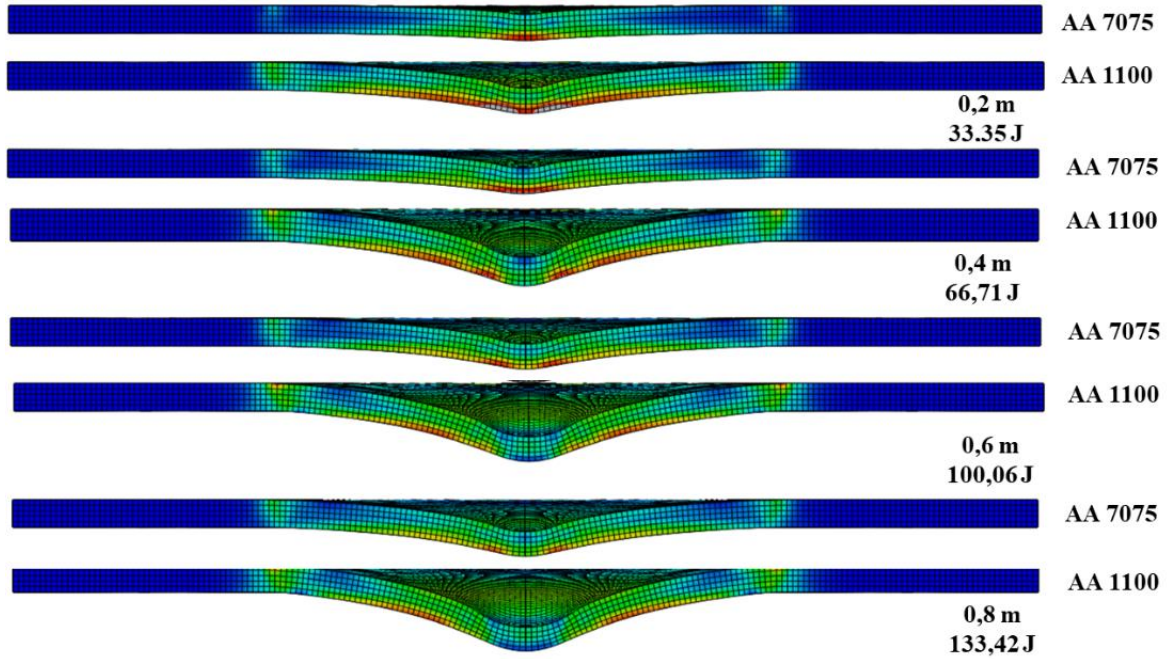
Şekil 4.32. AA-7075alaşımı SEY(FEM) kuvvet-deplasman grafiği

AA-7075 Enerji-Zaman Grafiği



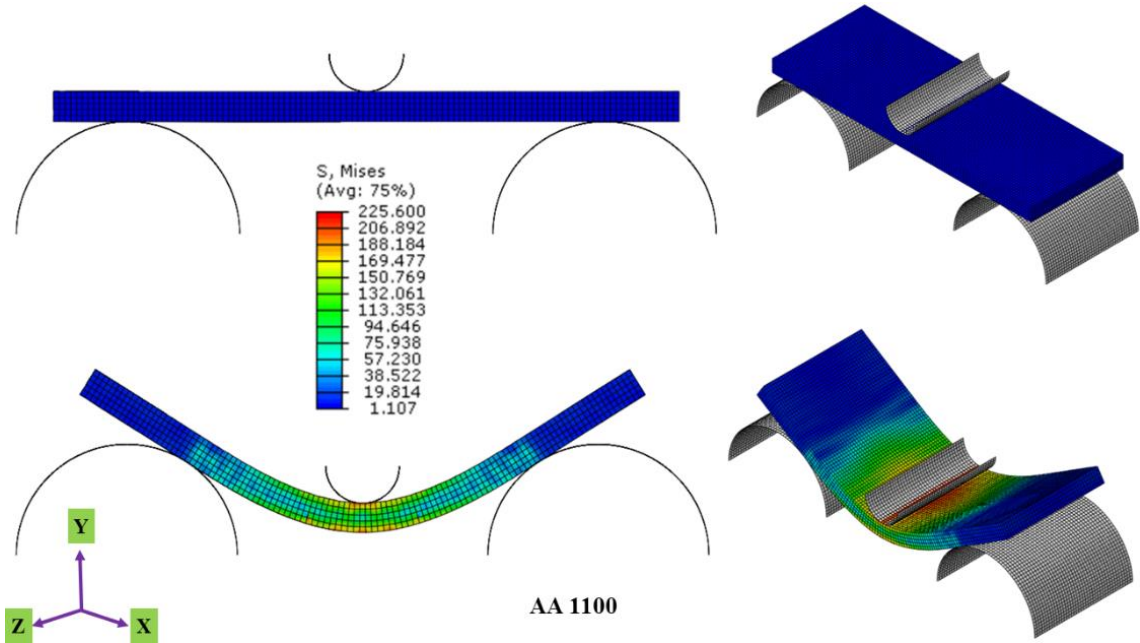
Şekil 4.33. AA-7075alaşımı SEY(FEM) enerji-zaman grafiği

Farklı hızlardaki çekme testleri sonucunda hesaplanan J-C plastik bölge yapısal modeli sabitleri ile yapılan düşük hızda darbe testleri karşılaştırılmalı olarak şekil 4.34. de AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımları için verilmiştir.

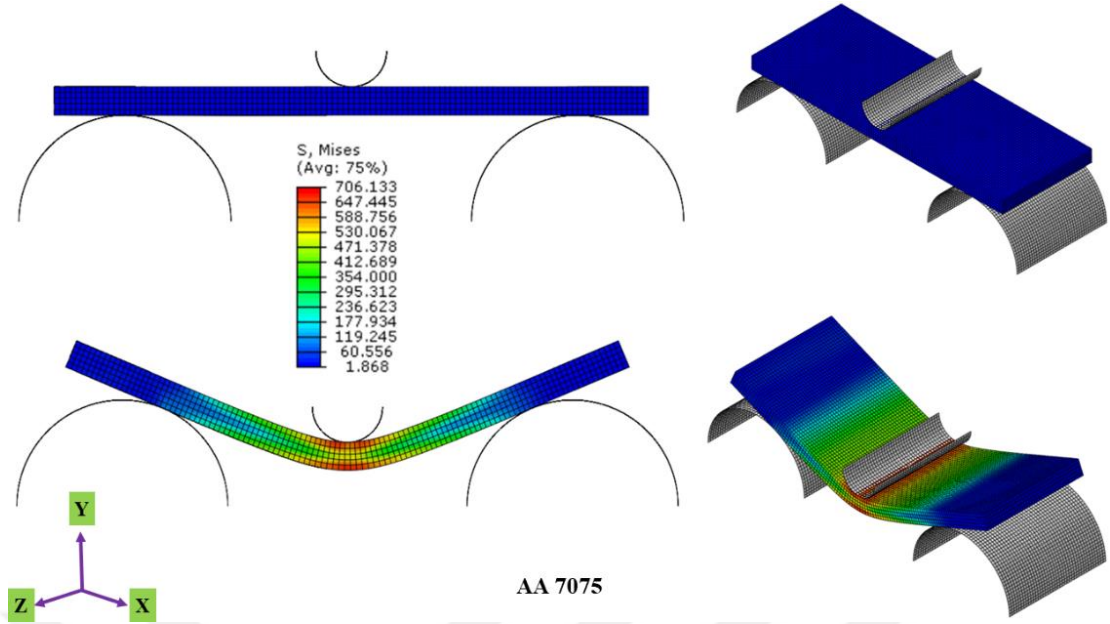


Şekil 4.34. AA-1100 alaşım, AA-7075 alaşımı SEY(FEM) kesit görünümü

Üç nokta eğme testleri için oluşturulan sonlu elemanlar modelinde 1 s^{-1} için model hesaplamaları yapılmış olup AA-1100 alaşımı için şekil 3.35. de AA-7075 alaşımı için ise şekil 4.36. da sonlu elemanlar görselleri verilmiştir.



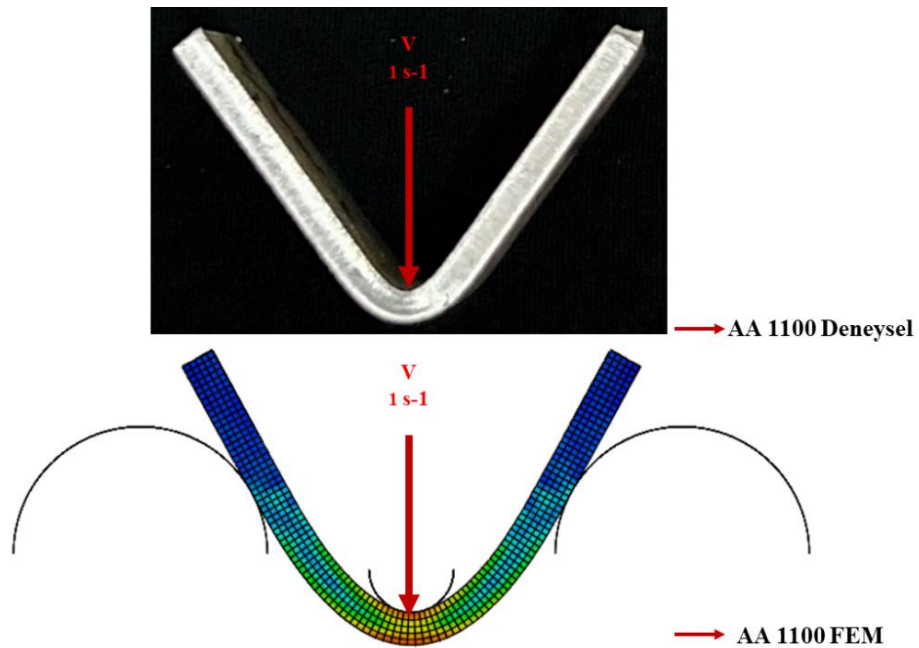
Şekil 4.35. AA-1100 alaşımı SEY(FEM) üç nokta eğme testi



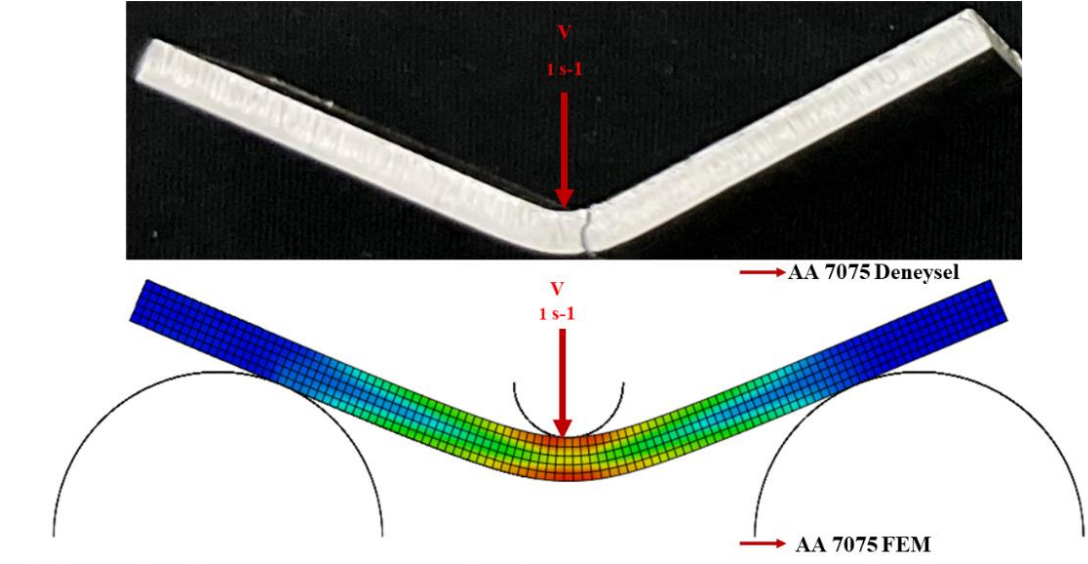
Şekil 4.36. AA-7075 alaşımı SEY(FEM) üç nokta eğme testi

4.5. Deneysel ve Sayısal Verilerin Karşılaştırılması

Farklı hızlardaki çekme testleri sonucunda hesaplanan J-C plastik bölge yapısal modeli sabitleri ile yapılan üç nokta eğme ve düşük hızda darbe testleri deneysel ve nümerik olarak karşılaştırılmalı bir şekilde incelenmiştir. Üç nokta eğme testleri şekil 4.37. de AA-1100 alaşımı ve şekil3.38. de AA-7075 alaşımları için verilmiştir.

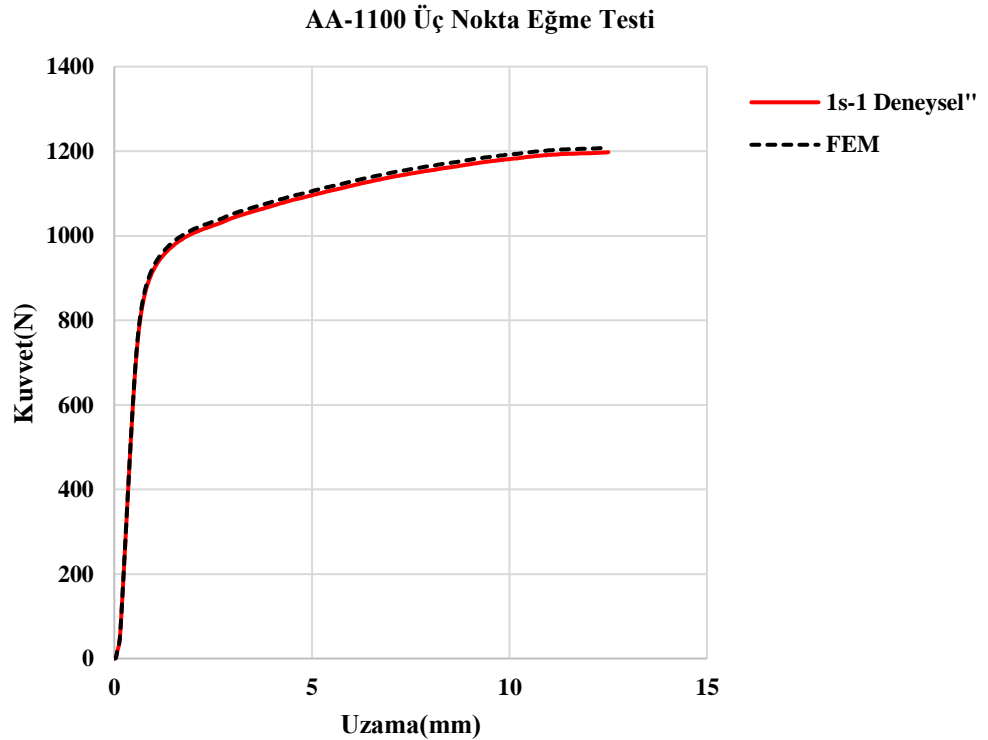


Şekil 4.37. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) üç nokta eğme testi görsel karşılaştırılması



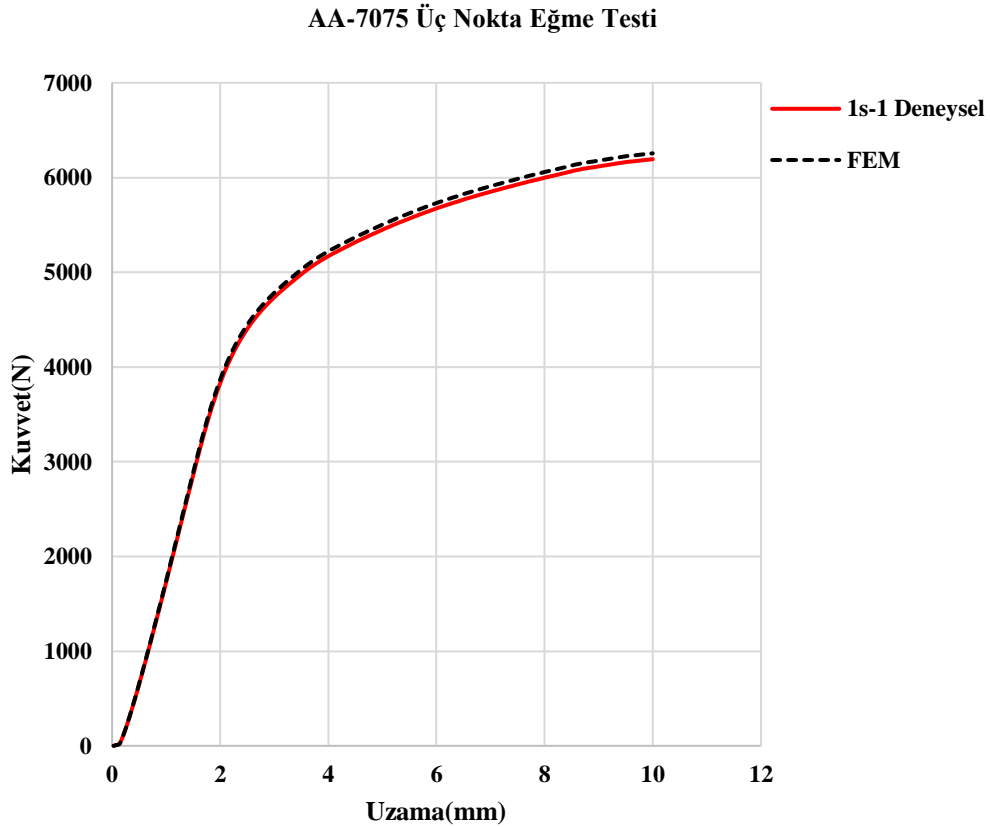
Şekil 4.38. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) üç nokta eğme testi görsel karşılaştırılması

AA-1100 alaşımı için elde edilen kuvvet uzama grafiği deneysel veriler ile karşılaştırılmış olup 1 s^{-1} için hesaplanan nümerik veriler ile karşılaştırma grafiği şekil 3.39. da verilmiştir. Bu grafikte elastik bölge grafikte tam uyum gösterirken plastik bölgedeki uyumda deneysel verilerle birbirine çok yakın çıkmıştır. Bu uyumun sebebi eğme testinde kullanılan hızın düşük bir hız olması ve pekleşme üstelinin doğru bir şekilde AA-1100 alaşımı için bulunmuş olmasıdır.



