



**T.C.
BATMAN ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI**

DOKTORA TEZİ

**ALÜMİNYUM BAL PETEK ÇEKİRDEKLİ SANDVIÇ
KOMPOZİTLERİN DÜŞÜK HIZLI DARBE DAVRANIŞLARININ
ANALİTİK VE NÜMERİK OLARAK İNCELENMESİ**

Fırat AYDIN

**Ağustos-2024
BATMAN**

**T.C.
BATMAN ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI**

DOKTORA TEZİ

**ALÜMİNYUM BAL PETEK ÇEKİRDEKLİ SANDVIÇ
KOMPOZİTLERİN DÜŞÜK HIZLI DARBE DAVRANIŞLARININ
ANALİTİK VE NÜMERİK OLARAK İNCELENMESİ**

Fırat AYDIN

**Danışman
Prof. Dr. Mehmet Emin DENİZ**

**Ağustos-2024
BATMAN**

TEZ KABUL VE ONAYI

Fırat AYDIN tarafından hazırlanan “Alüminyum Bal Petek Çekirdekli Sandviç Kompozitlerin Düşük Hızlı Darbe Davranışlarının Analitik ve Nümerik Olarak İncelenmesi” adlı tez çalışması 28/08/2024 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oy birliği ile Batman Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Makine Mühendisliği Ana Bilim Dalı’nda DOKTORA TEZİ olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

İmza

Başkan

Prof. Dr. Ramazan KARAKUZU

.....

Danışman

Prof. Dr. Mehmet Emin DENİZ

.....

Üye

Prof. Dr. Necmettin SEZGİN

.....

Üye

Doç. Dr. Okan ÖZDEMİR

.....

Üye

Dr. Öğr. Üyesi Savaş KOÇ

.....

Yukarıdaki sonucu onaylarım.

Dr. Öğr. Üyesi Ömer Murat ÖTER
Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Müdürü Vekili

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.

İmza

Fırat AYDIN

Tarih: 28.08.2024

ÖZET

DOKTORA TEZİ

ALÜMİNYUM BAL PETEK ÇEKİRDEKLİ SANDVIÇ KOMPOZİTLERİN DÜŞÜK HIZLI DARBE DAVRANIŞLARININ ANALİTİK VE NÜMERİK OLARAK İNCELENMESİ

Fırat AYDIN

Batman Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü
Makine Mühendisliği Ana Bilim Dalı

Danışman: Prof. Dr. Mehmet Emin DENİZ

2024, 100 Sayfa

Jüri

Prof. Dr. Ramazan KARAKUZU

Prof. Dr. Necmettin SEZGİN

Prof. Dr. Mehmet Emin DENİZ

Doç. Dr. Okan ÖZDEMİR

Dr. Öğr. Üyesi Savaş KOÇ

Bal petek çekirdekli sandviç kompozitlerin çekirdeğinin düşük mukavemeti, üst-alt yüzey tabakalarının düşük bükülme sertlikleri sandviç kompozit malzemelerin düşük darbe yüklemeleri altında yerel çökme hasarlarına uğramalarına neden olmaktadır. Bu bilgiler ışığında tez çalışmamız, küresel bir çöktürücü tarafından düşük hızlı darbe yüklemesine maruz kalan bal petek çekirdekli sandviç kompozit bir malzemenin hasar analizini sunmaktadır. Sandviç kompozit malzeme sert plastik bir temel üzerine sonsuz, izotropik, plastik bir membran olarak modellenmiştir. Basitlik sağlamak adına, düzlem dışı yükleme altında üst yüzey tabakası deformasyonunu tanımlayan önceden türetilmiş ikinci dereceden bir polinom hız alanı fonksiyonu kullanılmıştır. Minimum iş prensibi kullanarak oluşturulan enerji denge denklemleri kapsamında, dış kuvvetten kaynaklanan dış iş oranı, kompozit yapının tükettiği (absorbe ettiği) toplam iç enerji tüketim oranına eşitlenmiştir. Analitik sonuçlar, ABAQUS sonlu elemanlar kodu kullanılarak elde edilen simülasyon sonuçları ile doğrulanmış ve çökme dirençleri açısından yakın bir uyum içerisinde oldukları gözlemlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Bal peteği sandviç kompozit malzeme, Düşük hızlı darbe hasarı, Eksen dışı yükleme davranışı, Küresel çöktürücü

ABSTRACT

Ph.D THESIS

ANALYTICAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF LOW VELOCITY IMPACT BEHAVIOR OF ALUMINUM HONEYCOMB CORE SANDWICH COMPOSITES

Firat AYDIN

Batman University, Institute of Graduate Studies

Department of Mechanical Engineering

Advisor: Prof. Dr. Mehmet Emin DENİZ

2024, 100 Pages

Jury

Prof. Dr. Ramazan KARAKUZU

Prof. Dr. Necmettin SEZGİN

Prof. Dr. Mehmet Emin DENİZ

Assoc. Prof. Dr. Okan ÖZDEMİR

Asst. Prof. Dr. Üyesi Savaş KOÇ

The low core strength of honeycomb core sandwich composites and the low bending stiffness of the upper and lower surface layers cause sandwich composite materials to suffer local collapse failures under low impact loading. In light of this information, our thesis study presents the damage analysis of a honeycomb core sandwich composite material subjected to low-velocity impact loading by a spherical precipitator. The sandwich composite material is modeled as an infinite, isotropic, plastic membrane on a rigid plastic base. For simplicity, a previously derived second-order polynomial velocity field function is used to describe the upper surface layer deformation under out-of-plane loading. Within the scope of the energy balance equations created using the minimum work principle, the external work rate due to the external force is equalized to the total internal energy consumption rate consumed (absorbed) by the composite structure. The analytical results are verified with the simulation results obtained using the ABAQUS finite element code and it is observed that they are in close agreement in terms of collapse resistance.

Keywords: Honeycomb sandwich composite, Low velocity impact, Out- of- plane loading behavior, Spherical indenter

ÖNSÖZ

“Alüminyum Bal Petek Çekirdekli Sandviç Kompozitlerin Düşük Hızlı Darbe Davranışlarının Analitik ve Nümerik Olarak İncelenmesi” başlıklı tez çalışması teorik ve simülasyon verileri içermektedir.

Teorik sonuçların simülasyon verileriyle kıyaslandığı çalışmalar uzun soluklu ve dikkat isteyen çalışmalardır. Bal peteklerinin düşük hızlı düzlem dışı yüklemelerinde hız alanı şekil fonksiyonu üzerine literatür açısından yeterli kaynak bulunmamaktadır. Bu nedenle her bir veri parametresinin anlamlandırılabilmesi için çok geniş bir genel literatür taraması yapmak gerekmektedir. Abaqus kodu kullanarak elde edilen simülasyon modelleri ile verilerin kıyaslanıp anlamlandırılması ayrı yoğun ilgi ve dikkat isteyen bir süreç içermektedir. Bu zorlu süreçte manevi desteklerini ihmal etmeyen aileme, anneme, kardeşlerime, özellikle değerli kardeşim Umut AYDIN’a ve her daim hatıralarımda yaşayan, asla pes etmemem gerektiğini yaşadığı süre boyunca tembihleyen çok değerli merhum babam Av. Zekeriya AYDIN’a teşekkürlerimi borç bilirim. Ayrıca hem yüksek lisans hem de doktora sürecimde danışmanlık görevini yürüten değerli danışman hocam Prof. Dr. Mehmet Emin Deniz’e teşekkür ederim.