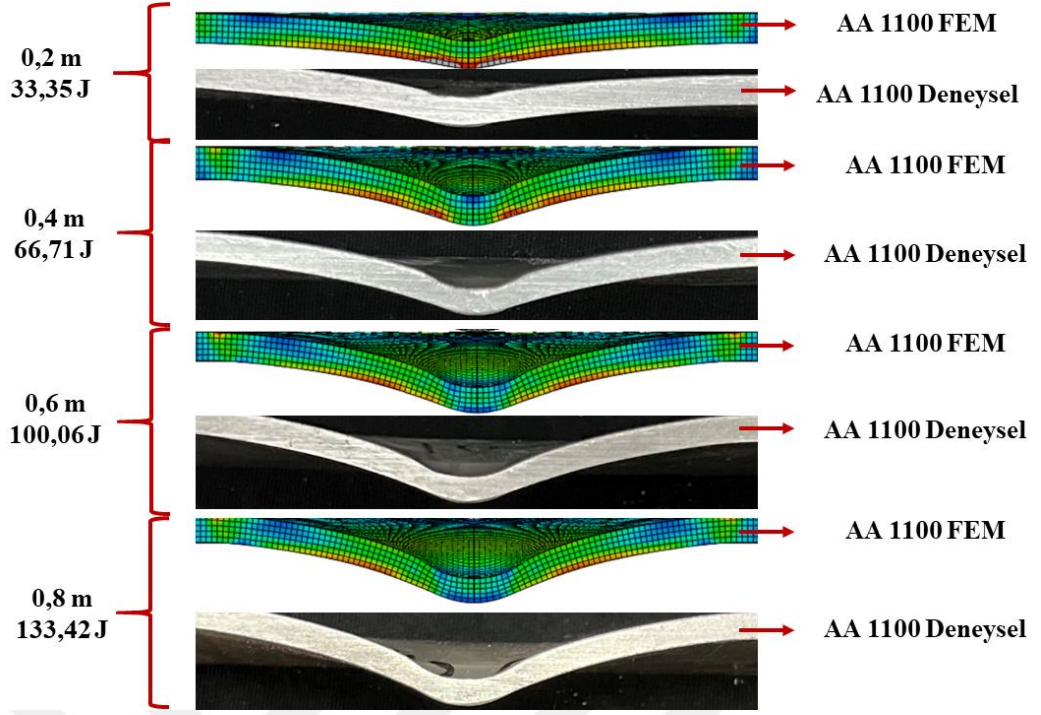
Şekil 4.39. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) üç nokta eğme testi kuvvet uzaman grafiği

AA-7075 alaşımı için elde edilen kuvvet uzama grafiği deneysel veriler ile karşılaştırılmış olup 1 s^{-1} için hesaplanan nümerik veriler ile karşılaştırma grafiği Şekil 3.40. da verilmiştir. Bu grafikte elastik bölge grafikte tam uyum gösterirken plastik bölgedeki uyumda deneysel verilerle birbirine çok yakın çıkmıştır. Bu uyumun sebebi eğme testinde kullanılan hızın düşük bir hız olması ve pekleşme üstelinin doğru bir Şekilde AA-7075 alaşımı için bulunmuş olmasıdır.



Şekil 4.40. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM)  noktadan eğme testi kuvvet uzaman grafiği

AA-1100 alaşımı için yapılan düşük hızda darbe deneyi ve bu alaşım için hesaplanan nümerik sonuçlar Şekil 4.41. de kesit görünümü olarak verilmiştir. Darbe etkisi sonrası plastik bölge deformasyonlarının dinamik bir test olmasına karşın deneysel ve nümerik olarak birbirleri ile uyumlu olduğu, ancak darbe enerji seviyeleri arttığa uyum miktarının azda olsa azaldığı gözlemlenmiştir.



Şekil 4.41. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi görsel karşılaştırılması

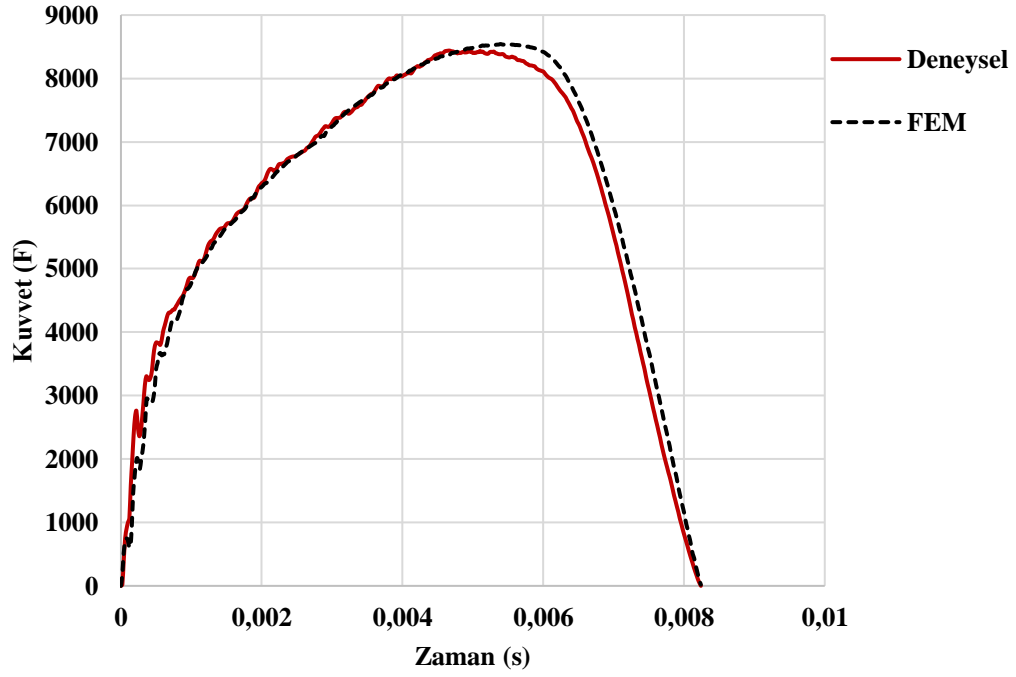
AA-1100 alaşımı için 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği şekil 4.42. de kuvvet deplasman grafiği şekil 4.43. de ve enerji zaman grafiği ise şekil 4.43 de gösterilmiştir. Kuvvet-zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde

AA-1100 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gözlemlenmemiş olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak oldukça uyumlu elde edilmiştir.

Kuvvet deplasman grafikleri incelendiğinde ise kuvvet – zaman grafiğindeki uyum neticesinde elde edilen bir veri olduğu için aynı uyum burada da gözlemlenmiştir.

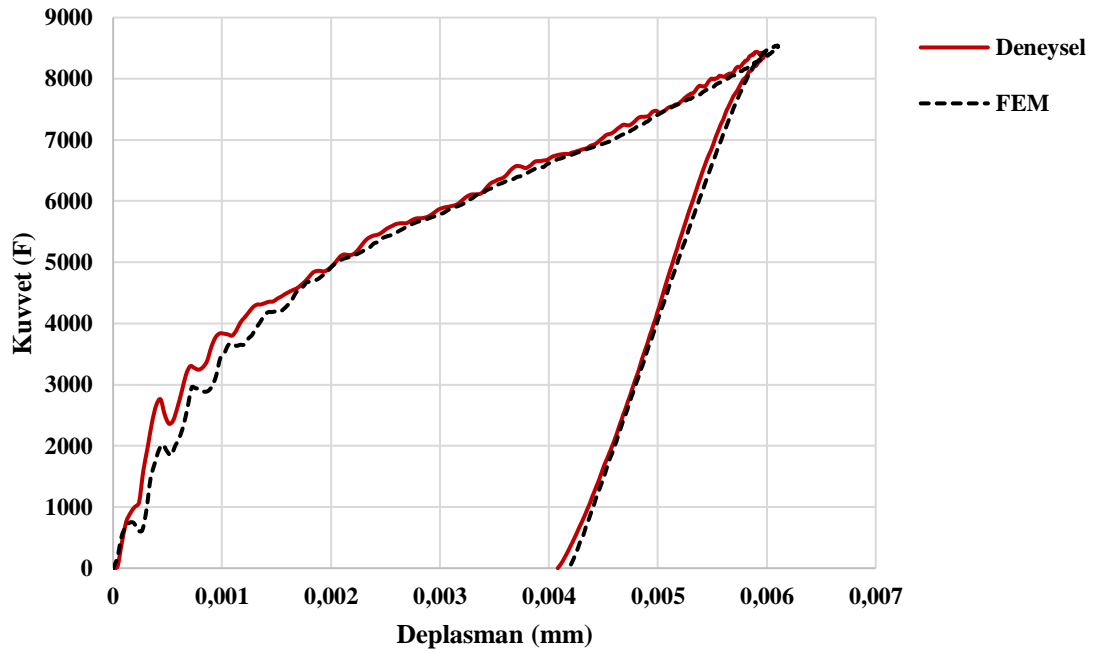
Kuvvet-zaman ve kuvvet deplasman grafiklerinin uyumu neticesinde enerji-zaman grafikleri de şekil 4.44. de gösterildiği gibi deneysel ve nümerik çalışmalar kıyaslandığında bu enerji seviyesi için uyumlu olarak bulunmuştur.

AA-1100 0,2m Kuvvet-Zaman Grafiği



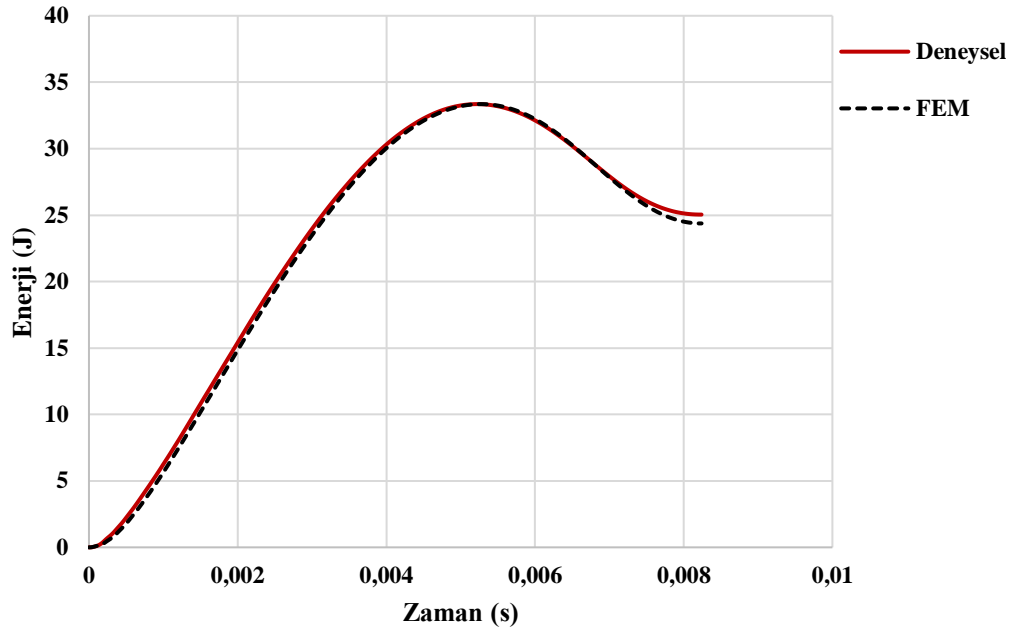
Şekil 4.42. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği

AA-1100 0,2m Kuvvet-Deplasman Grafiği



Şekil 4.43. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

AA-1100 0,2m Enerji-Zaman Grafiği

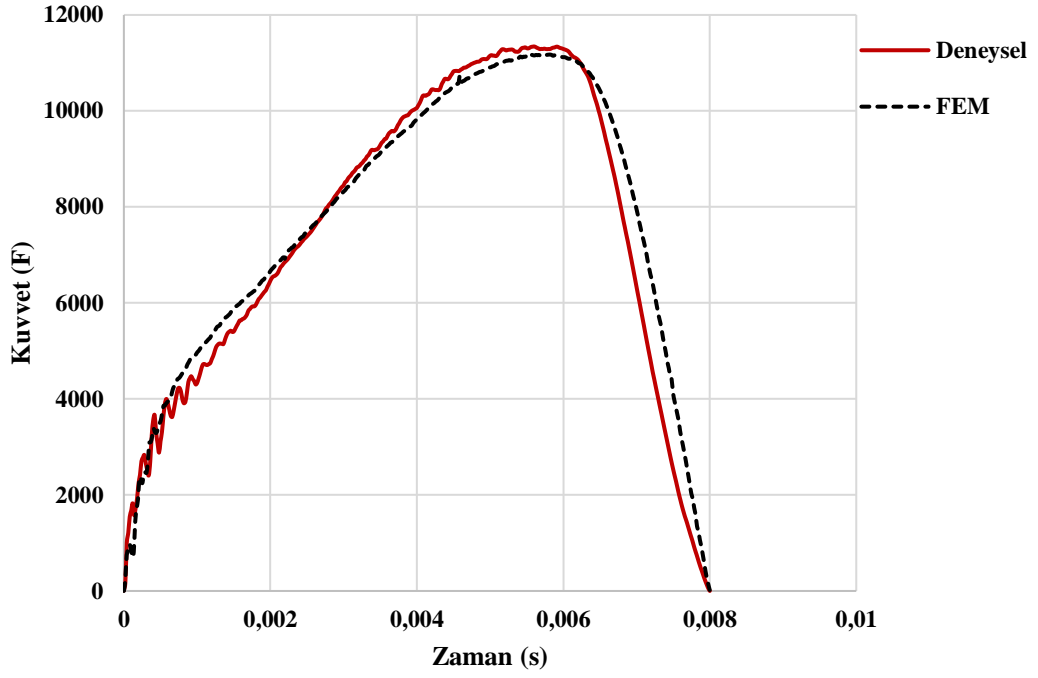


Şekil 4.44. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

AA-1100 alaşımı için 0,4 m (2,80 m/s, 66,71 j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği şekil 4.45. de kuvvet deplasman grafiği şekil 4.46. de ve enerji zaman grafiği ise şekil 4.47. de gösterilmiştir. Kuvvet zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde AA-1100 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gözlemlenmemiş olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak uyumlu sonuçlar elde edilmiştir.

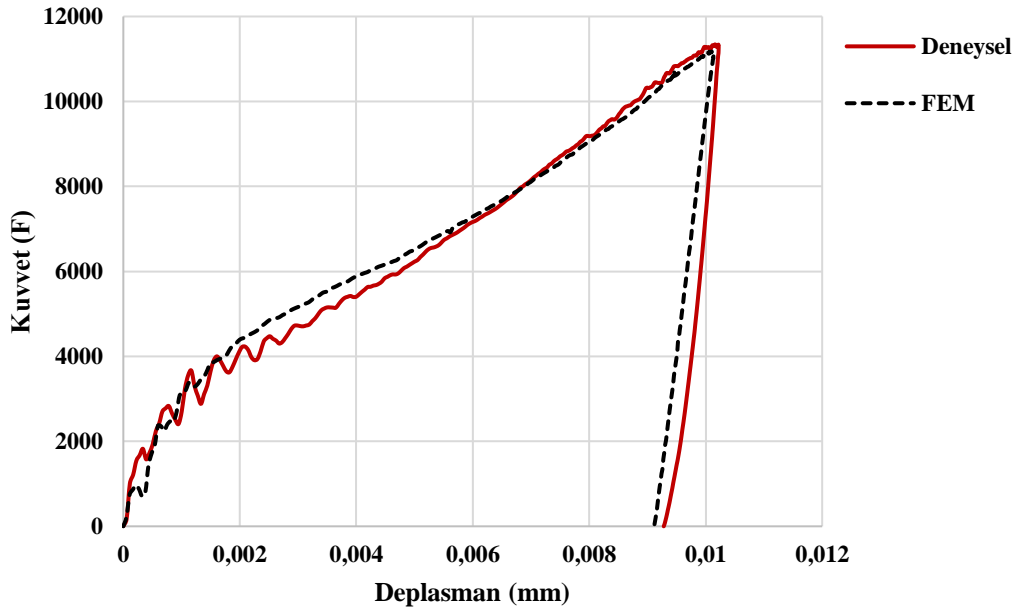
0,2 m (1,98 m/s, 33,35j) enerji seviyesinden farklı olarak bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafiğinde 0-0,001 s zaman aralığında kuvvet dalgalanmaları deneysel çalışmada görülürken SEY(FEM) hesaplamasında bu dalgalanmalar gözlemlenmemiştir. Bu enerji seviyesindeki çarpışmada SEY(FEM) hesaplaması deneysel veriler göre daha lineer davranış göstermiştir. Kuvvet-deplasman grafikleri incelendiğinde ise kuvvet – zaman grafiğindeki uyum neticesinde elde edilen bir veri olduğu için aynı uyum burada da gözlemlenmiştir ancak kuvvet-zaman grafiğindeki deneysel verilerin 0-0,001 s aralığındaki dalgalanmaları neticesinde kuvvet-deplasman grafiği de bu şekilde çıkmıştır. Kuvvet-deplasman grafiği bu kuvvetteki bu dalgalanmayı daha belirgin bir karakteristikte belli etmiştir.

AA-1100 0,4m Kuvvet-Zaman Grafiği



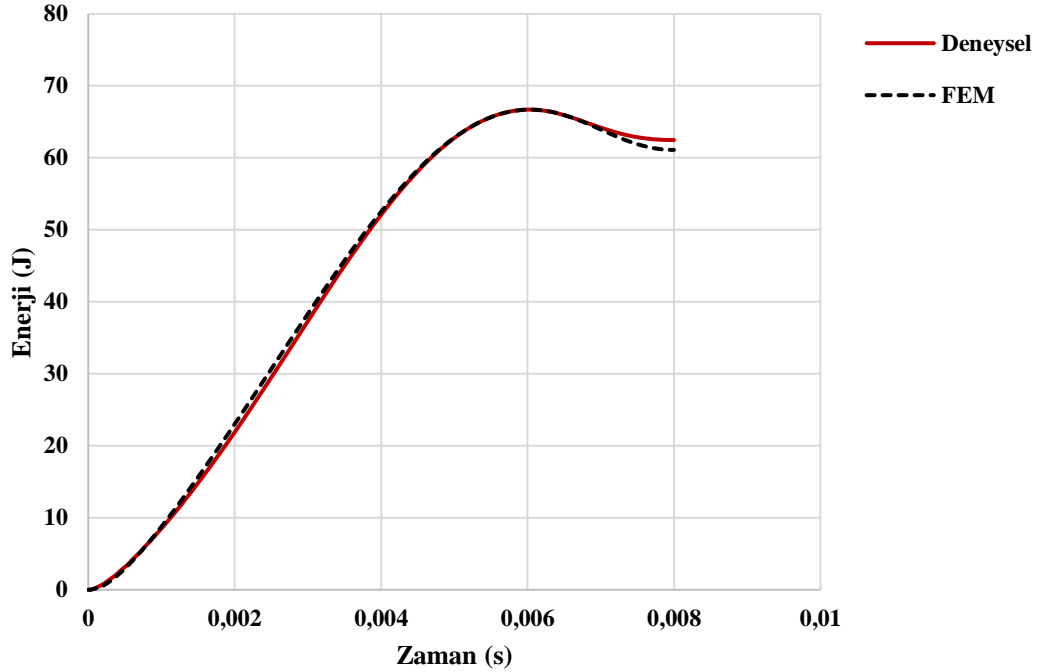
Şekil 4.45. AA-1100 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği

AA-1100 0,4m Kuvvet-Deplasman Grafiği



Şekil 4.46. AA-1100 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

AA-1100 0,4m Enerji-Zaman Grafiği



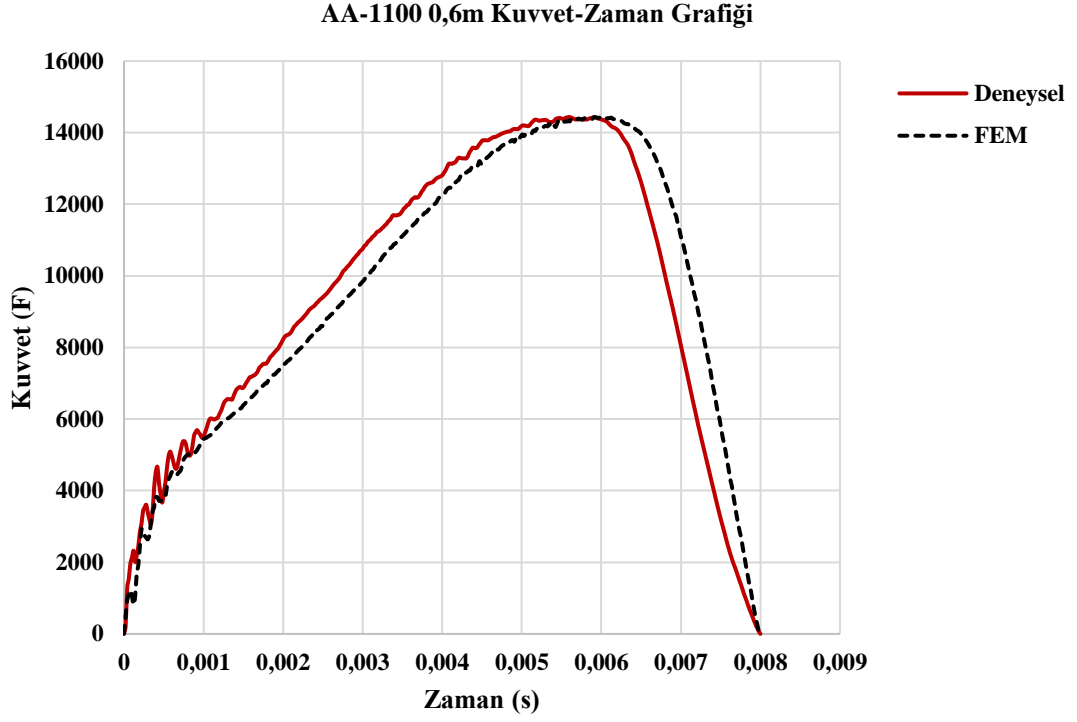
Şekil 4.47. AA-1100 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

AA-1100 alaşımı için 0,6 m (3,43 m/s, 100,06 j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği Şekil 4.48. de kuvvet deplasman grafiği Şekil 4.49. de ve enerji zaman grafiği ise Şekil 4.50. de gsterilmiştir. Kuvvet zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde

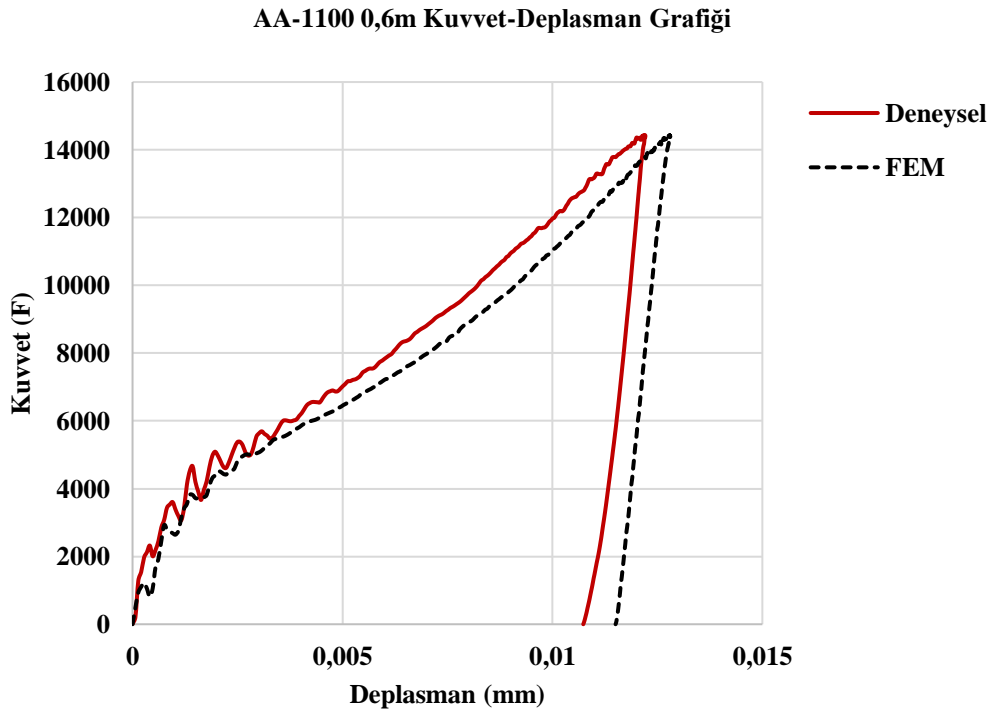
AA-1100 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gźzlemlenmemiř olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak maksimum kuvvet ve deplasman değerleri bakımından deneysel ve SEY(FEM) kıyaslamasında uyumlu olarak elde edilmiştir.

Darbe zamanlaması olarak deneysel veriler 0,0004 s daha erken maksimum noktaya ulaşmış ve bu durum grafiğin genel karakteristiğine yansımıştır. Kuvvet deplasman grafikleri incelendiğinde ise kuvvet – zaman grafiğindeki uyum neticesinde elde edilen bir veri olduğu için aynı uyum burada da gźzlemlenmiřtir ancak bir miktar zaman sapması oluşmuştur.

Enerji zaman grafiklerinde ise maksimum enerji seviyesine kadar bu sapma devam etmiř ancak enerji seviyeleri arasında fark gźzlemlenmemiřtir.

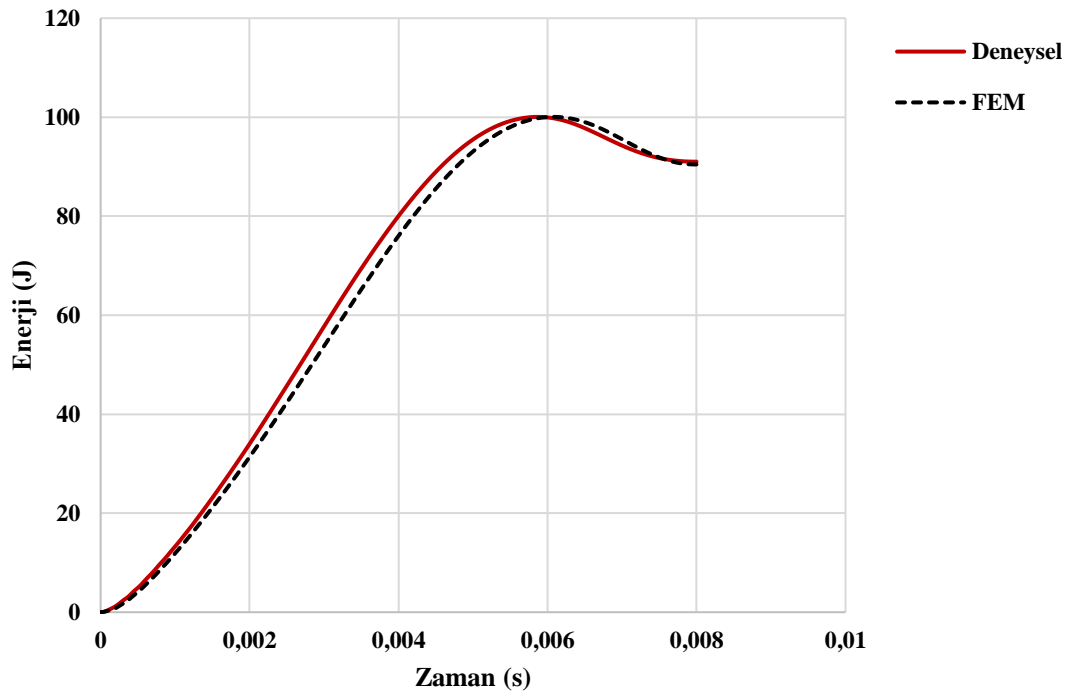


Şekil 4.48. AA-1100 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği



Şekil 4.49. AA-1100 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

AA-1100 0,6m Enerji-Zaman Grafiği

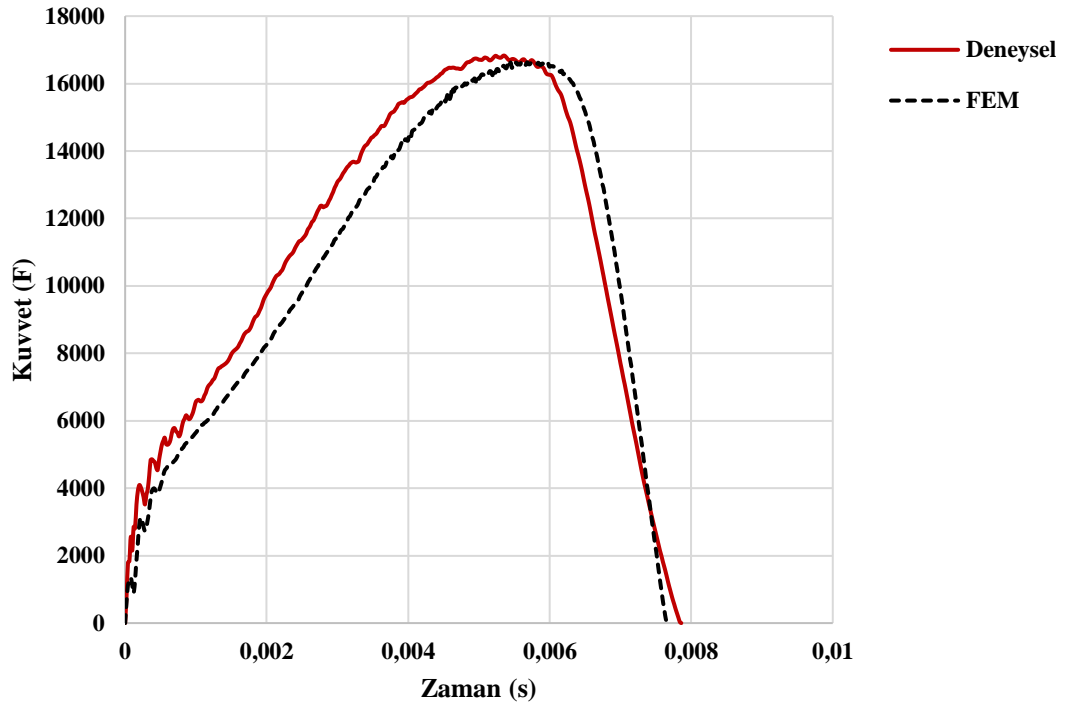


Şekil 4.50. AA-1100 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

AA-1100 alaşımı için 0,8 m (3,96 m/s, 133,42 j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği şekil 4.51. de kuvvet deplasman grafiği şekil 4.52. de ve enerji zaman grafiği ise şekil 4.53. de gösterilmiştir. Kuvvet zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde AA-1100 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gözlemlenmemiş olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak maksimum kuvvet ve deplasman değerleri bakımından deneysel ve FEM kıyaslamasında uyumlu olarak elde edilmiştir.

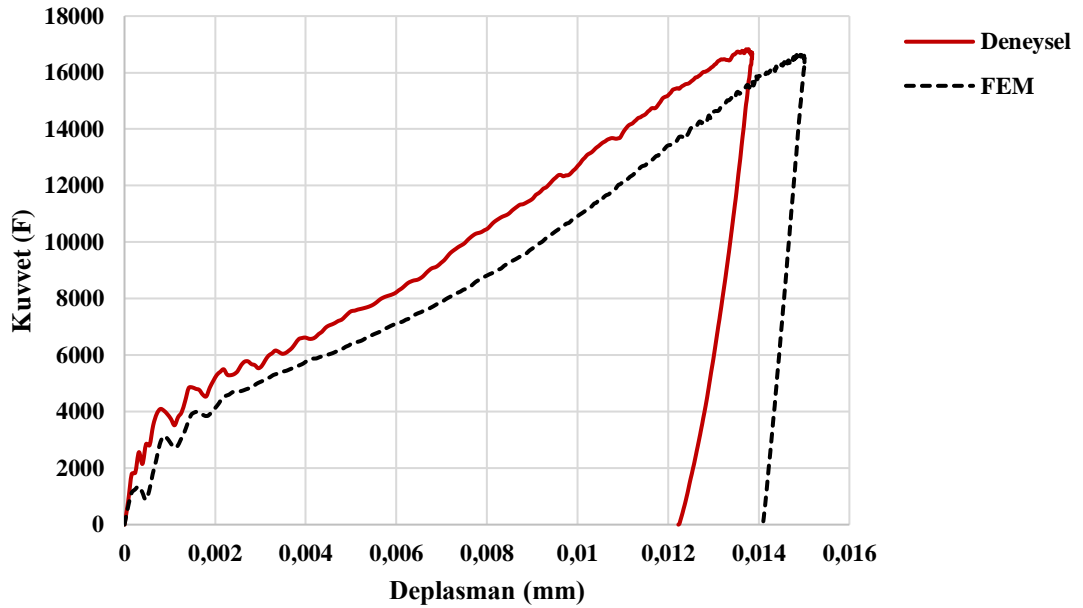
Darbe zamanlaması olarak deneysel veriler 0,0005 s daha erken maksimum noktaya ulaşmış ve bu durum grafiğin genel karakteristiğine yansımıştır. Kuvvet deplasman grafikleri incelendiğinde ise kuvvet – zaman grafiğindeki uyum neticesinde elde edilen bir veri olduğu için aynı uyum burada da gözlemlenmiştir. Kuvvet-zaman grafiğindeki zaman sapması 0,6m (3,43 m/s, 100,06 j) deki sapmaya göre daha fazladır. Enerji zaman grafiklerinde ise maksimum enerji seviyesine kadar bu sapma devam etmiş ancak enerji seviyeleri arasında fark gözlemlenmemiştir.