Fırat AYDIN
BATMAN-2024

İÇİNDEKİLER

ÖZET	iv
ABSTRACT.....	v
ÖNSÖZ	vi
İÇİNDEKİLER	vii
ŞEKİLLER LİSTESİ	ix
TABLoların LİSTESİ.....	xiii
SİMGELER VE KISALTMALAR	xiv
1. GİRİŞ.....	1
1.1. Literatür Araştırması.....	2
2. GENEL BİLGİLER.....	12
2.1. Kompozit Malzeme.....	12
2.2. Kompozit Malzemelerin Sınıflandırılması	14
2.2.1. Takviye elemanı yapısına göre kompozit malzemeler	14
2.3. Bal Peteği Sandviç Kompozit	16
2.3.1. Bal peteği hücre şeklinin etkisi	16
2.3.2. Bal peteklerinin düzlem içi ve düzlem dışı yükleme durumunda mekanik özellikleri	19
2.4. Küresel Bir Çöktürücünün Bal Peteği Sandviç Kompoziti Üzerindeki Hasarı ...	31
2.4.1. Hertz temas teorisi	32
2.4.2. Alüminyum bal petekli sandviç kompozitin modellenmesi	33
3. MATERYAL VE YÖNTEM.....	39
3.1. Bal Petek Sandviç Kompozit Tabakaların Mekanik Özellikleri.....	39
3.2. Simülasyon Modellemesi.....	41
3.3. Teorik ve Simülasyon Şartlarının Belirlenmesi.....	44
4. ARAŞTIRMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA.....	49
4.1. Çökme Dirençlerine Göre Yükleme Simülasyon Davranışları.....	49
4.1.1. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ için.....	50
4.1.2. Çökme direnci $\Phi = 0,101$ için.....	53
4.1.3. Çökme direnci $\Phi = 0,220$ için.....	56
4.1.4. Çökme direnci $\Phi = 0,328$ için.....	58
4.2. Çökme Dirençlerine Göre Yükleme Davranışlarının Kıyaslanması.....	61
4.2.1. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ ve $\Phi = 0,101$ için.....	62
4.2.2. Çökme direnci $\Phi = 0,101$ ve $\Phi = 0,220$ için.....	64
4.2.3. Çökme direnci $\Phi = 0,220$ ve $\Phi = 0,328$ için.....	66

4.2.4. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ ve $\Phi = 0,220$ için.....	68
4.2.5. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ ve $\Phi = 0,328$ için.....	70
4.2.6. Çökme direnci $\Phi = 0,101$ ve $\Phi = 0,328$ için.....	73
4.3. Simülasyon Sonuçlarının Teorik Sonuçlarla Kıyaslaması.....	76
4.3.1. Temas yarıçapı τ sonuçları.....	77
4.3.2. Çökme bölgesi uzunluğu ξ sonuçları.....	80
4.3.3. Temas kuvveti P sonuçları	85
4.3.4. Boyutsuz parametre sonuçlar.....	89
4.3.5. Sandviç bal peteği kompozit malzemenin enerji emme özelliği	91
5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER	93
5.1 Sonuçlar	93
5.2 Öneriler	96
KAYNAKLAR	97
ÖZGEÇMİŞ	100

ŞEKİLLER LİSTESİ

Şekil 2.1. Farklı tip çekirdek malzemesine sahip sandviç yapılar	16
Şekil 2.2. Bal peteği birim hücre tipleri.....	17
Şekil 2.3. Altıgen bal peteği için hücre şekli	17
Şekil 2.4. Bağlı yoğunluğa artışına bağlı gözeneklilik durumu.....	18
Şekil 2.5. Elastomerik sıkıştırma gerilme-şekil değiştirme grafiği	20
Şekil 2.6. Düzlem içi sıkıştırma yüklemesi	21
Şekil 2.7. Metalik bal peteği plastik sıkıştırma yüklemesi gerilme-şekil değiştirme grafiği	21
Şekil 2.8. Elastomerik çekme yüklemesi gerilme-şekil değiştirme grafiği	22
Şekil 2.9. Metalik bal peteği düzlem içi çekme yüklemesi gerilme-şekil değiştirme grafiği	23
Şekil 2.10. Metalik bal peteği düzlem içi çekme yüklemesi	23
Şekil 2.11. Düzlem dışı sıkıştırma yüklemesinde metalik bal peteği için hücre duvarları davranışı.....	24
Şekil 2.12. Altıgen bir çekirdeğin düzlem dışı yükleme durumundaki elastik burkulma davranışı	25
Şekil 2.13. Plakaya uygulanan kritik burkulma yükü.....	25
Şekil 2.14. Düzlem dışı yükleme altındaki tüp borunun hücre duvarı katlanması	27
Şekil 2.15. Düzlem dışı yüklemelerde tüp boruda oluşan katlanmalar	27
Şekil 2.16. Hücre duvarlarında plastik mafsall oluşumu	28
Şekil 2.17. Hücre duvarlarında plastik burkulmanın olduğu yüzeyler	28
Şekil 2.18. İç plastik iş ve plastik burkulma momenti arasındaki ilişki	29
Şekil 2.19. Birim hücre ölçüleri.....	30
Şekil 2.20. Küresel cisim ile elastik yarı uzaysal cismin temas davranışı.....	32
Şekil 2.21. Yüzey tabakası ve çekirdeğin hasar şekli	33
Şekil 2.22. Kiriş ekseninin uzunluğundaki değişim	36
Şekil 3.1. Bal petek sandviç kompozit malzemesi tabaka özellikleri.....	39
Şekil 3.2. Abaqus küresel çöktürücü görünüşü.....	42
Şekil 3.3. Üst-alt yüzey tabaklarının simülasyon görseli.....	43
Şekil 3.4. Alüminyum bal peteği çekirdek malzemesinin simülasyon görseli	43
Şekil 3.5. 5 tabakalı alüminyum bal petek çekirdekli sandviç kompozit	44

Şekil 3.6. İki farklı hücre duvarı kalınlığının gösterimi	45
Şekil 4.1. Sandviç kompozit yüzeylerindeki çökme.....	49
Şekil 4.2. Yüzey tabakasının düzlem dışı yükleme çökme davranışı	50
Şekil 4.3. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının düzlem dışı yükleme çökme davranışı	51
Şekil 4.4. Alt yüzey tabakası düzlem dışı yükleme çökme davranışı	52
Şekil 4.5. Üst yüzey tabakasının bağıl yoğunluk değişimine bağlı hasar tepkisi	53
Şekil 4.6. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının bağıl yoğunluk değişimine bağlı düzlem dışı yükleme çökme davranışı	54
Şekil 4.7. Alt yüzey tabakası bağıl yoğunluk artış durumunda düzlem dışı yükleme çökme davranışı	55
Şekil 4.8. Üst yüzey tabakasının küresel çöktürücü yarı çapı değişimine bağlı hasar tepkisi.....	56
Şekil 4.9. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının küresel çöktürücü yarıçapı değişimine bağlı hasar tepkisi.....	57
Şekil 4.10. Alt yüzey tabakasının küresel çöktürücü yarı çapı değişimine bağlı hasar tepkisi.....	58
Şekil 4.11. Üst yüzey tabakası yüzey tabaka kalınlığı değişimine bağlı hasar tepkisi ...	59
Şekil 4.12. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığı değişimine bağlı hasar tepkisi	60
Şekil 4.13. Alt yüzey tabakası yüzey tabaka kalınlığı değişimine bağlı hasar tepkisi ...	61
Şekil 4.14. $\varphi = 0,0346$ ve $\varphi = 0,101$ çökme direnci için alüminyum bal petek çekirdeğinin hücre duvarı yükleme davranışı	63
Şekil 4.15. Bağıl yoğunluk artışının birim hücre duvarındaki hasar tepkisi ($\delta = 10$ mm	64
Şekil 4.16. $\varphi = 0,0590$ ve $\varphi = 0,1181$ çökme direnci için alüminyum bal petek çekirdeğinin hücre duvarı yükleme davranışı	65
Şekil 4.17. Küresel çöktürücü yarıçap artışının birim hücre duvarındaki hasar tepkisi ($\delta = 10$ mm).....	66
Şekil 4.18. Yüzey tabakası kalınlık değişikliğinin hasar tepkisi	67
Şekil 4.19. Yüzey tabaka kalınlığının değişimin çökme hasarı tepkisi ($\delta = 10$ mm)	68
Şekil 4.20. Bağıl yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçapı değişikliğinin birim hücre duvarı üzerindeki hasar tepkisi	69