AA-1100 0,8m Kuvvet-Zaman Grafiği



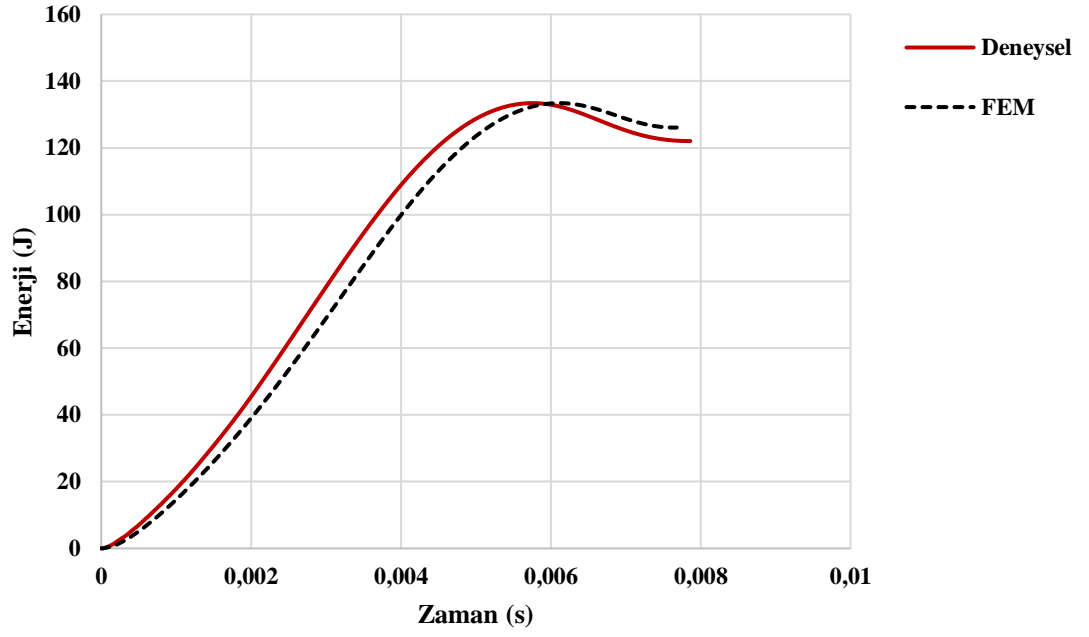
Şekil 4.51. AA-1100 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği

AA-1100 0,8m Kuvvet-Zaman Grafiği



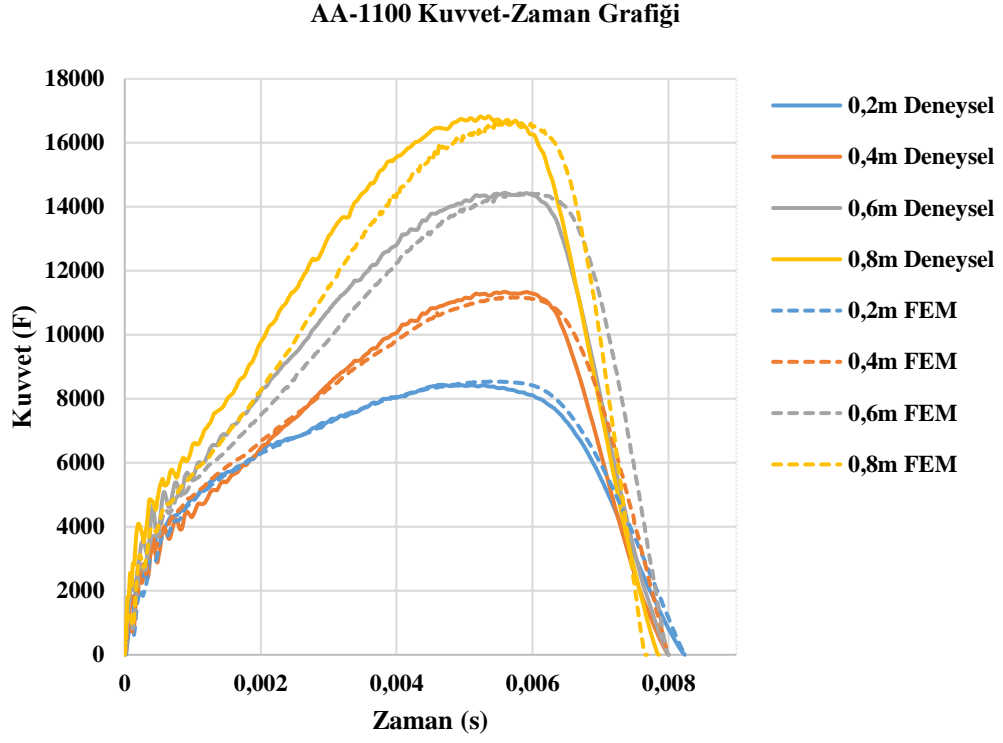
Şekil 4.52. AA-1100 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

AA-1100 0,8m Enerji-Zaman Grafiği

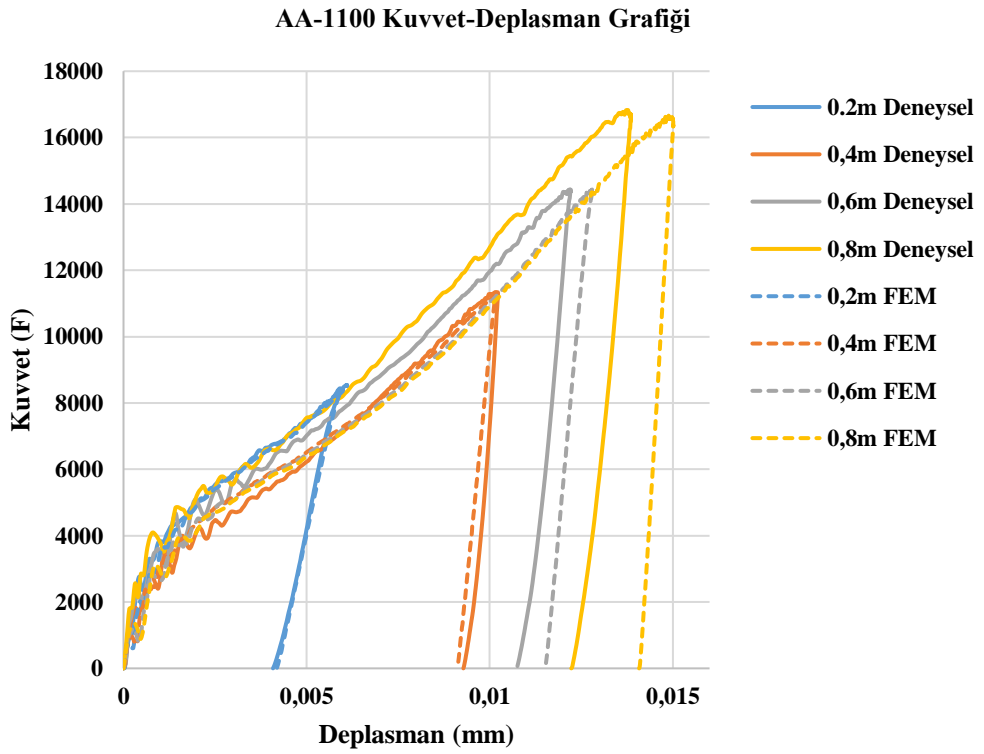
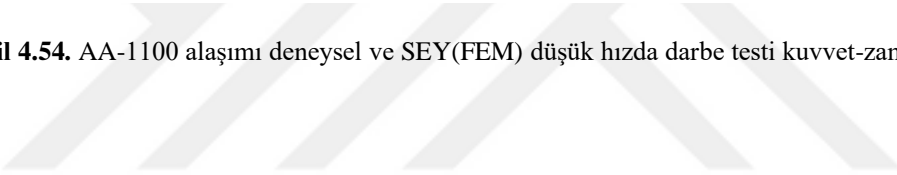


Şekil 4.53. AA-1100 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

Tüm enerji seviyeleri için kuvvet-zaman, kuvvet-deplasman ve enerji-zaman grafikleri sırasıyla şekil. 4.54., şekil 4.55. ve şekil 4.56. da verilmiştir.

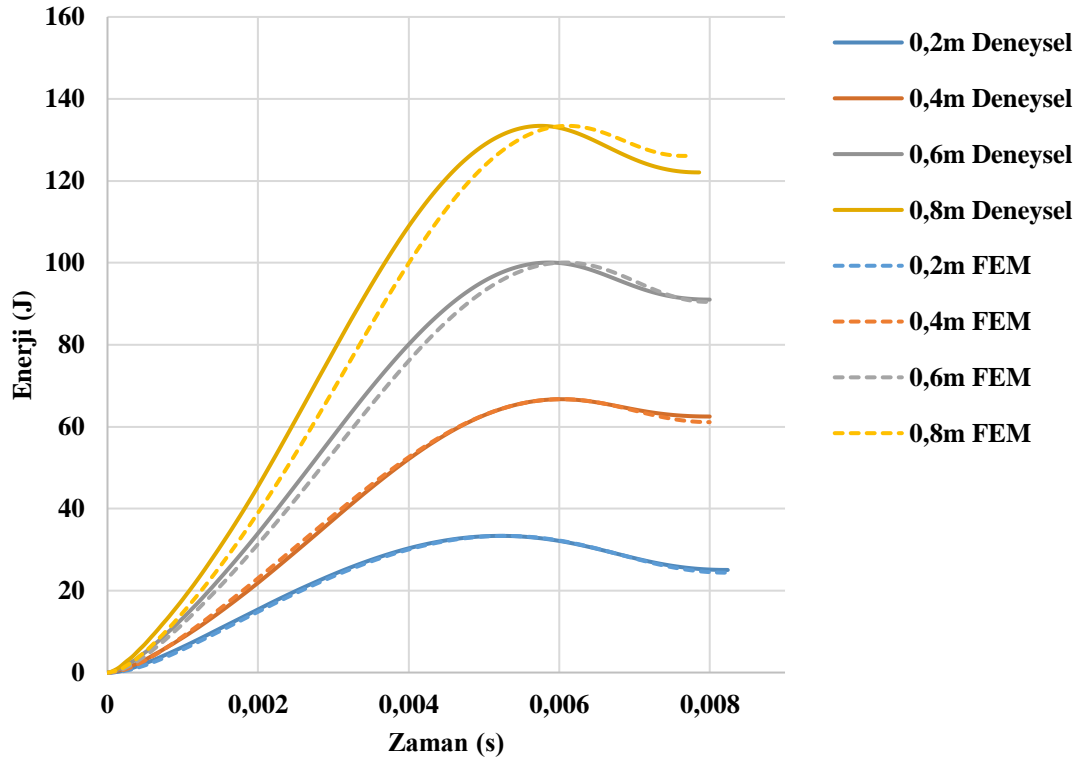


Şekil 4.54. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği



Şekil 4.55. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

AA-1100 Enerji-Zaman Grafiği

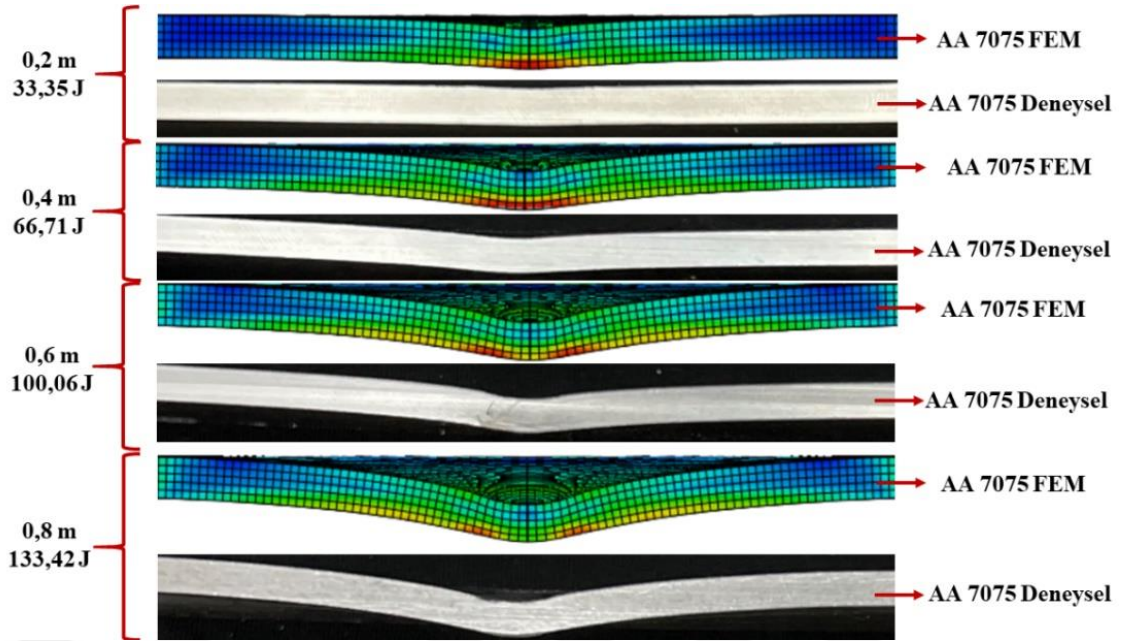


Şekil 4.56. AA-1100 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

AA-7075 alaşımı için yapılan düşük hızda darbe deneyi ve bu alaşım için hesaplanan nümerik sonuçlar şekil 4.57.de kesit görünümü olarak verilmiştir.

Darbe etkisi sonrası plastik bölge deformasyonlarının dinamik bir test olmasına karşın deneysel ve nümerik olarak birbirleri ile uyumlu olduğu, ancak darbe enerji seviyeleri arttıkça uyum miktarının azda olsa azaldığı gözlemlenmiştir.

AA-1100 alaşımından farklı olarak görsel bulgularda deneysel ve nümerik analiz sonuçlarına bakarak ilk etapta AA-7075 alaşımının AA-1100 alaşımı kadar yakın sonuçlar vermediği gözlemlenmiştir.

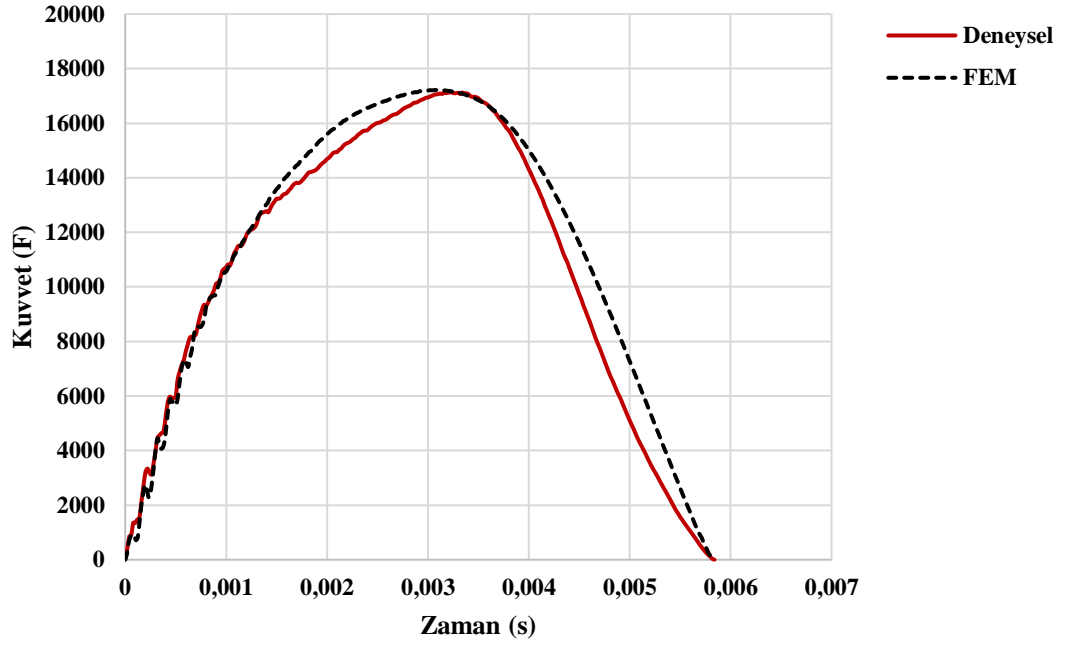


Şekil 4.57. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi görsel karşılaştırılması

AA-7075 alaşımı için 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği şekil 4.58. de kuvvet deplasman grafiği şekil 4.59. de ve enerji zaman grafiği ise şekil 4.60 de gösterilmiştir. Kuvvet zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde AA-7075 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gözlemlenmemiş olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak oldukça AA-1100 alaşımı kadar olmasa da oldukça uyumlu elde edilmiştir. Zaman aralığı olarak kuvvet-zaman grafiğinde 0,0014-0,003s aralıklarında grafik karakteristiği diğer zaman aralıklarına göre daha deneysel ve SEY(FEM) kıyaslamasında daha uyumsuz olarak gözlemlenmiştir. Kuvvetin maksimum olduğu zamandan darbe ilerlemesinin geri dönüşünde de (0,0035-0,0058 s) bu uyumsuzluk gözlemlenmiştir.

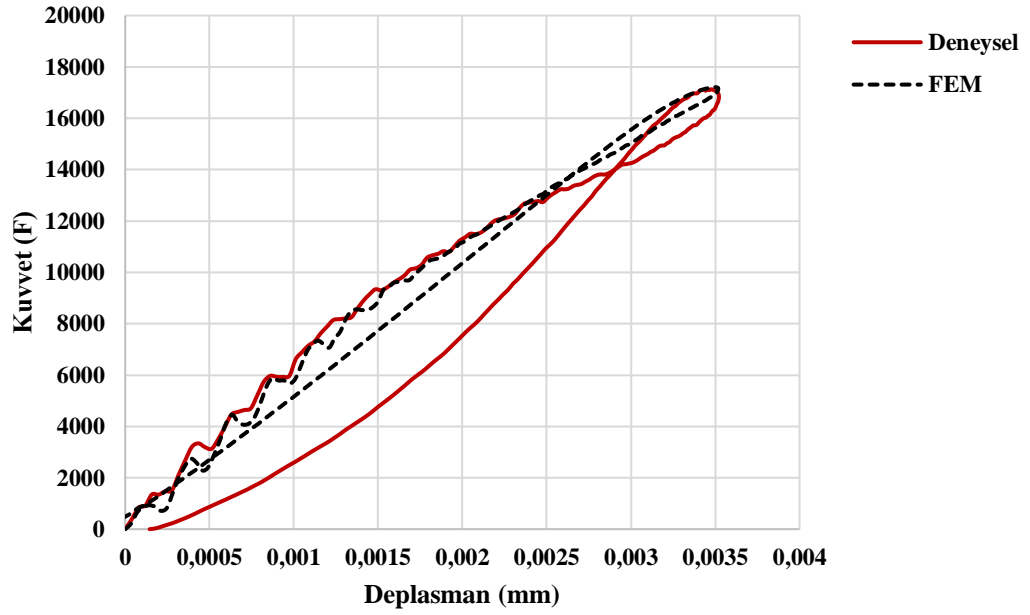
Kuvvet deplasman grafikleri incelendiğinde ise kuvvet – zaman grafiğindeki uyum neticesinde elde edilen bir veri olduğu için aynı uyum burada da gözlemlenmiştir. Özellikle 0-0,0025 m deplasman aralığında grafik karakteristikleri uyumludur. Kuvvet-zaman ve kuvvet deplasman grafiklerinin uyumu neticesinde enerji-zaman grafikleri de şekil 4.60. da gösterildiği gibi deneysel ve nümerik çalışmalar kıyaslandığında bu enerji seviyesi için uyumlu olarak bulunmuştur.

AA-7075 0,2m Kuvvet-Zaman Grafiği

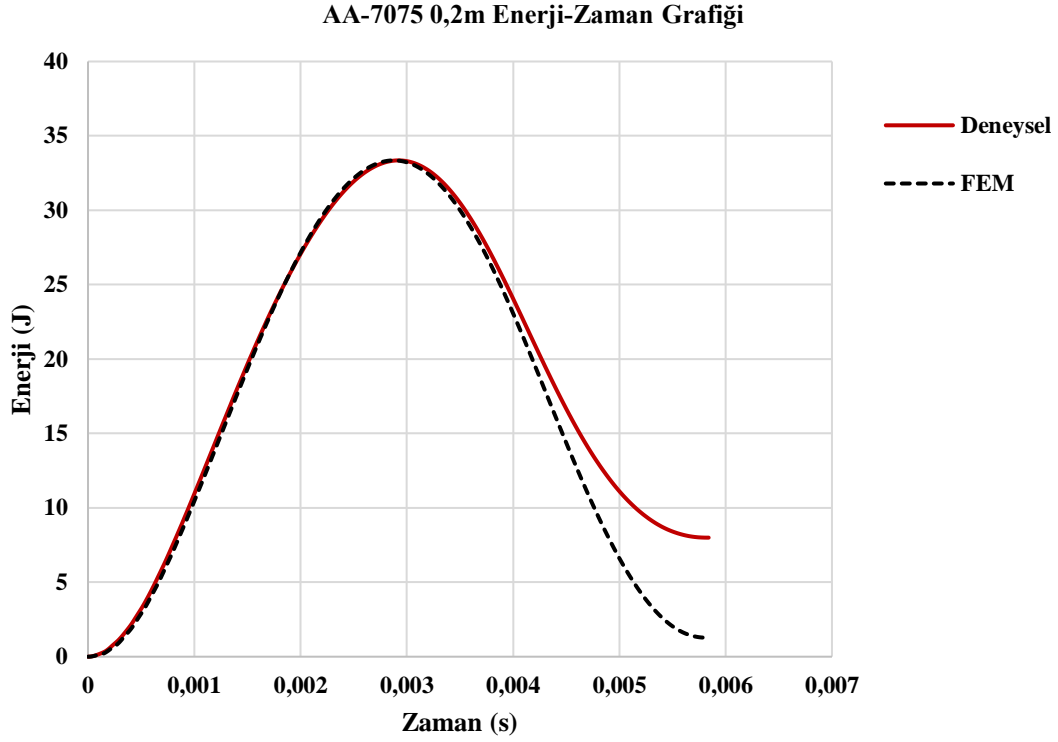


Şekil 4.58. AA-7075 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği

AA-7075 0,2m Kuvvet-Deplasman Grafiği

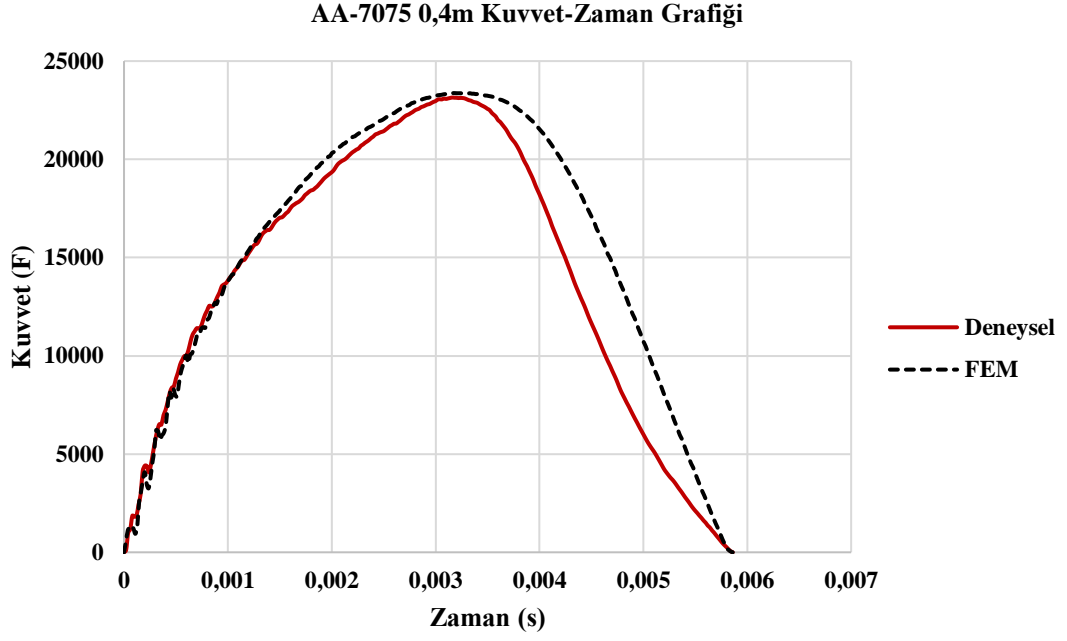


Şekil 4.59. AA-7075 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

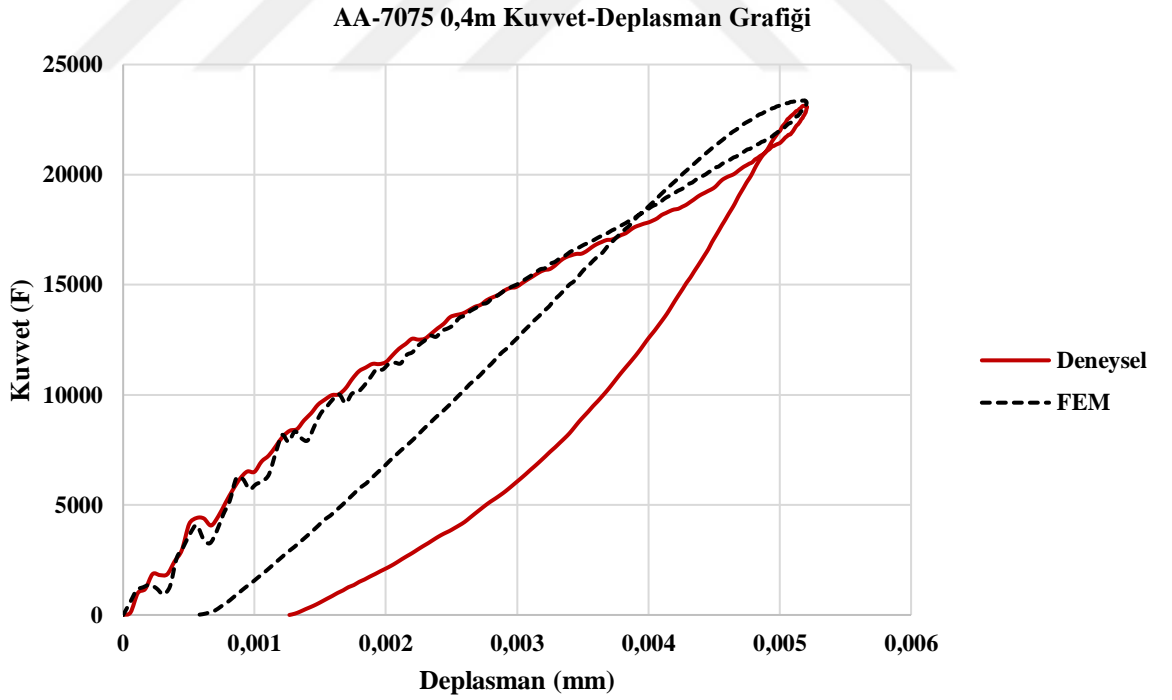


Şekil 4.60. AA-1100 alaşımı 0,2m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

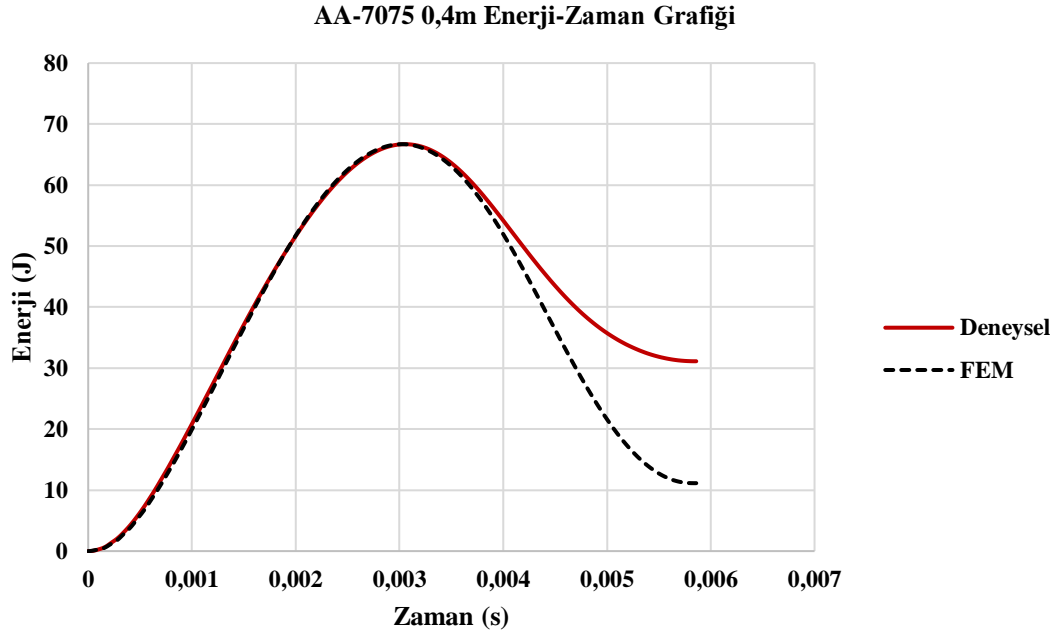
AA-7075 alaşımı için 0,4 m (2,80 m/s, 66,71 j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği şekil 4.61. de kuvvet deplasman grafiği şekil 4.62. de ve enerji zaman grafiği ise şekil 4.63. de gösterilmiştir. Kuvvet zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde AA-7075 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gözlemlenmemiş olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak 0,2 m (1,98 m/s, 33,35j) enerji seviyesi için elde edilen sonuçlara göre 0,0014-0,003s aralıklarında daha uyumlu olmasına karşın maksimum kuvvet değeri olarak SEY(FEM) hesaplaması çok küçük bir farkla daha yukarıda bulunmuştur. Kuvvet deplasman grafikleri incelendiğinde ise kuvvet – zaman grafiğindeki uyum neticesinde elde edilen bir veri olduğu için aynı uyum burada da gözlemlenmiştir.



Şekil 4.61. AA-7075 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği



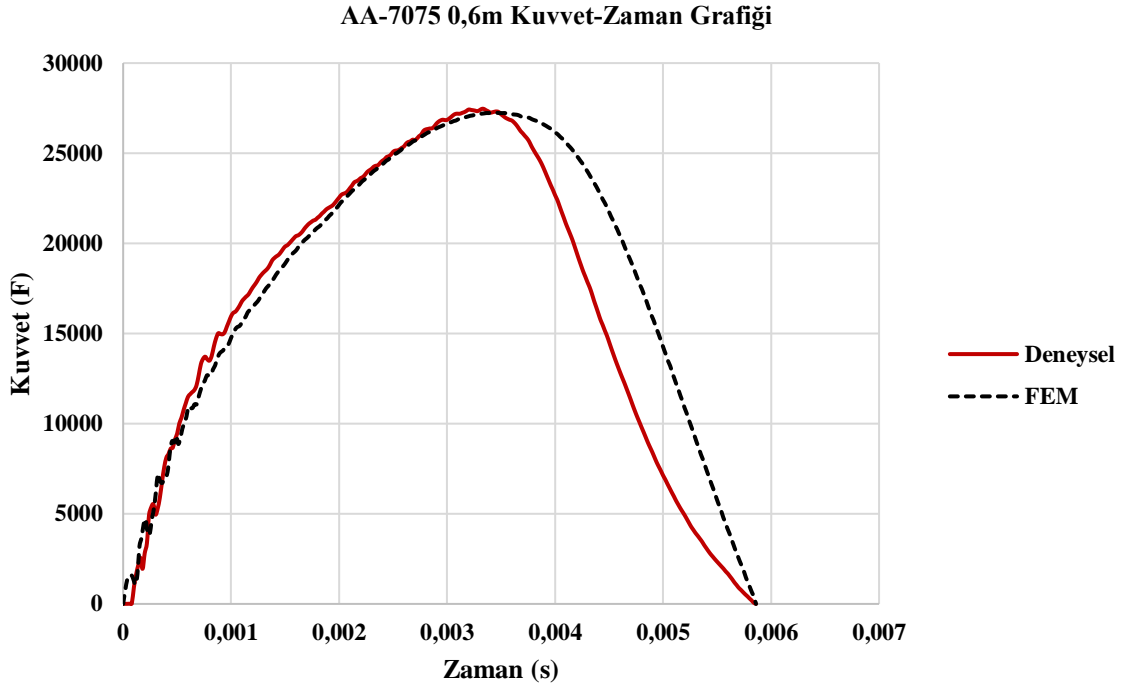
Şekil 4.62. AA-7075 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği



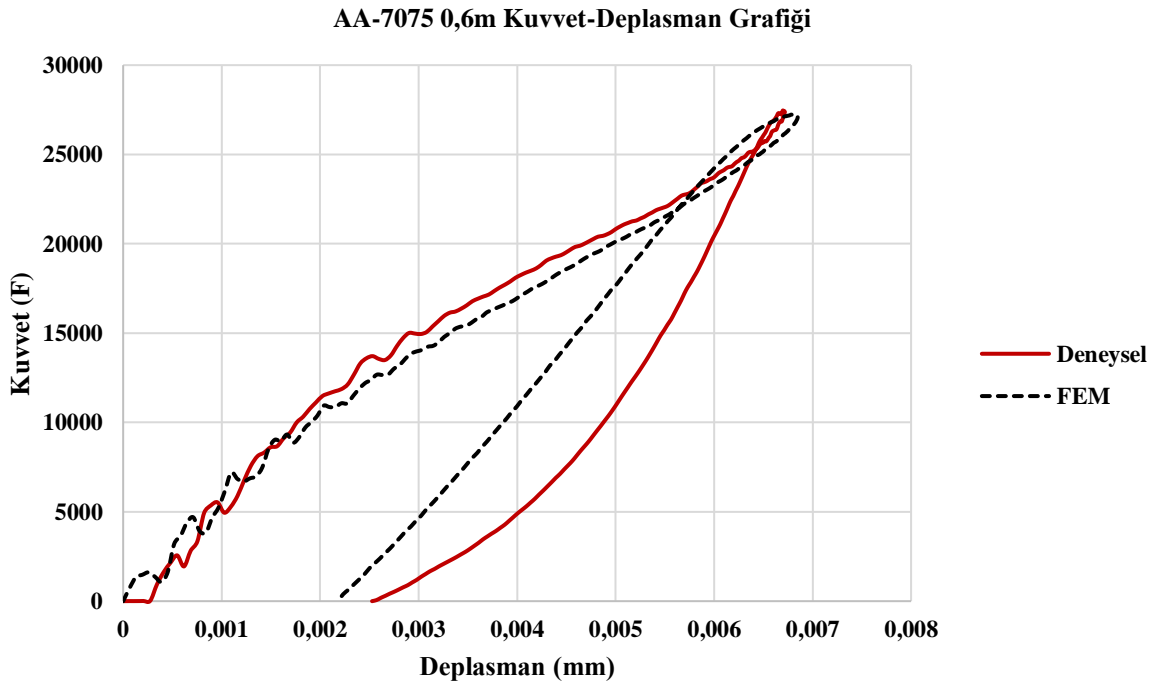
Şekil 4.63. AA-7075 alaşımı 0,4m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

AA-7075 alaşımı için 0,6 m (3,43 m/s, 100,06 j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği şekil 4.64. de kuvvet deplasman grafiği şekil 4.65. de ve enerji zaman grafiği ise şekil 4.66. de gösterilmiştir. Kuvvet zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde AA-7075 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gözlemlenmemiş olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak en uyumlu bu enerji seviyesinde elde edilmiştir.

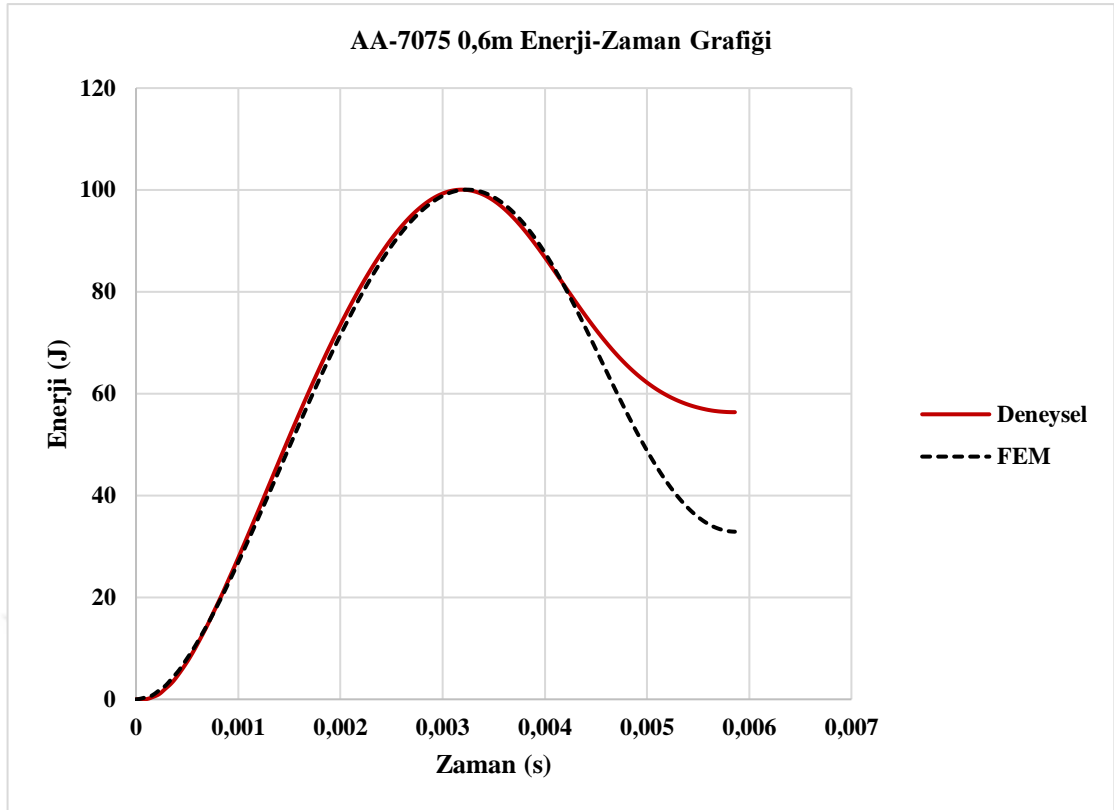
Kuvvet deplasman grafikleri incelendiğinde ise 0-0,0035s zaman aralığındaki kuvvet zaman grafiğindeki uyum neticesinde deneysel ve SEY(FEM) kıyaslaması diğer enerji seviyelerine göre daha uyumlu olarak hesaplanmış ve bulunmuştur.