Şekil 4.21. Bağlı yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçap değişiminin çekirdek üzerindeki hasar tepkisi ($\delta = 10\text{mm}$)	70
Şekil 4.22. Bağlı yoğunluk, yüzey tabakası kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçap değişiminin çekirdek üzerindeki hasar tepkisi ($\delta = 10\text{ mm}$).....	71
Şekil 4.23. Bağlı yoğunluk, yüzey tabaka kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçapı değişikliğinin birim hücre duvarı üzerindeki hasar tepkisi.....	72
Şekil 4.24. Yüzey tabakası kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçap değişiminin çekirdek üzerindeki hasar tepkisi ($\delta = 10\text{ mm}$)	73
Şekil 4.25. Yüzey tabaka kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçapı değişikliğinin birim hücre duvarı üzerindeki hasar tepkisi	74
Şekil 4.26. Dört farklı çökme direnci durum şartı için bal peteği çekirdek malzemesinin birim hücre duvarlarının darbe tepkisi ($\delta = 10\text{ mm}$).....	76
Şekil 4.27. Çökme direnci $\phi = 0,0346$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	77
Şekil 4.28. Çökme direnci $\phi = 0,101$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	78
Şekil 4.29. Çökme direnci $\phi = 0,220$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	78
Şekil 4.30. Çökme direnci $\phi = 0,328$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	79
Şekil 4.31. Tüm çökme direnci değerleri için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	80
Şekil 4.32. Çökme direnci $\phi = 0,0346$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	81
Şekil 4.33. Çökme direnci $\phi = 0,101$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	82
Şekil 4.34. Çökme direnci $\phi = 0,220$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	83
Şekil 4.35. Çökme direnci $\phi = 0,328$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	84
Şekil 4.36. Tüm çökme direnci değerleri için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	84
Şekil 4.37. Çökme direnci $\phi = 0,0346$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	85

Şekil 4.38. Çökme direnci $\phi = 0,101$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	86
Şekil 4.39. Çökme direnci $\phi = 0,220$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	87
Şekil 4.40. Çökme direnci $\phi = 0,328$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	87
Şekil 4.41. Tüm çökme direnci değerleri için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	88
Şekil 4.42. Tüm çökme direnci değerleri için temas yarıçapı τ ve çökme yer değiştirmesi δ sonuçları	89
Şekil 4.43. Tüm çökme direnci değerleri için çökme bölgesi uzunluğu ξ ve çökme yer değiştirmesi δ sonuçları	90
Şekil 4.44. Tüm çökme direnci değerleri için temas kuvveti P ve çökme yer değiştirmesi δ sonuçları.....	90
Şekil 4.45. Tüm çökme direnci değerleri için Total K.E. (j) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları.....	91
Şekil 4.46. Tüm çökme direnci değerleri için Enerji Emme (j) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları	91
Şekil 5.1. Boyutsuz temas yarıçapı, çökme bölgesi deformasyon uzunluğu ve temas kuvvetinin analitik sonuçları.....	95

TABLoların LİSTESİ

Tablo 3.1. Sandviç kompozit malzeme tabakalarının mekanik özellikleri.....	40
Tablo 3.2. Teori ve simülasyon için çalışılan durumlar	44
Tablo 4.1. Çökme dirençlerine göre malzeme parametreleri.....	62
Tablo 4.2. Çökme dirençlerine göre malzeme parametreleri.....	65
Tablo 4.3. Yüzey tabaka kalınlığı değişiminin hasar tepkisi	66
Tablo 4.4. Bağlı yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçapı değişimi	69
Tablo 4.5. Bağlı yoğunluk, küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığı değişiminin hasar tepkisi	71
Tablo 4.6. Küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığı değişiminin hasar tepkisi.....	73
Tablo 5.1. Boyutsuz temas yarıçapı analitik sonuçları	95
Tablo 5.2. Boyutsuz çökme bölgesi deformasyon uzunluğu analitik sonuçları	95
Tablo 5.3. Boyutsuz temas kuvvetinin analitik sonuçları	96

SİMGELER VE KISALTMALAR

Simgeler

σ_{el}	Elastik burkulma plato gerilmesi
σ_{pl}	Plato gerilmesi
E_k	Katının Young modülü
ϑ_k	Katının Poisson oranı
P_{kr}	Kritik burkulma yükü
$M_{plastik}$	Mafsal bölgesi plastik moment
δ	Küresel çöktürücünün çökme uzunluğu
ξ	Üst yüzey tabakası deformasyon bölgesi uzunluğu
τ	Küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arası temas yarıçapı
φ	Çökme direnci

Kısaltmalar

K.E.	Kinetik Enerji
------	----------------

1. GİRİŞ

Bal peteği kavramı; bir düzlemi dolduracak şekilde özdeş ve prizmatik olarak birbirine yuvalanmış birim hücrelerden oluşan hücrelerin herhangi bir hücre dizisini tanımlamak için kullanılır. Bu özdeş ve prizmatik birim hücreler genellikle bal peteklerinde olduğu gibi altıgen yapıdadırlar ancak üçgen ve dörtgen yapıları da bulunmaktadır. Birim hücre geometrileri göz önüne alındığında düzgün altıgen bal peteklerinin tüm kenarları aynı uzunlukta olup bu durum hücresel yapıyı lineer elastik rejimde düzlem içi gerilmeler için izotropik yapar (Gibson ve ark., 1997). Birim hücre yapısına sahip düzgün altıgen bir bal peteğin bir birim hücresinin deformasyonunun hesaplanması bize tüm yapının deformasyonu hakkında bilgi verecektir. Bu durum birim hücre geometrisi göz önüne alındığında düzgün altıgen bal peteklerinin yaygın olarak kullanılmasının sebeplerinden biridir. Diğer bir sebep ise basit yapısı olan 2-D (iki boyutlu) düzgün altıgen bal petekleri daha karmaşık yapıda olan 3-D (üç boyutlu) çok yüzlü köpük çekirdekleri ile aynı mekanik davranışları göstermektedir. Bu basit yapıya sahip bal peteği üzerine yapılacak deformasyon hesapları bize daha karmaşık hücresel yapıya sahip olan köpüklerin deformasyonu hakkında bilgi verecektir. Böylece düzgün altıgen bal petekleri üzerine yapılan çalışmalar sadece bal petekleri için değil ayrıca çok yüzlü köpük çekirdekli malzemeler için yapılacak olan çalışmaların temelini oluşturacağından altıgen bal petekleri üzerine yapılan çalışmalar ayrı bir önem kazanmaktadır.

Bu çalışmada; üst-alt yüzey tabakaları alüminyum A5083-H321, metalik altıgen bal peteği çekirdeği alüminyum A3003-H19 oluşan ve yüzey tabakaları ile çekirdek malzemesini bir arada tutan yapıştırıcı yüzey olarak epoksi reçineden oluşan 5 tabakadan oluşan bir sandviç panel ABAQUS sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak modellendi. Üst-alt yüzey tabaka kalınlığı $t_f:1.5$ mm, bal peteği çekirdeğinin kalınlığı $h:20$ mm ve yapıştırıcı yüzeyler için epoksi reçine kalınlığı $t_a:0.15$ mm'dir. Modellenen bu 5 tabakalı panel 5 kg kütleli bir küresel çöktürücü ile düşük hızlı $V:10$ m/sn'lik hızla lokal çökmeye maruz bırakıldı. ABAQUS sonlu elemanlar yöntemi ile 4 farklı durum için 6 farklı simülasyon sonucu elde edildi ve elde edilen simülasyon verileri enerji denge denklemleri ile elde edilen teorik verilerle kıyaslandı. Böylece teorik ve simülasyon verilerinin uyumluluğu gözlemlendi.

1.1. Literatür Araştırması

Meo ve ark., (2005), Bal peteği sandviç panellerin çarpma hasarı üzerine nümerik ve deneysel çalışmalar yaptılar. Çalışmaları için seçtikleri kompozit paneller uçak fan motor kapaklarında kullanılmaktadır. Bu kompozit panellerin düşük hızlı darbe cevapları için 5j'den 20j'e değişen 5 farklı enerji seviyesi seçilmiştir. Düşük hızlı darbeye bağlı hasar başlangıcı, hasar ilerlemesi ve hasar mekanizmalarının nümerik ve deneysel sonuçlarının uyum içermesi gözlemlenmiştir.

Simonetta ve ark., (2008), Alüminyum sandviç malzemelerden yapılmış bir yarış arabası dizayn ederek bu yarış arabasının çarpma bölgelerinin düşük hızlı enerji emme özelliklerini nümerik ve deneysel olarak incelemişlerdir.

Park ve ark., (2008), Üst-alt yüzey tabakaları cam/epoksi, karbon/epoksi den, çekirdek malzemesi ise nomex bal peteğinden oluşan kompozit bir sandviç panelin düşük hızlı hasar direncini 'The Dynatup model 9250HV' test cihazı ile analiz etmişlerdir. Çalışmalarında kompozit malzemenin darbe direncinin kuvvet-zaman değerleri göz önüne alınarak değerlendirildiğinde, darbe direncinin çekirdek kalınlığından etkilendiğini ve ayrıca çekirdek kalınlığı etkisinin de ön yüzey malzemesinin türüne göre değiştiği sonucuna varmışlardır.

Foo ve ark., (2008), Alüminyum bal peteğinin düşük hızlı darbe davranışını analiz etmek için kare ve dairesel olmak üzere iki tür alüminyum bal peteği sandviç yapı oluşturmuşlardır. Bu sandviç yapıların hem deneysel hem de teorik sonuçlarının uyumluluğunu kıyaslamışlardır. Teorik sonuçlar için ABAQUS/Explicit programından faydalanmışlardır. Teorik sonuçlar ile hasar oluşumunu ve hasar ilerlemesini etkileyen parametrelerin daha iyi anlaşıldığını ifade etmişlerdir. Ayrıca yüzey tabakasının membran reaksiyonun, köşe ve uç noktalarından sabitlenmiş malzemeler için ihmal edilebileceği sonucuna varmışlardır. Kare ve dairesel malzemelerin simülasyon sürelerinin dairesel malzeme için kare malzemeye göre %25 daha kısa sürdüğünü ve dairesel malzeme seçiminin simülasyon hesaplama süresi açısından daha faydalı olduğu sonucuna varmışlardır.

Xie ve Zhou (2015), Alüminyum bal peteğinin sıkıştırma davranışlarını hem teorik hem de deneysel olarak incelemiştir. ABAQUS/CAE programı ile bal peteği malzemesinin eş değeri olarak bir katı model modellenmiştir. Sayısal simülasyon verileri test verileri ile çok yakın uyum içermiştir. Sonuç olarak birim hücre kalınlığı olan t değeri artıkça malzemenin enerji emme kabiliyetinin arttığı ancak birim hücrenin hücre duvarı uzunluğu ' l ' değerinin azalması durumunda enerji emme özelliğinin arttığını gözlemlemiştir.

Galehdari ve ark., (2015), Bal peteği sandviç kompozit malzemelerin güç sertleşmesine sahip bir malzeme modeline dayalı olarak bal peteği yapısının plato gerilmesinin hesaplanmasına yönelik bir denklem elde etmişlerdir. Ayrıca bal peteği yapıların yarı statik ve düşük hızlı darbe yükü altındaki davranışlarını ABAQUS/CAE yazılımında simüle etmişlerdir. Simülasyon verilerini doğrulamak için düşük hızda yarı statik darbe deneyi testi yapmışlardır. Elde ettikleri simülasyon ve test sonuçları uyum içerisinde olup, simülasyon verilerini elde etmenin test verilerini elde etmeye göre daha pratik olduğu sonucuna varmışlardır. 'Petek yapılarının otomotiv ve havacılık biliminde artan uygulaması ve bu yapıların deneysel testler için üretilmesinin maliyetli durumu nedeniyle, temsil edilen simülasyon yöntemi, petek yapılarının yarı statik ve düşük hızdaki darbe yüklemesi altındaki davranışını incelemek için kullanılabilir olacağı' yorumunda bulunmuşlardır.

Liu ve ark., (2019), Bal peteği çekirdeğine tüp dolgusu entegre ederek tüp dolgulu bir sandviç bal peteği çekirdeği elde etmişlerdir. Bu sandviç yapının düşük hızlı darbe etkisi araştıran araştırmacılar petek ve tüplerin bir bütün olarak entegre edilmesinin, hücre duvarı kalınlığının artırılmasına kıyasla yerel darbe direncini arttırmanın daha etkili bir yolu olabileceği sonucuna varmışlardır. Ayrıca araştırmacılar küresel çöktürücüyü üç farklı etki açısında $\theta=0^\circ$, $\theta=10^\circ$, $\theta=40^\circ$ olacak şekilde sandviç panelin merkez noktasından uygulamış ve bu üç çöktürme açısı için sandviç panelin üst yüzeyinde ve çekirdek malzemesinde oluşan deformasyonları gözlemlemiştir.

Zheng H. ve ark., (2017), Tek yönlü E-cam/epoksi laminant kompozit plakalarda çift eksenli ön yüklemenin düşük hızlı darbe performansı üzerine etkisini sayısal ve deneysel olarak ele almışlardır. Elde edilen veriler doğrultusunda ön yüklemenin etkisiyle malzeme sertliğinin arttığı sonucuna varmışlardır. FEM ve deneysel sonuçların, önceden yüklenmiş kompozit plakalarda ön yükleme olmayan plakalara göre artan bir sapma gösterdiğini incelemiştir. Ayrıca ön yüklemeli plakaların enerji emme özelliklerin daha iyi olduğu sonucuna varmışlardır. Bunlarla beraber çalışmada ön yüklemeli ve ön

yüklemesiz plakaların enerji-zaman ve kuvvet-zaman grafiklerini yorumlamışlardır. FEM ve deneysel analiz sonuçlarının takviye malzemesinin oryantasyon açısı, malzemenin elaman sayısı ve malzeme boyutu gibi parametreler ile doğru orantılı sonuçlar verdiğini gözlemlemişlerdir. Ancak hasar bölgesi ve hasar şekli gibi sonlu elemanlar sonuçlarının çift eksenli ön yükleme arttığında deney sonuçlarıyla uyum sağlamadığını yorumlamışlardır.

T Sreekantha Reddy ve ark., (2019), E-cam/epoksi kompozit laminantlar 16 mm yarı küresel darbe cihazı kullanılarak 50-150 J darbe enerjisi aralığına sahip düşük hızlı darbeye maruz bırakmışlardır. Laminant kalınlığının tepe kuvveti, maksimum yer değiştirme ve hasar alanı gibi darbe parametreleri üzerindeki etkisini, deneysel olarak incelemişlerdir. Tüm darbe enerjilerinde kalınlık artışıyla birlikte tepe kuvvetinin de doğrusal olarak arttığı sonucuna varmışlardır. Laminantın kalınlığı iki katına çıktıkça maksimum yer değiştirme %50 azaldığı ve kalınlık arttıkça direncin artması nedeniyle etkileşim süresi/temas süresi de azaldığını gözlemlemişlerdir.

Xie ve ark., (2020), Çalışmalarında 5 tabakadan oluşan sandviç paneller üzerine üç nokta eğme testi yapmışlardır. Üst-alt yüzey tabakaları için alüminyum 1060 serisi, çekirdek malzemesi olarak 722 Nomex TM seçmişlerdir. Daha sonra yüzey tabakalarını ve çekirdek malzemesini epoksi reçine ile yapıştırmışlardır. Araştırmacılar yüzey tabakasının ve çekirdek malzemesinin kalınlıklarının artmasının NHSP (Nomex honeycomb sandwich panels) sandviç panelin bükülme performansını arttırdığını gözlemlemişlerdir. Ayrıca NHSP' lerin alüminyum panellerin ve bal peteği çekirdek malzemesinin bükülme sertliğini ve mukavemetini önemli açıda arttırdığını bulmuşlardır. Panellere uygulanan kuvvetin yüzey tabakası ve çekirdeğin kalınlığının artmasıyla arttığını ancak birim hücrenin hücre duvarı kalınlığı arttıkça uygulanan kuvvetin azaldığını gözlemlemişlerdir.

Sun ve ark., (2018), Bal peteği sandviç panellerin dört ana karakteristik geometrik parametre değişkeninin (alt-üst yüzey tabakası kalınlığı, bal peteği çekirdek malzemesi yüksekliği, altıgen çekirdek birim hücresinin hücre kalınlığı ve altıgen çekirdek birim hücresinin hücre uzunluğu) analizi için deneysel çalışmalar yapmışlardır. Çekirdek parametrelerdeki değişikliklerin toplam enerji emiliminde nispeten küçük etkilerinin olduğunu, ancak kuvvet-yer değiştirme eğrisi ve arıza modları üzerinde büyük etkileri olduğunu gözlemlemişlerdir. Deneysel çalışma sonuçlarının hasar gelişimini tahmin etmek için bir sonlu eleman modeli modellemişlerdir. İlk tepe kuvvetinin konumuna, FE simülasyonu ile doğrulanan üst yüzey kırılmasındaki yer değiştirme ile karar

vermişlerdir. Petek çekirdeğindeki plastik katlanma ve burulma durumunu hem deneysel hem de sayısal analizlerde tutarlı bir şekilde açıklığa kavuşturmuşlardır.