Şekil 4.64. AA-7075 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği



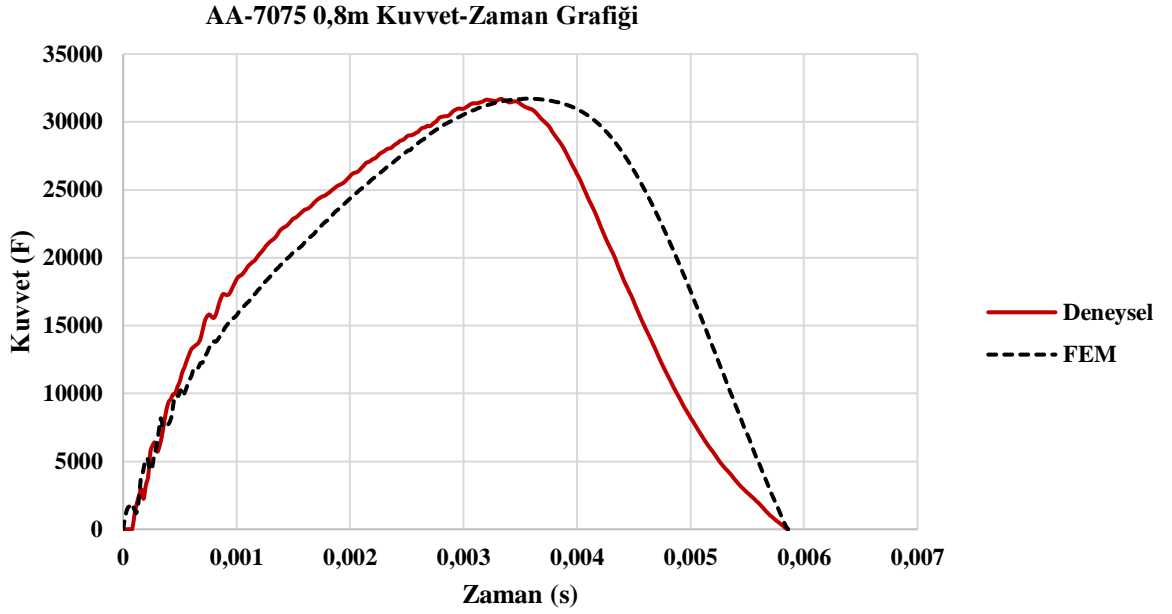
Şekil 4.65. AA-7075 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği



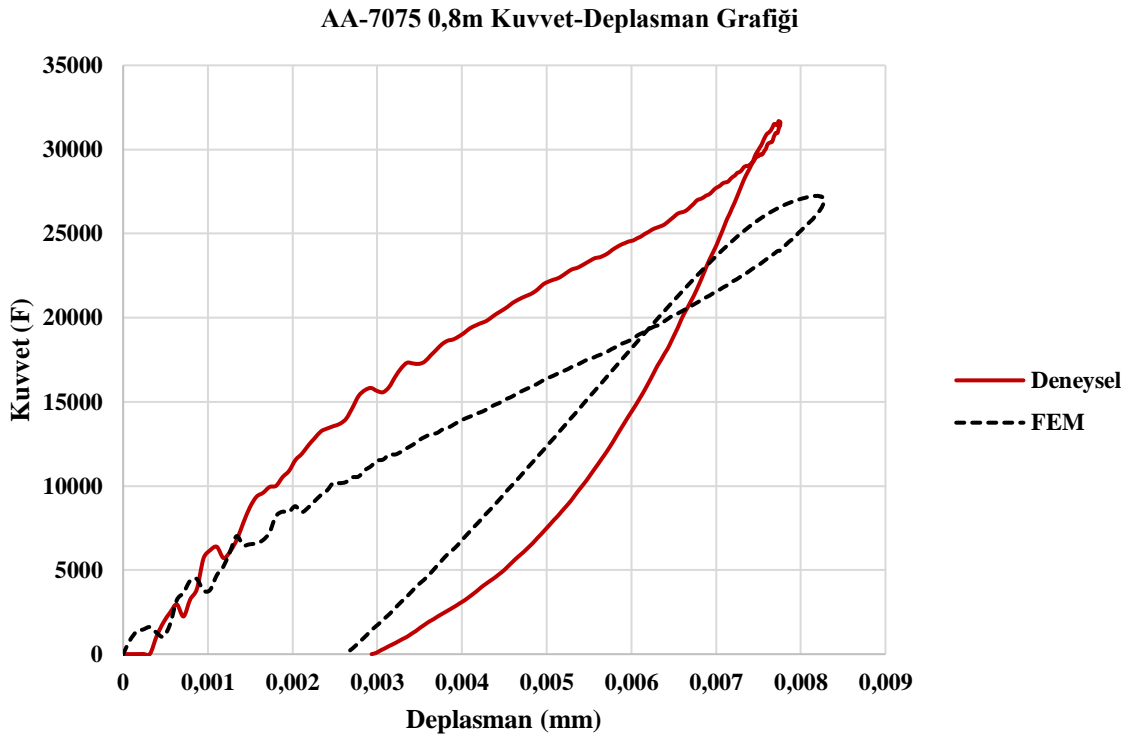
Şekil 4.66. AA-7075 alaşımı 0,6m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

AA-7075 alaşımı için 0,8 m (3,96 m/s, 133,42 j) enerji seviyesi için elde edilen kuvvet zaman grafiği şekil 4.67. de kuvvet deplasman grafiği şekil 4.68. de ve enerji zaman grafiği ise şekil 4.69. de gösterilmiştir. Kuvvet zaman grafiğini incelediğimizde bu enerji seviyesinde AA-7075 alaşımı için kırılma hasarı ya da penetrasyon gözlemlenmemiş olup bu enerji seviyesinde kuvvet-zaman grafikleri deneysel ve nümerik olarak maksimum kuvvet değerini doğru hesaplamış SEY(FEM) hesaplaması ve deneysel veriler uyumludur ancak 0,0009-0,003s zaman aralığı için kuvvet değerlerinde yine zaman sapması görülmüştür.

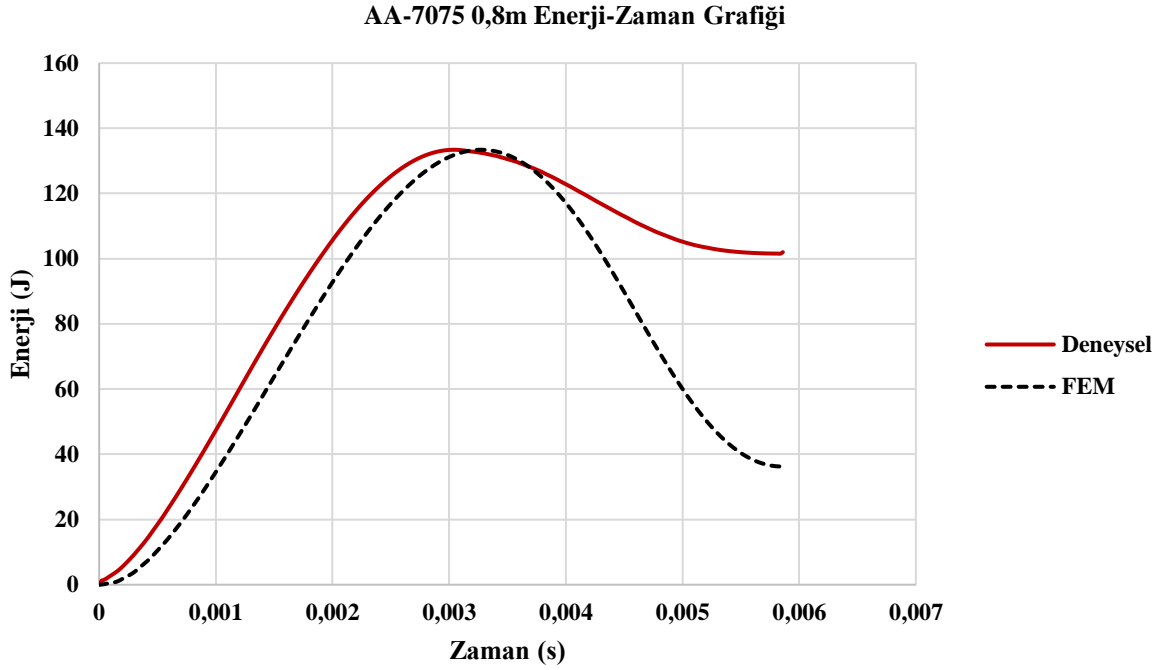
Kuvvet deplasman grafikleri incelendiğinde ise kuvvet – zaman grafiğindeki zaman sapmaları nedeniyle burada da gözlemlenmemiştir.



Şekil 4.67. AA-7075 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

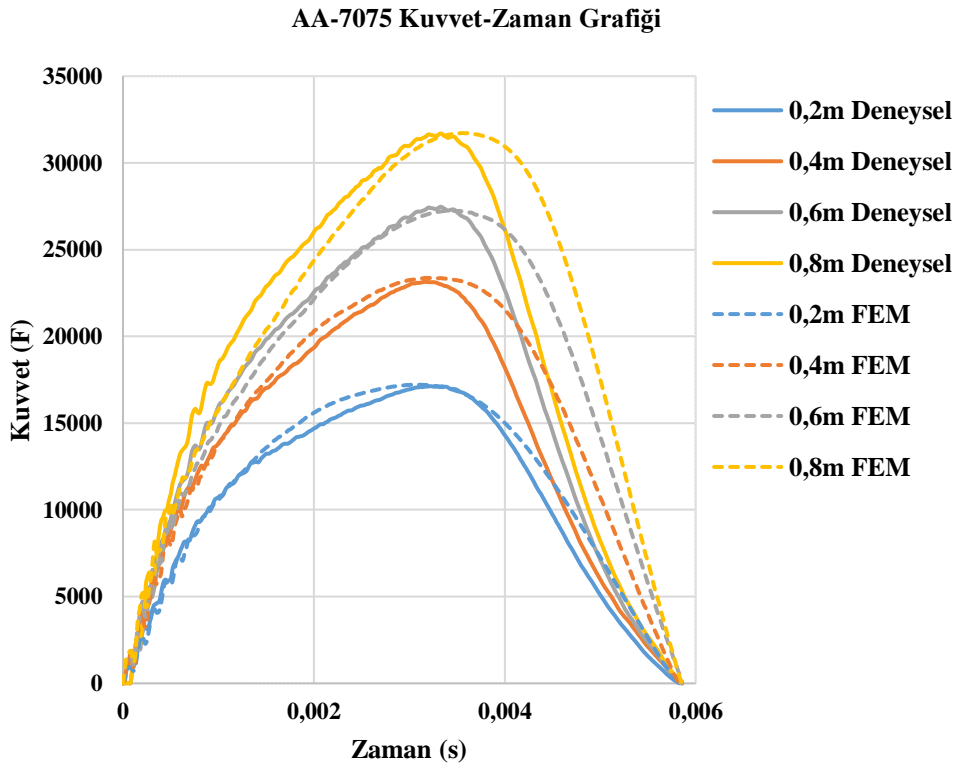


Şekil 4.68. AA-7075 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği



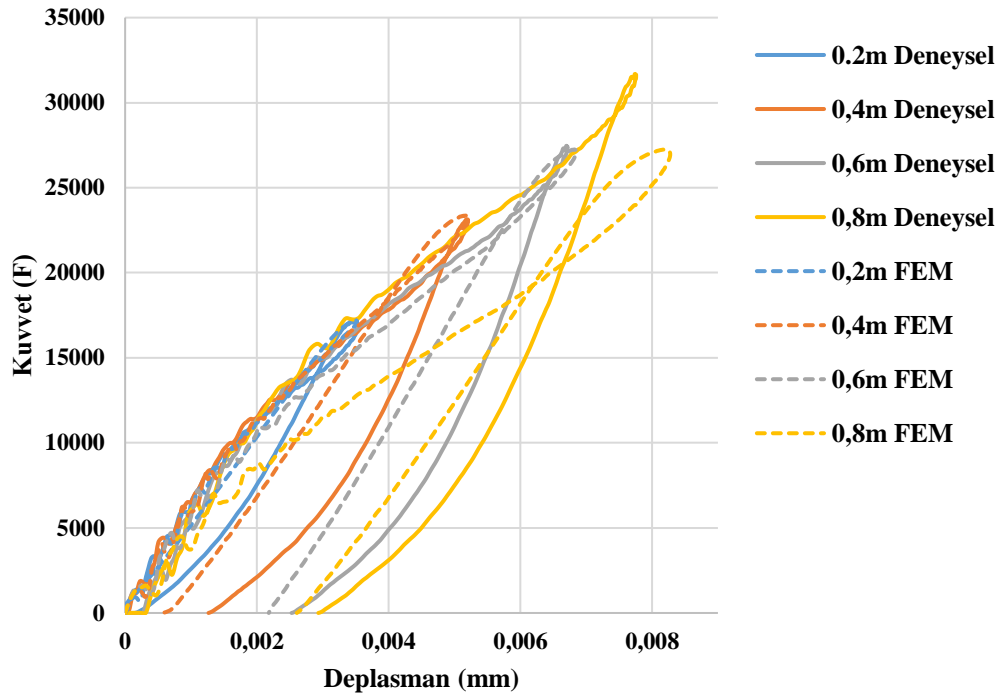
Şekil 4.69. AA-7075 alaşımı 0,8m yüksekli seviyesi için deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

Tüm enerji seviyeleri için kuvvet-zaman, kuvvet-deplasman ve enerji-zaman grafikleri sırasıyla şekil. 4.70., şekil 4.71. ve şekil 4.72. de verilmiştir.



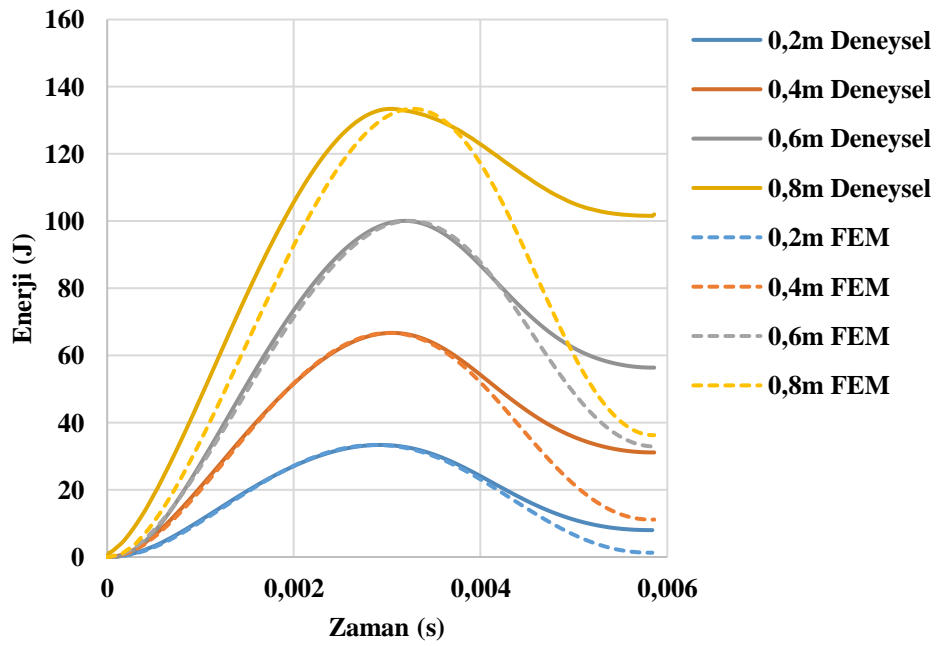
Şekil 4.70. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-zaman grafiği

AA-7075 Kuvvet-Deplasman Grafiği



Şekil 4.71. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi kuvvet-deplasman grafiği

AA-7075 Enerji-Zaman Grafiği



Şekil 4.72. AA-7075 alaşımı deneysel ve SEY(FEM) düşük hızda darbe testi enerji-zaman grafiği

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

5.1 Sonuçlar

- AA-1100 alaşımı için literatürde elastisite modülü 67000Mpa-71000Mpa arasında değişmektedir. Yapılan çekme testlerinde literatürden farklı olarak elastisite modülü AA-1100 alaşımı için 5200Mpa olarak bulunmuştur.
- Çekme testleri sonucunda AA-1100 ve AA-7075 alaşımları için J-C sabitleri literatürden farklı olarak bulunmuştur.
- Literatürde AA-1100 alaşımı için birim şekil değiştirme hassasiyeti olan C sabiti 0,001 bulunmasına karşın elde edilen deney sonuçlarında regresyon katsayıları 0,99 olarak hesaplanarak C sabiti 0,02 olarak bulunmuştur.
- Farklı hızlarda yapılan çelme testlerinde AA-1100 alaşımı çekme hızına karşı değişen maksimumu mukavemet değeri olan çekme mukavemeti değişimi AA-7075 alaşımına göre daha belirgin bir değişime girmiştir.
- AA-7075 alaşımı çekme testleri sonucunda boyun verme göstermezken AA-1100 alaşımı boyun verme durumunu çok belirgin bir şekilde göstermiştir.
- Deneysel ve nümerik sonuçların karşılaştırılmasında AA-1100 alaşımı ve AA-7075 alaşımı üç nokta eğme testlerinde birbirine çok yakın sonuçlar vermiştir. Bunun sebebi olarak ta bu alaşımların hesaplanan J-C model sabitlerinin 1s-1 de A, B ve en sabitlerinin hesaplanmış olması ve üç nokta eğme testinin ise dinamik değil yarı statik bir test olmasıdır.
- A, B ve n sabitleri hesaplanırken 1s-1 hızı için hesaplanmış ve aynı hızda deformasyon testi deneysel olarak yapılmıştır. Ancak nümerik analizde deformasyon hızı yerine EXPLICIT SOLVER da ilerleme tanımlanmamasına karşın deneysel ve nümerik sonuçlar birbirlerine çok yakın çıkmışlardır.
- Hesaplanan J-C model sabitleri ile yapılan düşük hızda darbe deneyi sonuçları ise AA-1100 alaşımı için dinamik davranış modellemesi olmasına karşın nümerik

hesaplama ile deney arasında birbirine çok yakın çıkmıştır. Grafiklerde ve görselde gösterilen bu durumlar da asıl şaşırtıcı olan grafik değerlerinden ziyade grafik karakteristikler ininde birbirlerine çok yakın davranışlar göstermesidir.