Du ve ark., (2012), Yaptıkları çalışmada PRP kompozit kaplamalı/bal peteği çekirdekli sandviç bir yapının farklı kalınlıklar ve farklı hücre genişliklerindeki eğilme özelliklerini incelemişlerdir. Laboratuvar ortamında üretilen PRP sandviç panellerin bükülme modülü ve mukavemetinin, çekirdek yüksekliğine ve çekirdek hücre boyutuna bağlı olduğunu ifade etmişlerdir. PRP sandviç paneller için ölçülen yük-sapma ilişkisi, orantı sınırının altında Timoshenko modeli kullanılarak elde etmişlerdir. Son olarak araştırmacılar ‘PRP kompozit kaplamalı/bal peteği çekirdekli sandviç paneller benzer bükülme sertliklerine sahipti ancak otomotiv iç uygulamalarına yönelik bazı ticari ürünler için bildirilen değerlerden daha düşük alan ağırlıklarına sahiptir’ yorumunda bulunmuşlardır.

Zhang ve ark., (2010), Alüminyum AA 6063 T7 ile elde ettikleri ince duvarlı tüpler içerisinde bulunan kagome petek dolgulu ve köpük dolgulu kolonların darbe yükü altında enerji dağıtma özellikleri ANYS/Preprocessor programı kullanılarak analiz etmişlerdir. Kagome hücresinin bükülmeye eğilimli olduğunu, bunun da kolon duvarlarında lokalize katlanma olasılığını büyük ölçüde tetiklediğini bulmuşlardır. Dış çerçeve görevi yapan ince tüplerin varlığının, kagome peteklerin sertliğini güçlendirdiği ve daha sonra katlanmış tüp duvarları ile, petek hücrelerinin çökmesinin daha da geciktiği bir kagome hücre boşluğuna girdiği sonucuna varmışlardır. Bu durumun petek çekirdeği ile tüp duvarları arasındaki etkileşimin çarpma direncini arttırdığı ve enerji emilimini artırmaya yardımcı olduğu yorumunda bulunmuşlardır. Çalışmalarının sonunda petekli sandviç yapının enerji emme özelliklerinin tam olarak ortaya konulabilmesi için petek tipi, hücre dağılımı ve farklı malzemeler için daha ileri araştırmalar yapılması gerektiğini dile getirmişlerdir.

Zhang ve ark., (2006), Eksenel yüklemeye maruz kalan çok hücreli kare sütunların ortalama ezilme kuvvetinin belirlenmesi üzerine teorik ve nümerik çalışmalar yapmışlardır. Nümerik çalışmalar için ANSYS/LS-DYNA programından faydalanmışlardır. Teorik sonuçlar için Super Folding Element theory faydalanan araştırmacılar teorik ve nümerik sonuçlar için kare sütunu köşe, çapraz ve T profillerine ayırarak analizlerini yapmışlardır. Çapraz profilin enerji emilimi için en verimli bileşen olduğunu buldular. Analitik çözümler, özellikle etkili ezilme mesafesi revize edildiğinde sayısal sonuçlarla mükemmel bir uyum içinde olduğunu görmüşlerdir.

Lin Mu ve ark., (2015), Düz uçlu silindirik bir çöktürücü altında gradyan köpük çekirdekli dairesel bir panelin çökme davranışını tahmin etmek için yeni bir analitik model sunmuşlardır. Elde edilen modelde sandviç panelin üst yüzey tabakasının yer değiştirme alanının bir kosinüs fonksiyonu olduğunu varsaymışlardır. Çökme kuvveti ile yüzey tabakasının maksimum plastik bölgeleri arasındaki ilişkinin kesin çözümlerini, minimum potansiyel enerji prensibine dayanarak elde etmişlerdir. Elde edilen teorik sonuçların doğruluğunu ABAQUS sonlu elemanlar kodu kullanarak doğrulamışlardır. Araştırmacılar çalışmada ayrıca gradyan köpük çekirdeğinin çökme kuvveti ve plastik gerinim enerjisi üzerindeki etkilerini de araştırmışlardır. Elde ettikleri veriler ile analiz sonuçlarının mevcut model için güvenilir ve uygulanabilir olduğunu sonucuna varmışlardır. Son olarak kütle yoğunluğunun üst yüzey tabakasından alt yüzey tabakasına doğru arttığı bir gradyan köpük çekirdeğinin kullanılmasının çökme kuvvetini ve köpük çekirdeğinin plastik gerinim enerjisi oranını azaltabileceğini ortaya koymuşlardır.

Mengqian Sun ve ark., (2019), Çalışmalarında Hamilton prensibi kullanarak, metalik yüzey tabakalı sandviç bir panelin düşük hızlı darbe davranışının incelenmesi üzerine yeni bir analitik model önermişlerdir. Daha sonra önerdikleri modeli değiştirilmiş bir Lagrange fonksiyonu ile genişletmişlerdir. Böylece düşük hızlı darbe tepkisinin üst yüzey tabakasının plastisitesine etkisini anlamaya çalışmışlardır. Tahmin edilen maksimum çökme ve çökme kuvveti geçmişi, önceden yayımlanmış deneysel ve nümerik çalışmalar ile karşılaştırılarak maksimum çökme derinliğinin alt ve üst sınırlarını elde etmişlerdir. Üst yüzey tabakasının plastisitesinin maksimum çökme derinliğini arttırdığı ve üst yüzeye etkiyen temas yükünü azalttığı sonucuna varmışlardır. Araştırmacılar elde ettikleri veri sonuçları ile önerdikleri modelin elastik bir varsayım için düşük enerjilerdeki darbe davranışı sonuçlarını, tamamen plastik bir varsayım için daha yüksek enerjilerdeki darbe davranışı sonuçlarını tahmin edebildiği sonucuna varmışlardır.

Dahai Zhang ve ark., (2017), Küresel bir çarpma tertibatı ile ağırlık düşürme etkisine maruz bırakılan bal petek çekirdekli sandviç bir panelin çökme tepkisi ve enerji emme özeliğini araştırmışlardır. Sarkaç darbe sistemi kullanarak deneylerini gerçekleştiren araştırmacılar elde ettikleri deney sonuçları, üç boyutlu bir sonlu elemanlar modeli oluşturarak modelden elde ettikleri sonuçlarla karşılaştırdılar. Darbe sonrası üst yüzey tabakasının bükülmesi ve çekirdek hücre duvarlarının kırılması nedeniyle oluşan atık göçüğün üst yüzey tabakasında kaldığı sonucuna varmışlardır. Sandviç panele etkiyen düşük hızlı darbe sonucu oluşan darbe enerjisinin çoğunun üst yüzey tabakası ve bal petek çekirdeği tarafından emildiği ve enerji emilme oranının %80 olduğunu ifade

etmişlerdir. Üst yüzey tabakası tarafından emilen enerjinin petek çekirdeğine oranı, küresel çarpma tertibatının yarı çapıyla orantılı olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca plastik deformasyonun oluşmaya başladığı bir eşik değerin var olması nedeniyle darbe enerjisinin artması ile enerji emme verimliliğini de arttığı ifade etmişlerdir.

Mualla H. Türk ve ark., (1999), Yarım küresel bir çöktürücü tarafından çökmeye maruz bırakılan kompozit sandviç bir plakanın deformasyon ve kırılma tepkileri için kapalı formülü çözümler üretmişlerdir. Sandviç kompozit malzeme sert plastik bir temel üzerine oturan sonsuz, ortotropik, elastik bir plaka olarak modellenmiştir. Çalışmada üst yüzey tabakasında oluşan sapmanın laminant kalınlığının birkaç katı olmasından ötürü bükülme momentini ihmal edip, üst yüzey için yalnızca membran kuvvetlerini dikkate almışlardır. Çökme kuvvetinin bal peteği çekirdeğinin ezilme direnciyle sağlandığını ifade etmişlerdir. Ön yüzeyin deformasyonunu minimum potansiyel enerji prensibine dayandıran araştırmacılar yüzey tabakasındaki membran kuvvetinden kaynaklanan elastik gerinim enerjisini yüzey tabakasında oluşan sapma için uygun bir şekil fonksiyonu kullanarak değerlendirmişlerdir. Araştırmacılar ayrıca ön yüzey tabakasında çatlaklar oluşmasına neden olan hasar yüklerini Maksimum Gerilim ve Tsai-Hill kriterlerini kullanarak tahmin etmişlerdir. Hasar yükünün çökme yarıçapı ile arttığı ve bal peteği çekirdeğinin ezilme direnci ile ters orantılı olduğunu gözlemlemişlerdir. Son olarak analitik sonuçlar ile deneysel sonuçların arasındaki farkın %15 olduğunu ifade etmişlerdir.

Zhongyou Xie ve ark., (2011), Küresel ve düz olmak üzere iki ayrı çöktürücü tarafından lokal çökme yüklemesine maruz kalan köpük çekirdekli sandviç yapının çökme davranışını virtual hızlar ilkesine dayanarak doğrusal bir hız alan dağılımı için ikinci dereceden bir şekil fonksiyonunu modelleyerek incelemişlerdir. Çökme kuvvetinin, çökme yer değiştirmesinin karesiyle doğru orantılı olarak değiştiğini ifade etmişlerdir. Analitik çözümlerin teorik sonuçlarla doğruluğunun analizi için ABAQUS/Explicit kullanılarak sonlu elemanlar modelleri oluşturulmuştur. Analitik sonuçlar yüzey deformasyon profillerinin giriş yönü boyunca temas merkezinden uzaklığın karesi ile orantılı olduğu sonucuna varmışlardır.

Zhongyou Xie ve ark., (2013), Düz/küresel bir çöktürücü altında metalik köpük çekirdekli sandviç panellerin lokal girintisi üzerine yaptıkları çalışmada sandviç kompozit malzemeyi sert plastik bir temel üzerine sonsuz, izotropik, plastik bir membran olarak modellemişlerdir. Basitlik sağlamak adına, üst yüzey tabakasının deformasyonunu tanımlamak için ikinci dereceden bir polinom yer değiştirme alanı kullanmışlardır.

Minimum potansiyel enerji prensibi kullanarak çökme kuvveti ve deformasyon bölgelerinin boyutları için kesin çözümler elde etmişlerdir. Analitik sonuçları doğrulamak için ABAQUS kodu kullanarak simülasyondan elde ettikleri verilerle kıyaslayıp sonuçların uyum içinde olduğunu ifade etmişlerdir.

Juho T. Siivola ve ark., (2015), Köpük çekirdekli sandviç bir yapının düşük hızlı darbe davranışı üzerine yapmış oldukları çalışmada ince kalınlığa sahip yüzeylerde zar zor gözlemlenen, nispeten daha zayıf olan çekirdek malzemesinde ise dikkate değer hasarlar oluştuğunu gözlemlemişlerdir. Çalışmalarında hasarları tespit etmek için köpük çekirdekli sandviç yapıya yüksek uzaysal çözünürlüğe sahip Rayleigh saçılımı tabanlı fiber optik gerinim izleme sistemini uygulamışlardır. Ölçümlerle doğruladıkları sonlu elemanlar analizini, ölçülen gerinim verilerinden hasarlı çekirdek alanını tahmin etmek için kullanmışlardır. Çevresel koşulları ve köpük çekirdeğinin gevşemesinin hasar tespit edilebilirliğini olumsuz yönde etkileyebilse de, sistemin yüksek çözünürlüğünün hasar tespiti mümkün kıldığını ifade etmişlerdir. Sandviç panellerle yapılan çökme testinin giriş numuneleriyle benzer özellikler göstermiş olduğunu görmüşlerdir. Çalışmacılar ölçümlerle uygun sonuçlar veren sonlu elemanlar analizine dayanarak, hasarlı çekirdek alanının, yükleme noktasının yakın bölgedeki basınç gerinim zirve değerlerinden elde edilebileceği tahmininde bulunmuşlardır.

Vijayasimha Reddy ve ark., (2014), İpek-pamuk ahşap kaplamalı ve alüminyum çekirdek malzemesi olan hücresel sandviç panellerin enerji emme kapasitesini, yarı statik düşük hızlı yükleme altında incelemişlerdir. Tip-I (oryantasyon açısı 0°) ve Tip-II (oryantasyon açısı 90°) olmak üzere iki sandviç panel tipi inşa eden araştırmacılar bu panellerin bir dizi düşük hızlı davranışı sonuçlarını yapmış oldukları yarı statik deney sonuçları ile karşılaştırmışlardır. Hücresel sandviç panellerin enerji emilimi kapasitesinin dinamik yükleme altında yarı statik yükleme koşullarına göre arttığını görmüşlerdir. Tip-I sandviç panellerin düşük hızlı darbe davranışları için darbe enerjisini daha iyi absorbe ettiğini bulmuşlardır. Enerji emme kapasitesindeki artış Tip-I sandviç panelleri için %50 iken Tip-II sandviç paneller için %26 olduğunu ifade etmişlerdir. Böyle araştırmacılar enerji emme kapasitesini göz önüne alarak Tip-I sandviç panellerin yapı ve binalarda darbe sonucu oluşabilecek her türlü hasara karşı koruyucu bir kaplama malzemesi olabileceğini ifade etmişlerdir.

Shan-shan Shi ve ark., (2014), Yüzey tabakası karbon fiber ve alüminyum petek çekirdekli sandviç bir kompozit malzemenin tek eksenli basınç altında bükülme davranışlarını incelemişlerdir. Çalışmada kullanılan kevler takviyeli reçine arayüz

yapışkan bağlantının etkili bir şekilde kompozitle uyum sağladığını gözlemlemişlerdir. Böylece kevlar içeren yapışkan yüzeyin yüzey tabakaları ve çekirdek ile birleşmesinin veya köprü kurmasının arayüz çatlaması durumunda güçlü bir köprülemeye yol açtığını ifade etmişlerdir. Çökme yükü ve enerji emilimini analitik modellerden elde ettikleri tahminlerle karşılaştırmışlardır. Araştırmacılar kevlar içeren takviye yapışkan yüzeylerin sertleşme ve güçlendirme mekanizmalarını detaylı fraktografi gözlemleriyle birlikte açıklamışlardır. Çalışmada üç noktalı bükülme ve tek eksenli sıkıştırma koşulları altında sandviç kirişlerin analitik olarak tahmin edilen kritik yüklerin, karbon fiber yüzey tabakaları ve alüminyum petek çekirdeği arasındaki fiber arayüz sertleşmesinin faydalarını daha da doğrulamışlardır.

Chai G.B. ve ark., (2011), Düşük hızlı darbeye maruz kalan kompozit sandviç yapının dinamik tepkisinin geçmiş çalışmalar ile uyumu üzerine düşük hızlı ve yüksek hızlı darbelere odaklanarak bir çalışma yürütmüşlerdir. Düşük hızlı darbe tepkisini, darbe kütesinin yapısal bileşenin etkin kütle oranı olarak tanımlamış oldukları kütle oranına göre belirlemişlerdir. Çalışmada darbe yüklerine maruz kalan sandviç panellerin darbe sonuçları deneysel ve sayısal yöntemler kullanan modeller ile gerçekleştirmişlerdir. Çalışmada araştırmacılar darbe tepkisine yönelik matematiksel çözümler de ayrıntılı sonuçlar sunmuşlardır. Etkin kütlelerin panelin kütesine oranı Kirchhoff plakası için dörtte bir olarak incelenmişken, eğilme sertliği kayma sertliğinden çok daha büyük olduğunda etkin kütlelerin panel kütesine oranı büyük ölçüde düştüğünü incelemişlerdir. Son olarak araştırmacılar sandviç yapılarda kayma rijitliğinin, gerilimlerin üst yüzey tabakasından çekirdeğe ve daha sonra çekirdekten alt yüzey tabakasında aktarılmasında önemli rol oynadığını ifade etmişlerdir.

Leijten J. ve ark., (2009), Birincil uçak yapıları için kullanılan kompozit sandviç panellerin hasar toleransını deneysel olarak araştırmışlardır. Araştırmacılar karbon/epoksi yüzey tabakalı ve Rohacell (PMI) köpük çekirdekten oluşan sandviç numunelerin düşük hızlı darbe testleri için sandviç panelin hem iç hem de dış darbe davranışlarını incelemişlerdir. Düzlemsel hasar alanını ultrasonik TTU C-taraması kullanan araştırmışlardır. Rohacell köpük çekirdeğinin kalınlığının ve yoğunluğunun değiştirilmesi, referans alınan sandviç panele göre büyük sapmalara neden olduğunu gözlemlemişlerdir. Son olarak çalışmada araştırmacılar düzlemsel alanda yaptıkları hasar değerlendirmesinde, çekirdek kalınlığının 10-15 mm arasında olması durumunun düzlemsel alandaki hasarın küresel hasar davranışından yerel hasar davranışına bir geçiş gerçekleştirdiğini görmüşlerdir.