- Plastik bölge davranışı için hesaplanan bir diğer malzeme olan AA-7075 alaşımı için ise yine deneysel ve nümerik sonuçlar birbirlerine yakın çıkmıştır ancak AA-1100 alaşımı ile kıyaslandığında AA-7075 alaşımının nümerik sonuçlarla uyumu daha düşük çıkmıştır. Bu durumda J-C plastik malzeme model sabitlerinin alaşımsız saf sünek metallerde dinamik davranışı daha iyi tanımladığı ve alaşımlı malzemelere göre daha doğru yakınsama verdiği sonucuna ulaşılmıştır.
- Üç nokta eğme testleri ile görsel olarak verilen global bending bölgeleri için J-C malzeme modeli doğru bir şekilde tanımlanmış ve nümerik sonuçlar ile yüksek oranda benzerlik göstermiştir.
- Dinamik bir test olan düşük hızda darbe testleri için ise global bending ve lokal bending bu çalışmada beraber incelendiğinde AA-1100 alaşımı için hem lokal hemde global bending deformasyonları nümerik hesaplama için oldukça uyumlu olmasına karşın AA-7075 alaşımında global bending deformasyonu nümerik hesaplama ile çok uyumlu olmasına karşın lokal bending gerinim sertleşme bölgesinde AA-1100 alaşımına göre daha az uyumlu çıkmıştır.

5.2 Öneriler

- Bu çalışmada sıcaklık sabit tutularak oda sıcaklığı koşullarında deneyler gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmaya ek olarak J-C sabitlerinde sıcaklık üsteli olan m sabiti farklı sıcaklıklarda çekme testleri yapılarak bulunabilir.
- Sıcaklıkla ilgili farklı sıcaklık ve sabit enerji seviyelerinde m sabiti bulunduktan sonra üç nokta eğme testleri ve düşük hızda darbe testleri yapılarak deneysel ve nümerik olarak sıcaklık parametresi ile ilgili AA-1100 ve AA-7075 alaşımları için deneysel ve nümerik sonuçlar karşılaştırılabilir.

- AA 2XXX, AA3XXX, AA4XXX, AA5XXX ve AA6XXX alaşımları için de J-C model sabitleri hesaplanarak bu çalışmada statik ve dinamik davranışlarının deneysel ve nümerik olarak kıyaslandığında mekanik davranışı incelenebilir.
- Saf olarak kabul AA-1100 alaşımı haricindeki diğer metaller için de bu sabitler bulunarak deneysel ve nümerik olarak kıyaslamaları yapılabilir.



6. KAYNAKLAR

- Abotula, S., Shukla, A., and Chona, R., 2011, "Dynamic Constitutive Behavior of Hastelloy X under Thermo-Mechanical Loading" *J. Mater. Sci.* 46(14), pp. 4971-4979.
- Armstrong R. and Zerilli, F., 1994, Dislocation mechanics aspects of plastic instability and shear banding, *Mechanics of Materials*, vol. 17, no. 2, 319–327.
- Abed F. H. and Voyiadjis, G., 2005, A consistent modified zerilli-armstrong flow stress model for bcc and fcc metals for elevated temperatures, *Acta Mechanica*, vol. 175, no. 1 (4), 1–18.
- A. Dean, R. Rolfes, FE modeling and simulation framework for the forming of hybrid metal-composites clinching joints, *Thin-Walled Struct.* 133 (2018) 134–140, <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.09.034>.
- A. Dean, S. Sahraee, J. Reinoso, R. Rolfes, Finite deformation model for short fiber reinforced composites: Application to hybrid metal-composite clinching joints, *Compos. Struct.* 151 (2016) 162–171, <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.02.045>.
- A. Suarez, F. Veiga, L.N.L. de Lacalle, R. Polvorosa, S. Lutze, A. Wretland, Effects of ultrasonics-assisted face milling on surface integrity and fatigue life of NiAlloy 718, *J. Mater. Eng. Perform.* 25 (11) (2016) 5076e5086.
- B. Azarhoushang, J. Akbari, Ultrasonic-assisted drilling of inconel 738-LC, *Int. J. Mach. Tool Manufact.* 47 (7e8) (2007) 1027e1033.
- Børvik T, Hopperstad OS, Pedersen KO. Quasi-brittle fracture during structural impact of AA7075-T651 aluminium plates. *Int J Impact Eng* 2010; 37:537–51.
- Børvik T, Olovsson L, Hanssen AG, Dharmasena KP, Hansson H, Wadley HNG. A discrete particle approach to simulate the combined effect of blast and sand impact loading of steel plates. *J Mech Phys Solids* 2011;59(5):940–58. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2011.03.004>.
- C. Zhang, W. Cong, P. Feng, Z. Pei, Rotary ultrasonic machining of optical K9 glass using compressed air as coolant: a feasibility study, *Proc. IME B J. Eng. Manufact.* 228 (4) (2014) 504e514.
- Cook, W.H. and Johnson, G.R., 1983, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, *In Proceedings of the seventh International symposium on Ballistic*, Washington DC, USA: American Defence Preparedness Association, 541–547.
- Chiou S.T., Cheng W.C. and Lee W.S., 2005, Strain rate effects on the mechanical properties of a Fe–Mn–Al alloy under dynamic impact deformations, *Materials Science and Engineering A*, vol. 392(1): 156–162.

- Cai J., Li F.G., Liu T.Y., Chen B., H.M. Constitutive equations for elevated temperature flow stress of Ti–6Al–4V alloy considering the effect of strain [J]. *Materials & Design*, 2011, 32(3): 1144–1151.
- C. Zhang, G. Huang, Y. Cao, Y. Zhu, W. Li, X. Wang, Q. Liu, Microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welded AA2024-7075 joints: Influence of joining material direction, *Mater. Sci. Eng. A*. 766 (2019) 138368, <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.138368>.
- Chen Y., Clausen A.H., Hopperstad O.S., Langseth M., 2009, Stress–strain behaviour of aluminium alloys at a wide range of strain rates, *Int J Solids Struct*, vol. 46, 3825–3835.
- Chung Kim Yuen S, Nurick GN, Langdon GS, Iyer Y. Deformation of thin plates subjected to impulsive load: Part III – an update 25 years on. *Int J Impact Eng* 2017; 107:108–17. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.06.010>.
- Chung Kim Yuen S., Langdon G.S., Nurick G.N., Pickering E.G. and Balden V.H., 2012, Response of V-shape plates to localised blast load: Experiments and numerical simulation, *Int Journal Impact Eng*, vol.46, 97–109. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2012.02.007>.
- Chi Y., Langdon G.S., Nurick G.N., 2010, The influence of core height and face plate thickness on the response of honeycomb sandwich panels subjected to blast loading, *Mater. Des*, vol. 31, no. 4, 1887–99. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.10.058>.
- Dehgolan, R.F., Behzadi, M. and Sola, J. F., 2016, Obtaining Constants o J-C Material Model Using a Combined Experimental, Numerical Simulation and Optimization Method, *World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Mechanical, Aerospace, Industrial, Mechatronic and Manufacturing Engineering*, vol.10, no:9.
- Das S, Graziano D, Upadhyayula VKK, Masanet E, Riddle M, Cresko J. Vehicle lightweighting energy use impacts in U.S. light-duty vehicle fleet. *Sustain Mater Tech* 2016; 8:5–13.
- D.C. Chen, C.S. You, F.Y. Gao, Analysis and experiment of 7075 aluminum alloy tensile test, *Proc. Eng.* 81 (2014) 1252–1258, <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.106>.
- Dharmasena K.P., Wadley H.N.G, Xue Z., Hutchinson J.W., 2008, Mechanical response of metallic honeycomb sandwich panel structures to high-intensity dynamic loading, *Int Journal, Impact Eng*, vol. 35(9), 1063–74. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2007.06.008>.
- F. Lambiase, A. Di Ilio, Finite Element Analysis of Material Flow in Mechanical Clinching with Extensible Dies, *J. Mater. Eng. Perform.* 22 (6) (2013) 1629–1636, <https://doi.org/10.1007/s11665-012-0451-5>.

- F. Lambiase, A. Di Ilio, Joining Aluminum with Titanium alloy sheets by mechanical clinching, *J. Manuf. Process.* 35 (2018) 457–465, <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.09.001>.
- F.L. Liu, X.C. He, L. Zhao, A Performance Study of Clinched Joints with Different Material, *Adv. Mater. Res.* 887–888 (2014) 1265–1268, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.887-888.1265>.
- Furqan A., Santosa S.P., Putra A.S., Widagdo D., Gunawan L., Arifurrahman F., 2017, Blast impact analysis of stiffened and curved panel structures, *Procedia Eng*, vol.173, 487–94. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.12.070>.
- Gordon R.J. and William H.C., 1985, Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures and Pressures, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 21, No.I, 31-48.
- G. Urbikain, J.M. Perez, L.N. Lopez de Lacalle, A. Andueza, Combination of friction drilling and form tapping processes on dissimilar materials for making nutless joints, *Proc. IME B J. Eng. Manufact.* 232 (6) (2018) 1007e1020, <https://doi.org/10.1177/F0954405416661002>.
- Gupta A.K., Anrudh V.K., Singh S.K., 2013, Constitutive models to predict flow stress in austenitic stainless steel 316 at elevated temperatures, *Materials & Design*, vol. 43, 410–418.
- Goel M.D., Matsagar V.A. and Gupta A.K., 2015, Blast resistance of stiffened sandwich panels with aluminum cenosphere syntactic foam, *Int. Journal Impact Eng*, vol. 77, 134–46. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.11.017>.
- Gao C., and Zhang, L., 2012, Constitutive modelling of plasticity of fcc metals under extremely high strain rates, *International Journal of Plasticity*, vol. 32, 121–133.
- Guruprasad S., Mukherjee A., 2000, Layered sacrificial claddings under blast loading Part II experimental studies, *Int J Impact Eng*, vol. 24(9), 957–973. [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(00\)00005-1](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(00)00005-1).
- Gama B.A. et al., 2001, Aluminum foam integral armor: a new dimension in armor design. *Compos Struct*, vol. 52, (3–4), 381–95. [https://doi.org/10.1016/S0263-8223\(01\)00029-0](https://doi.org/10.1016/S0263-8223(01)00029-0).
- Hamed K.F., Mostafa K. and Shahab Z., 2017, Determination of Johnson–Cook Plasticity Model Parameters for Inconel 718, *Journal of Materials Engineering and Performance*, October.
- Huakun D., Shuaishuai Y., Guangyao L., Xu Z., Junjia C., 2020, Novel method for testing the high strain rate tensile behavior of aluminum Alloys, *Journal of Materials Processing Tech.*, Vol.280, 116-601.

- Hanssen A.G., Enstock L., Langseth M., 2002, Close-range blast loading of aluminium foam panels, *Int J Impact Eng*, vol. 27 (6), 593–618. [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(01\)00155-5](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(01)00155-5).
- Hassan M.Z., Guan Z.W., Cantwell W.J., Langdon G.S., Nurick G.N., 2012, The influence of core density on the blast resistance of foam-based sandwich structures, *Int Journal Impact Eng*, 50, 9–16. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2012.06.009>.
- Huh, H., Lee, H. and Song, J., 2012, Dynamic hardening equation of the auto-body steel sheet with the variation of temperature, *International Journal of Automotive Technology*, vol. 13, no. 1, 43–60.
- Hershey A.V., 1954, The plasticity of an isotropic aggregate of anisotropic face centered cubic crystals, *Journal Application Mechanics*, vol. 21, 241–249.
- Hazrati B., Saeimi Sadigh M.A., 2016, Failure simulation in the reinforced V-shape plates subjected to localized blast loading, *Journal Fail Anal Prev*, vol. 16(4), 683–93. <https://doi.org/10.1007/s11668-016-0146-6>.
- Hafizi M.N., Risby M.S., Umar S.T., Sohaimi A.S.M., Khalis S. and Tan K.S., 2018, Experimental and numerical investigation of v-shape plates subjected to blast loadings, *J Fundam Appl Sci*, vol. 9(3S), 210. <https://doi.org/10.4314/jfas.v9i3s.18>.
- Holmquist, T. and Johnson, R., 1991, Determination of constants and comparison for various constitutive models", *Journal of Physics*, vol. 4 (1), 853–860.
- Iqbal S.A., Chandel D. and Gupta, K., 2017, Study of the constitutive behavior of 7075 - T651 aluminum alloy, *International Journal of Impact Engineering*, vol. 108, 171–190.
- Iqbal, M. Rai, S. Sadique, M. and Bhargava, P., 2012, Numerical simulation of aircraft crash on nuclear containment structure, *Nuclear Engineering and Design*, vol. 243, 321–335.
- Jiang L., Fuguo L., Jun C., Ruiting W., Zhanwei Y., Guoliang J., 2013, Comparative investigation on the modified Zerilli–Armstrong model and Arrhenius-type model to predict the elevated-temperature flow behaviour of 7050 Aluminium Alloy, *Computational Materials Science*, vol.71, 56–65.
- Johnson, G.R., Cook, W.H., 1985, Çeşitli gerinimlere, gerinim hızlarına, sıcaklıklara ve basınçlara maruz kalan üç metalin kırılma özellikleri, *Mühendislik Kırılma Mekaniği*, vol. 21(1), 31.
- Jing L., Wang Z. and Zhao L., 2013, Dynamic response of cylindrical sandwich shells with metallic foam cores under blast loading Numerical simulations, *Compos Struct*, vol. 99, 213–23. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2012.12.013>.
- Jing L., Wang Z., Shim V.P.W. and Zhao L., 2014, An experimental study of the dynamic response of cylindrical sandwich shells with metallic foam cores subjected to blast

- loading. *Int J Impact Eng*, vol. 71, 60–72. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.03.009>.
- Johnson, G.R; Cook, W. H., 1983, A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures, *Proceedings 7th International Symposium On Ballistics*, 541–547.
- Johnson G. R. and Cook, W. H., 1983, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, *In Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, The Netherlands, vol.21, 541–547.
- Johnson G.R. and Cook, W.H., 1985, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Engineering fracture Mechanics*, vol. 21, no. 1, 31–48.
- Jaspers S. and Dautzenberg, J., 2002, Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 122, no. 2, 322–330.
- Jutras, M., 2008, Improvement of The characterisation Method of The Johnson–Cook Model, Master of Science Thesis, Faculte Des Sciences Et De Genie Universite Laval Quebec, Laval.
- Jurczak W, Kyzoil L. Dynamic properties of 7000–series aluminum alloys at large strain rates. *Polish Maritime Res* 2012;19(1(72)):38–43. <https://doi.org/10.2478/v10012-012-0005-7>.
- Khaire, N., Tiwari, G., Gurusankar A., 2020, Numerical Study of Energy Absorption Behaviour of Thin Aluminium Hemispherical Shell against Projectile Impact, *Materials Today: Proceedings*, vol. 21, 1958–1963.
- Krzyształa E, Męzyk A, Kciuk S. Minimisation of the explosion shock wave load onto the occupants inside the vehicle during trinitrotoluene charge blast. *Int J Inj Contr Saf Promot* 2016; 23:170–8. <https://doi.org/10.1080/17457300.2014.966118>.
- Khan A. S. and Liang, R., 1999, Behaviors of three bcc metal over a wide range of strain rates and temperatures: experiments and modeling, *International Journal of Plasticity*, vol. 15, no. 10, 1089–1109.
- Khan A. S. and Liang, R., 2000, Behaviors of three bcc metals during non-proportional multi-axial loadings: experiments and modeling, *International journal of plasticity*, vol. 16, no. 12, 1443–1458.
- Kong Y.H, Chang P.P, Li Q., Xie L.X., Zhu S.G. Hot deformation characteristics and processing map of nickel-based c276 superalloy [J]. *Journal of Alloys & Compounds*, 2015, 622: 738–744.
- Kim J.B. and Shin, H., 2009, Comparison of plasticity models for tantalum and a modification of the ptw model for wide ranges of strain, strain rate, and temperature, *International Journal of Impact Engineering*, vol. 36, no. 5, 746–753.