S. Feli ve ark., (2016), Çalışmalarına küresel bir çarpma tertibatı ile düşük hızlı darbeye maruz kalan sabitlenmiş dairesel kompozit sandviç paneller için analitik bir model sunmuşlardır. Kompozit sandviç panel simetrik olup yüzey tabakaları çapraz katlı laminantlardan oluşmuştur. Temas kuvveti ve temas kuvveti-çökme ilişkisini elde etmek için minimum potansiyel enerji prensinden faydalanmışlardır. Analitik modelde, yüzey tabakasının bükülmesinden kaynaklanan gerinim membranının, gerilme ve gerinim enerjileri belirlemişlerdir ve çekirdek malzemesi rijit mükemmel plastik olarak kabul etmişlerdir. Araştırmacılar analitik çalışma sonuçlarını daha önce yapılmış çalışmalarla kıyaslayıp iyi bir uyum gözlemlemişlerdir. Üst yüzey tabakasının emdiği darbe enerjisinin çekirdek malzemesinin emdiği darbe enerjisinden daha fazla olduğunu bulmuşlardır. Çekirdek kalınlığının artmasıyla, küresel çökme tarafından emilen enerji yüzdesinde azalma olduğu ancak yüzey tabakasının yerel sapması tarafından emilen enerjinin neredeyse sabit kaldığını ifade etmişlerdir. Son olarak araştırmacılar sandviç panelde aynı darbe enerjisi için, çekirdek kalınlığının artmasıyla sandviç panelin kayma direncinin arttığını gözlemlemişlerdir.

Yu Rong ve ark., (2018), Oluklu çekirdeklerin geometrik konfigürasyonlarının sandviç panellerin yerel darbe tepkisi ve düzlemsel basınç performansı üzerindeki etkilerini FEM sonlu elemanlar tarafından sunmuşlardır. Çalışmada aynı boyut, ağırlık ve malzeme türüne sahip farklı geometrik özellikli beş sandviç panel tasarlamışlardır. Düşük hızlı yerel darbenin sayısal simülasyon sonuçları, çekirdek geometrisindeki değişikliklerin küçük enerji etkisi altındaki enerji emme kapasitesi üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu gözlemlemişlerdir. Ancak çekirdek geometrisindeki değişikliğin sandviç panelin yüksek enerji etkisi altında enerji emme kapasitesi üzerine bir etkisinin olmadığını dile getirmişlerdir. Çalışmalarında düzlemsel sıkıştırma sayısal sonuçları için, sinüzoidal çekirdekli sandviç panellerin daha düşük basınç katlıklarına ve daha düşük nihai dayanımlara sahip olduğunu görmüşlerdir. Yüzey levhaları ve çekirdekler arasındaki daha küçük bir bağlanma alanı nedeniyle yay şekilli, üçgen ve sinüzoidal şekilli çekirdek sandviç panellerde önemli düzeyde bağlanma meydana geldiğini ifade etmişlerdir.

D. Feng ve ark., (2013), Köpük çekirdekli sandviç yapılı bir kompozit malzemenin düşük hızlı darbeye maruz kalması üzerine bir çalışma yapmışlardır. Kompozitte meydana gelen fiber kırılmaları, matris çatlamları ve delaminasyon gibi tipik hasar modlarının başlangıcı ve büyümesi, arayüz yapışma yasaları üç boyutlu hasar modelleri ile simüle etmişlerdir. Sonlu elemanlar sonuçları, PVC köpüğüne bağlı

karbon/epoksi yüzey tabakalarında oluşan sandviç paneller üzerine elde edilen darbe testi deneysel sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Çalışmada elde edilen, kuvvet geçmişleri, kuvvet-yer değiştirme eğrileri ve harcanan enerji sonuçlar simülasyon ve deney sonuçlarında uyumluluk göstermiştir. Son olarak darbeden etkilenen ön yüzeylerin farklı kalınlıktaki konumları için ayrı ayrı oluşan delaminasyon şekilleri, yönelimleri ve boyutları göz önüne alındığında deneysel ve simülasyon verileri açısından iyi bir uyum içinde olduğunu görmüşlerdir.

Yukarıda verilen literatür çalışmalarında da görüldüğü gibi sandviç yapıların üzerine yapılan önceki çalışmalar sandviç yapının çökme analizleri için genel nümerik modellemelerde, sandviç yapıların elastik tepkilerine veya sandviç yapıların elastik yüzey tabakalarına odaklanmışlardır. Bu yüzden tez çalışmasında, teorik ve simülasyon verilerinde plastik tepkilere odaklanarak literatüre katkı sağlanması amaçlanmaktadır.

Tez çalışması dört önemli bölümden oluşmaktadır. Birinci bölümde, kompozit malzemeler ve sandviç bal petekleri hakkında genel bilgiler verilmiştir. İkinci bölümde, materyal ve metot ana başlığı altında sandviç panelin teorik sonuçlarını elde etmek için kullanılan formüllerin enerji denge denklemlerine göre elde edilmesi hakkında bilgiler verilmiştir. Üçüncü bölümde, elde edilen sonuçların grafik ve tablolar yardımıyla verilmesi ve bunların yorumlanması verilmiştir. Dördüncü bölümde ise sonuçların tez çalışması parametrelerine bağlı olarak tartışılması verilmiştir.

Çalışmamız için sonraki bölümler şu şekilde olacaktır:

- a) Kompozit malzemeler ve kompozit sandviç bal petekleri üzerine bilgi verilmiştir.
- b) Materyal ve yöntem bölümünde sandviç panelin teorik sonuçlarını elde etmek için kullanılan formüllerin elde edilmesi hakkında bilgiler verilmiştir.
- c) Sonuçlar bölümünde teorik verilerin ABAQUS/CAE simülasyon verileri ile kıyaslanması grafikler ve tablo verileri ile verilmiştir.
- d) Tartışma bölümünde çalışmamızda elde ettiğimiz veriler özetlenerek karşılaştırılmıştır.

2. GENEL BİLGİLER

2.1. Kompozit Malzeme

Kompozit malzeme tanımsal olarak, tek tek her bir bileşeninin kendilerine ait özelliğini koruduğu ve birbirleri içerisinde çözünmeyen malzemelerden oluşan, aynı grup ya da farklı grup malzemelerin farklı özellikli yeni bir malzeme elde etmek için makro veya mikro seviyelerde bir araya gelmesiyle oluşan mekanik açıdan daha üstün özelliklere sahip malzemelerdir.

Birçok alanda oluşan mekanik açıdan üstün özellikli malzeme ihtiyacı kompozit malzemelerin kullanım yerlerine göre ham madde olarak kullanılmasını sağlamıştır. Günümüzde kompozit malzemelerin yaygın kullanıldığı sektörlerden bazıları şunlardır:

- Robot
- Otomotiv
- Denizcilik
- Havacılık ve Uzay
- Raylı sistemler
- Tıbbi cihazlar

Kompozit Malzemelerin Avantajları:

- Mukavemet yüksekliği: Kompozit malzemelerin çekme ve eğilme mukavemet özellikleri metalik malzemelerle kıyaslanınca oldukça yüksektir. Ayrıca kompozit malzemelerin üretim şekilleri ve istenen yönde istiflene bilmeleri malzeme tasarrufunu ve maliyetini önemli ölçüde olumlu yönde etkilemektedir.
- Malzeme hafifliği: Birim alan malzeme kullanım ağırlığı göz önüne alındığında kompozit malzemeler plastikler ve metallere göre daha yüksek mukavemet özelliği gösterirler.
- Elektriksel iletkenlik ve yalıtkanlık: Kompozit malzemenin bize sunduğu malzeme seçme özgürlüğü ile seçilecek doğru malzeme türü ile elde edilen kompozit malzeme iletken veya yalıtkan malzeme özelliği gösterebilir.
- Korozyon ve kimyasal etkilere karşı direnç: Kompozit malzemeler imalatı esnasında seçilecek doğru malzemeler ile korozyon ve kimyasal etkilere karşı

oldukça dirençli olabilirler. Örneğin; yüksek lisans çalışmamda korozyon direnci yüksek E-cam takviyeli hibrit bir kompozit malzeme imal edip, imal edilen korozyona dirençli yüksek mukavemetli malzemenin deniz altı gibi cihazlarda kullanılabileceği tarafımda yorumlanmıştır.