- Lin, Y.C. , Chen, X.M. and Lin, N.G., 2010, A modified J-C model for tensile behaviors of typical high-strength alloy steel, *Mater. Sci. Eng. A*. vol. 527, 6980–6986.
- Ling Y.Q., Gang F., Pan Z. and Qian W., 2015, Experimental and numerical investigations into the ductile fracture during the forming of flat-rolled 5083-O aluminum alloy sheet, *Journal of Materials Processing Technology*, 220, 264–275.
- Limbadiya, K., Toshniwal, K., Suresh, K., Gupta, A.K., Kutumbaraoc, V. Ramd, M. Ravindran, M. Kalyankrishnan G. and Singha, S.K., 2018, Stress Variation of Zircaloy-4 and Johnson Cook Model for rolled sheets, *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, 3793–3801.
- Lin Y.C., Chen X.M., Liu G., 2010, A modified Johnson–Cook model for tensile behaviors of typical high-strength alloy steel, *Materials Science and Engineering A*, vol. 527(26), 6980–6986.
- Lee W.S., Liu C.Y., 2006, The effects of temperature and strain rate on the dynamic flow behaviour of different steels, *Materials Science and Engineering A*, vol. 426(1), 101–113.
- Lin Y.C., Chen M.S., Zhong J. Constitutive modeling for elevated temperature flow behavior of 42CrMo steel [J]. *Computational Materials Science*, 2008, 42(3): 470–477.
- Li J., Li F.G., Cai J., Wang R.T., Yuan Z.W., Xue F.M. Flow behavior modeling of the 7050 aluminum alloy at elevated temperatures considering the compensation of strain [J]. *Materials & Design*, 2012, 42: 369–377.
- Lu Y.L. et. al. Hot deformation behavior of Hastelloy C276 superalloy [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2012, 22(S1): s84–s88.
- L. Kaďeak, E. Spiďak, R. Kubík, J. Mucha, Finite Element Calculation of Clinching with Rigid Die of Three Steel Sheets, *Strength Mater.* 49 (4) (2017) 488–499, <https://doi.org/10.1007/s11223-017-9892-2>.
- Li J.F., Zhang W., Zhang J.X., Li H.M., Xu Z.L. and Qin Q.H., 2021, Resistance of lattice core sandwich cylinders to internal blast loading. *Lecture Notes Civil Eng.* vol. 101, 709–17.
- Liu H., Cao Z.K., Yao G.C., Luo H.J. and Zu G.Y., 2013, Performance of aluminum foam–steel panel sandwich composites subjected to blast loading. *Mater Des.* vol. 47, 483–488. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2012.12.003>.
- Langdon G.S., Lee W.C., Louca L.A., 2015, The influence of material type on the response of plates to air-blast loading, *Int Journal Impact Eng.* vol.78, 150–60. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.12.008>.

- Liang R. and Khan, A.S., 1999, A critical review of experimental results and constitutive models for bcc and fcc metals over a wide range of strain rates and temperatures, *International Journal of Plasticity*, vol. 15, no. 9, 963–980.
- Lee, H. J., Song, J. H. and Huh, H., 2006, Dynamic tensile tests of auto-body steel sheets with the variation of temperature,” in Solid State Phenomena, *Trans Tech. Publication*, vol. 116, 259–262.
- Miller WS, Zhuang L, Bottema J, Wittebrood AJ, De Smet P, Haszler A, Vierendege A. Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. *Mater Sci Eng A* 2000; 280:37–49.
- M. Tisza, I. Czinege, Comparative study of the application of steels and aluminium in lightweight production of automotive parts, *Int. J. Light. Mater. Manuf.* 1 (4) (2018) 229–238, <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2018.09.001>.
- M.K. Sabra Atia, M.K. Jain, Die-less clinching process and joint strength of AA7075 aluminum joints, *Thin-Walled Struct.* 120 (2017) 421–431, <https://doi.org/10.1016/j.tws.2017.06.021>.
- M.K.S. Atia, M.K. Jain, Finite element analysis of material flow in die-less clinching process and joint strength assessment, *Thin-Walled Struct.* 127 (2018), 500–515, <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.03.001>.
- Mori K, Abe Y, Kato T, Mori K, Abe Y, Kato T. Mechanism of superiority of fatigue strength for aluminium alloy sheets joined by mechanical clinching and self-pierce riveting. *J Mater Process Tech* 2012; 212:1900–5.
- M. Razfar, P. Sarvi, M.A. Zarchi, Experimental investigation of the surface roughness in ultrasonic-assisted milling, *Proc. IME B J. Eng. Manufact.* 225 (9) (2011) 1615e1620.
- M. Baraheni, S. Amini, Feasibility study of delamination in rotary ultrasonic assisted drilling of glass fiber reinforced plastics, *J. Reinforc. Plast. Compos.* 37 (1) (2018) 3e12.
- NATO, “STANAG 4569 (Edition 2) -Protection levels for occupants of armoured vehicles,” 2012.
- Nurick GN, Martin JB. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading-A review. Part I: Theoretical considerations. *Int J Impact Eng* 1989;8(2):159–70. [https://doi.org/10.1016/0734-743X\(89\)90014-6](https://doi.org/10.1016/0734-743X(89)90014-6).
- Nurick GN, Martin JB. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading A review, Part II- Experimental results. *Int J Impact Eng* 1989;8(2):171–86. [https://doi.org/10.1016/0734-743X\(89\)90014-6](https://doi.org/10.1016/0734-743X(89)90014-6).
- Nikolaos E., Karkalosa, A. and Markopoulos, P., 2017, Determination of Johnson-Cook material model parameters by an optimization approach using the fireworks algorithm, *Procedia Manufacturing*, 00, 000–000

- Panov, V., 2006, Modelling of behaviour of metals at high strain rates [PhD Thesis], Cranfield University, Cranfield, UK.
- Prillhofer R, Rank G, Berneder J, Antrekowitsch H, Uggowitz PJ, Pogatscher S. Property criteria for automotive Al-Mg-Si sheet alloys. *Mater J* 2014; 7:5047–68. <https://doi.org/10.3390/ma7075047>.
- Paykani A., Khosravi M.I., Saeimi-Sadigh M.A. and Mahmoodi-Kaleibar M., 2013, Dynamic analysis and design of V-shape plates under blast loading, *Journal Vibroeng*, 15 (2).
- Pratomo A.N., Santosa S.P., Gunawan L., Widagdo D., Putra I.S., 2020, Numerical study and experimental validation of blastworthy structure using aluminum foam sandwich subjected to fragmented 8 kg TNT blast loading, *Int J Impact Eng*, vol. 146(10). <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2020.103699>.
- Park J., Choi H.J., 2015, Experiments and numerical analyses of HB400 and aluminum foam sandwich structure under landmine explosion, *Compos Struct*, vol. 134, 726–739. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.08.133>.
- Pratomo, A.N., Santosa, S.P., Gunawan, L., Widagdo, D., Putra, I.S., 2021, Design optimization and structural integrity simulation of aluminum foam sandwich construction for armored vehicle protection, *Composite Structures*, 276, 114–461.
- Preston, D. L. Tonks, D. L. and Wallace, D. C., 2003, Model of plastic deformation for extreme loading conditions, *Journal of Applied Physics*, vol. 93, no. 1, 211–220.
- Qiang T., J., Zhann, M. S.L., Huang, T. Guo, J. Yang H., 2015, A modified Johnson Cook model for tensile flow behaviors of 7050-T7451 Aluminum Alloy at high strain rates, *Materials Science&Engineering*, vol.631, 214–219.
- Qi C, Yang S, Yang L.J., Wei Z.Y., Lu Z.H., 2013, Blast resistance and multi-objective optimization of aluminum foam-cored sandwich panels, *Compos Struct*, vol. 105, 45–57. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2013.04.043>.
- Rahmati S., and Ghaei, A., 2014, The use of particle/substrate material models in simulation of cold-gas dynamic-spray process, *Journal of thermal spray technology*, vol. 23, no. 3, 530–540.
- Ravindranadh B., Ramakrishna, B., Madhu, V. And Gogia, A.K., 2015, Prediction of flow stress of 7017 aluminium alloy under high strain rate compression at elevated temperature, *Defence Technology*, vol. 11, 93-98.
- Reyes A, Hopperstad OS, Lademo OG, Langseth M. Modeling of textured aluminum alloys used in a bumper system: material tests and characterization. *Comput Mater Sci* 2006; 37:246–68.
- Rahmaan, T., Noder, J., Abedini, A., Zhou, P., Butcher, C., & Worswick, M. J. (2020). Anisotropic plasticity characterization of 6000-and 7000-series aluminum sheet

- alloys at various strain rates. *International Journal of Impact Engineering*, 135, 103390.
- Radonic V, Giunio L, Biocic M, Tripkovic A, Luksic B, Primorac D. Injuries from Antitank mines in Southern Croatia. *Mil Med* 2004;169(4):320–4. <https://doi.org/10.7205/MILMED.169.4.320>.
- Sonika S., Dehi P.M., Manmohan D.G. and Mohd. Z. A., 2017, Finite element analysis of AA1100 elasto-plastic behaviour using J-C model, *ICMPC*.
- Sonika S. and Dehi P.M., 2018, Manmohan Dass Goel, Moh. Zahid Ansaria Finite element analysis of AA1100 elasto-plastic behaviour using Johnson-Cook model, *Materials Today: Proceedings*, vol. 5, 5349–5353.
- Sellars C.M., Mctegart, W.J., 1966, Sıcak deformasyon mekanizması hakkında, *Acta Metallurgica*, vol.14(9), 1136–1138.
- Samantaray, D., Mandal, S., Bhaduri, A.K., Venugopal, S., Sivaprasad P.V., 2011, Analysis and mathematical modelling of elevated temperature flow behaviour of austenitic stainless steels, *Materials Science and Engineering A*, vol. 528(4), 1937–1943.
- Slooff F.A., Zhou J., Duszczyc J. and Katgerman L., 2007, Constitutive analysis of wrought magnesium alloy Mg–Al4–Zn1, *Scripta Materialia*, vol. 57(8), 759–762.
- S. Coppieters, S. Cooreman, P. Lava, H. Sol, P.V. Houtte, D. Debruyne, Reproducing the experimental pull-out and shear strength of clinched sheet metal connections using FEA, *Int. J. Mater. Form.* 4 (4) (2011) 429–440, <https://doi.org/10.1007/s12289-010-1023-6>.
- S.L. Han, Y.W. Wu, Q.L. Zeng, 2012, Numerical Simulation for Heat Transfer Process of Clinching with Magnesium Alloys, *Adv. Mater. Res.*, vol. 472–475, 1995–1999, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.472-475.1995>.
- Sasso M, Forcellese A, Simoncini M, Amodio D, Mancini E. High strain rate behaviour of AA7075 aluminum alloy at different initial temper states. *Key Eng. Mater.* 2015;651-653:114–9.
- S. Amini, H. Soleimanimehr, M. Nategh, A. Abudollah, M. Sadeghi, FEM analysis of ultrasonic-vibration-assisted turning and the vibratory tool, *J. Mater. Process. Technol.* 201 (1e3) (2008) 43e47.
- Shen J., Lu G., Wang Z. and Zhao L., 2010, Experiments on curved sandwich panels under blast loading, *Int Journal Impact Eng*, vol. 37(9), 960–70. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2010.03.002>.
- Shen J., Lu G., Zhao L. and Qu Z., 2011, Response of curved sandwich panels subjected to blast loading, *Journal Perform Constr Facil Oct*, vol.25(5), 382–93. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CF.1943-5509.0000234](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0000234).

- Smith M., et al., 2011, The quasi-static and blast response of steel lattice structures, *Journal Sandw Struct Mater*, vol. 13(4). doi: 10.1177/1099636210388983.
- Santosa S.P., Wierzbicki T., Hanssen A.G. and Langseth M., 2000, Experimental and numerical studies of foam-filled sections. *Int J Impact Eng*, vol. 24(5), 509–34. [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(99\)00036-6](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(99)00036-6).
- Theobald M.D., Langdon G.S., Nurick G.N., Pillay S., Heyns A. and Merrett R.P., 2010, Large inelastic response of unbonded metallic foam and honeycomb core sandwich panels to blast loading, *Compos Struct*, vol. 92 no. 10, 2465–2475. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2010.03.002>.
- Tamura S, Sumikawa S, Uemori T, Hamasaki H, Yoshida F. Experimental observation of elasto-plasticity behavior of type 5000 and 6000 aluminum alloy sheets. *Mater Trans* 2011;52(5):868–75.
- Tisza M, Czinege I. Comparative study of the application of steels and aluminium in lightweight production of automotive parts. *Int J Light Mater Manuf* 2018; 1:229–38.
- Tajally M, Emadoddin E. Mechanical and anisotropic behaviors of 7075 aluminum alloy sheets. *Mater Design* 2011; 32:1594–9.
- Umbrello, D., M'saoubi, R. and Outeiro, J., 2007, The influence of johnson-cook material constants on finite element simulation of machining of aisi 316l steel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, no. 3, 462–470.
- Voyiadjis G. Z. and Abed, F. H., 2005, Microstructural based models for bcc and fcc metals with temperature and strain rate dependency, *Mechanics of Materials*, vol. 37, no. 2, 355–378.
- Von Klemperer C.J., Langdon G.S., Sinclair G., Ghoor I., 2019, Comparison of curved GFRE foam sandwich panels response to close-proximity air-blast loading: Influence of curvature and load direction, *In: Advances in Engineering Materials, Structures and Systems: Innovations, Mechanics and Applications*, CRC Press, 779–783.
- Wang, X.D., Pan, Q.L., Xiong, S.W., Liu, L., Sun, Y.W. and Wang, W.Y., 2018, Prediction on hot deformation behavior of spray-formed 7055 aluminum alloy via phenomenological models, *Trans. Nonferrous Met. Soc.* vol. 28, 1484–1494.
- Wangtu H., Longgang H., Yusheng Z. and Zhang, J. 2016, Warm formability and post-forming microstructure property of high strength AA7075-T6 Al alloy, *Materials Science Engineering*, vol 675, 44–54.
- Wang X., ZhuW., Cui F., and Li Y., 2013, Plastic Constitutive Model and Analysis of Flow Stress of 40Cr Quenched and Tempered Steel, Hindawi Publishing Corporation ISRN Mechanical Engineering, ID 490750. <http://dx.doi.org/10.1155/2013/490750>.

- Wang Y., Zhou Y.X., Xia Y.M., 2004, A constitutive description of tensile behavior for brass over a wide range of strain rates, *Materials Science and Engineering A*, vol. 372(1), 186–190.
- Xiao W., Yan C., Tian W., Tian W., Song X., 2018, Effects of face-sheet materials on the flexural behavior of aluminum foam sandwich, *Steel Compos Struct.* <https://doi.org/10.12989/scs.2018.29.3.301>.
- X. He, Recent development in finite element analysis of clinched joints, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 48 (5-8) (2010) 607–612, <https://doi.org/10.1007/s00170-009-2306-2>.
- X. Wang, X. Li, Z. Shen, Y. Ma, H. Liu, Finite element simulation on investigations, modeling, and multiobjective optimization for clinch joining process design accounting for process parameters and design constraints, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 96 (9-12) (2018) 3481–3501, <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1708-4>.
- Xiao G, Yang Q, Li L, Zeng J. Constitutive analysis of 6013 aluminum alloy in hot plane strain compression process considering deformation heating integrated with heat transfer. *Met Mater Int* 2016; 22:58–68.
- Xue, L. and Wierzbicki, T., 2009, Ductile fracture characterization of aluminum alloy 2024-T351 using damage plasticity theory, *Int. Journal Mech.* 267–304.
- Yoon J.W., Barlat F., Dick R.E. and Karabin M.E., 2006, Prediction of six or eight ears in a drawn cup based on a new anisotropic yield function, *International Journal of Plasticity*, vol.22, 174–93.
- Yildirim, B., Muftu, S. and Gouldstone, A., 2011, Modeling of high velocity impact of spherical particles, *Wear*, vol. 270, no. 9, 703–713.
- Yang, J., Zhao, M., Zhang, L., Wang, Z., and Pan, W., 2018, Pronounced enhancement of thermal expansion coefficients of rare-earth zirconate by cerium doping, *Scripta Materialia*, 153: 1–5.
- Yan C., Song X., 2016, Effects of foam core density and face-sheet thickness on the mechanical properties of aluminum foam sandwich. *Steel Compos Struct*; vol. 21 no.5, 1145–1156. <https://doi.org/10.12989/scs.2016.21.5.1145>.
- Yang L., Sui L., Li X., Dong Y., Zi F. and Wu L., 2021, Sandwich plates with gradient lattice cores subjected to air blast loadings, *Mech Adv Mater Struct*, vol. 28(13). <https://doi.org/10.1080/15376494.2019.1669092>.
- Yuen SCK, Nurick GN. Experimental and numerical studies on the response of quadrangular stiffened plates. Part I: Subjected to uniform blast load. *Int J Impact Eng* 2005;31(1):55–83. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2003.09.048>.
- Y. Song, L. Yang, G. Zhu, L. Hua, R. Liu, Numerical and experimental study on failure behavior of steel-aluminium mechanical clinched joints under multiple test

- conditions, *Int. J. Light. Mater. Manuf.* 2 (1) (2019) 72–79, <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2018.12.005>.
- Zerilli F.J. and Armstrong, R.W., 1987, Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations, *Journal of Applied Physics*, vol. 61, no. 5, 1816–1825.
- Zhao Y., Yang Z., Yu T., Xin D., 2021, Mechanical properties and energy absorption capabilities of aluminium foam sandwich structure subjected to low-velocity impact, *Constr Build Mater*, 273, 121–996. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121996>.
- Zhang B., Jin F., Zhao Z., Zhou Z., Xu Y., Chen H., et al., 2018, Hierarchical anisogrid stiffened composite panel subjected to blast loading: Equivalent theory, *Compos Struct*, vol.187, 259–68. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.12.059>.
- Zhang C, Zhang L W, Shen W.F, Xu Q H, Cui Y. The processing map and microstructure evolution of Ni–Cr–Mo based C276 superalloy during hot compression [J]. *Journal of Alloys & Compounds*, 2017, 728: 1269–1278.
- Zhang C, Tang X L, Zhang L W, Cui Y. Cellular automaton modeling of dynamic recrystallization of Ni–Cr–Mo-based C276 superalloy during hot compression [J]. *Journal of Materials Research*, 2019, 1830(34): 3093–3103.
- Zhu F., Wang Z., Lu G. And Zhao L., 2009, Analytical investigation and optimal design of sandwich panels subjected to shock loading, *Mater Des*, vol. 30(1), 91–100. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.04.027>.
- Zhang, D.N., Shangguan, Q., Xie, C.J., Liu F., 2015, A modified Johnson-Cook model of dynamic tensile behaviors for 7075-T6 Aluminum Alloy, *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 619, 186-194.
- Zerilli F.J. and Armstrong R.W., 1987, Dislokasyon-mekaniği malzeme dinamiği hesaplamaları için temel oluşturucu ilişkiler, *Uygulamalı Fizik Dergisi*, vol. 61(5): 1816–1825.
- Zhang, D.N., Shangguan, Q., Xie, C.J. and Fu L., 2015, A modified Johnson–Cook model of dynamic tensile behaviors for 7075-T6 Aluminum Alloy, *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 619, 186–194.