- Isıya karşı dayanıklılık: Kompozit malzemeler imal edilirken kullanılan epoksi reçineler kompozit malzemeye dayanım sağlarken ayrıca yapıyı ısıya karşı oldukça dirençli hale getirirler. Karbon fiber takviyeli ve epoksi reçine ile yapıştırılarak elde edilen bir kompozit malzeme oldukça yüksek ısı dayanım gösterebilmektedir.
- Titreşim sönümleme özelliği: Sünek malzemeler olan kompozit malzemeler doğal bir titreşim sönümleyicidirler. Titreşim sönümleme özellikleri sayesinde malzemede oluşabilecek çatlakları ve oluşan çatlakların ilerlemesini minimal seviyede tutmuş olurlar.

Kompozit Malzemelerin Dezavantajları:

Kompozit malzeme imalatında göz önüne alınması gerek faktörlerden biri de kompozit malzemeyi oluşturan malzemelerin herhangi birindeki olumsuz bir malzeme özelliği tüm yapıda mekanik olumsuzluk olarak kendini göstermektedir. Örneğin: Kompozit malzemeyi oluşturan matris malzemesinin sıcaklık, nem ya da kimyasal etkilere dayanıksız olması tüm kompozit yapının bu etkilere karşı dayanıksız olmasına sebep olur ve malzemenin sıcaklık, nem, kimyasal direnç gerektiren yerlerde kullanılamamasına sebep olmaktadır.

Dezavantajları maddeler halinde sıralayacak olursak:

- Kompozitin imalatı sırasında malzeme iç yüzeyinde kalacak olan hava boşluğu malzemenin yorulma ömrünü olumsuz etkiler.
- Kompozit malzemeler farklı yükleme doğrultularında farklı mekanik özellikler göstermektedir.
- Uzun imalat süreleri maliyeti arttırmaktadır.
- Demir, alüminyum ve bakır gibi metallerle kıyasla malzeme geri dönüşümleri sorunludur.
- İmalat öncesi tasarım parametreleri iyi hesaplanmalıdır aksi takdirde ham madde bazlı yüksek imalat verimliliği sağlanamaz bu durumda dezavantaj oluşturur.

- Doğal sünek malzeme olan kompozit malzemeler metalik malzemelere göre daha gevrek özellik gösterir. Bu durumda kompozit malzemelerin metalik malzemelere göre daha kırılğan malzemeler olmasında yol açar. Sünek malzemeler plastik özellik gösterirken akma gerilmesinde müdahale şansı tanırken, metallere göre daha gevrek davranmaları kırılma anında müdahale şansını metalleri göre düşürmektedir.

2.2. Kompozit Malzemelerin Sınıflandırılması

Kompozit malzemeler esnek imalat standartlarından ötürü belirli bir gruplandırma sınırlaması içermezler ama durumun daha iyi anlaşılması için kompoziti oluşturan malzemeleri malzeme formları göz önüne alarak şu şekilde bir sınıflandırma yapılmaktadır.

2.2.1. Takviye elemanı yapısına göre kompozit malzemeler

Kompoziti oluşturan takviye elemanın yapısı ve şekli göz önüne alınarak sınıflandırılınca:

- a) Elyaf takviyeli kompozitler
- b) Parçacık takviyeli kompozitler
- c) Hibrid kompozitler
- d) Sandviç yapılı kompozitler

a) Elyaf takviyeli kompozitler

Elyaf takviyeli kompozitlerde kullanılan elyafların elyaf kalınlık ve uzunlukları, elyaf oryantasyon açıları ve elyaf kullanılan katman sayıları gibi parametreler kompozit malzemesinin dayanımına etkiyen faktörlerden bazılarıdır. Elyaf takviyelerinin kompozit yapıyı oluşturan katmanlara homojen dağılımı kompozit yapıya izotropik özellik kazandırır. Elyaf takviyeli kompozitler elyaf oryantasyon açısı yönündeki yüklemelere karşı yüksek mukavemet özelliği gösterirken elyaf oryantasyon açılarına dik uygulanan yüklemeler için ise düşük mukavemet özellikleri gösterirler (Aydın F., 2018).

b) Parçacık takviyeli kompozitler

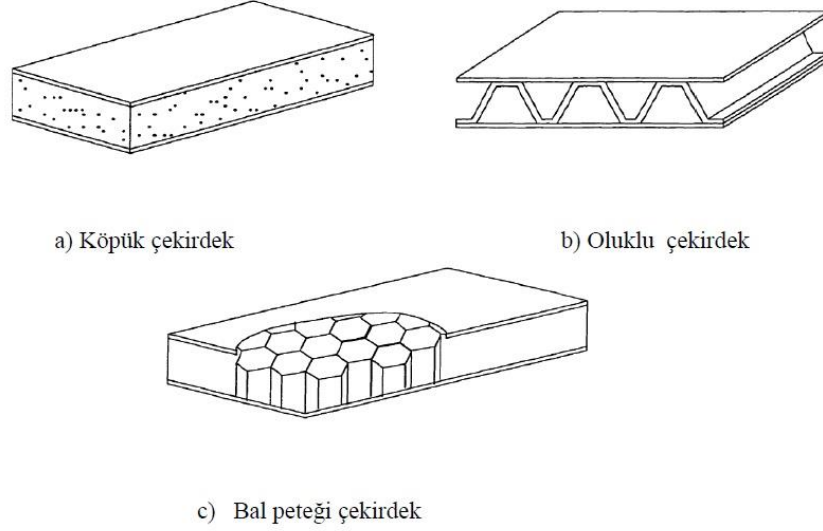
Parçacık takviyeli kompozitler kompoziti oluşturan bir matris malzemesi içinde başka bir malzemenin parçacıklar halinde bulunmasıyla elde edilir. Burada kompozit malzemesinin mukavemet değeri kullanılan parçacık malzemelerinin sertliğine bağlıdır. Örneğin metalik bir matris malzemesi içerisinde bulunan seramik malzeme parçacıkları yapıya sertlik ve yüksek sıcaklık dayanımı sağlar. Bu tür malzemeler genellikle yüksek sıcaklık dayanımı istenen yerlerde kullanılırlar.

c) Hibrit kompozitler

Aynı kompozit malzeme içinde bulunan iki ya da daha fazla sayıdaki fiber malzemesinin matrisle bir araya gelerek oluşturduğu yapıya hibrit kompozit malzeme denir. Hibrit kompoziti oluşturan elyaflar yüksek modülleri sayesinde kompozit malzemeye sertlik ve yük taşıma kabiliyeti sağlar iken, hibrit kompozitin diğer bir bileşeni olan fiberler ise düşük modülleri ile kompozit yapının hasarlara karşı dayanımlı olmasını sağlarlar. Hibrit kompozitler diğer kompozitlere nazaran darbe davranışları daha karmaşık özellik gösteren kompozitlerdir. Örneğin: Hibrit kompozitlere uygulanan yüksek hızlı darbeler malzemede gözle görünür hasarlar meydana getirirken, düşük hızlı darbe durumunda matris malzemesinde kılcal çatlamlar oluşturur ve bu durum delaminasyon hasarlarının oluşmasına sebep olur.

d) Sandviç yapılı kompozitler

Sandviç kompozit malzemeler, iki ince ve rijit üst-alt yüzey tabakaları arasında bulunan kalın ve oldukça hafif bir çekirdek malzemesinin yapıştırıcı yüzeyler ile birbirine yapıştırılmasıyla elde edilen malzemelerdir. Sandviç kompozitte kullanılan üst-alt yüzey tabakaları izotropik malzemeler ya da fiber takviyeli malzemelerden oluşabilmektedir. Ayrıca üst-alt tabakaları ve çekirdek malzemesi farklı geometrik yapılarda seçilebilmesi bize uygun tasarım ve mekanik özellik avantajı sağlamaktadır. Bu durum, sandviç malzemelerin otomotivden havacılık ve uzay endüstrisine kadar birçok alanda yaygın olarak kullanılabilmesini sağlamaktadır.



Şekil 2.1. Farklı tip çekirdek malzemesine sahip sandviç yapılar

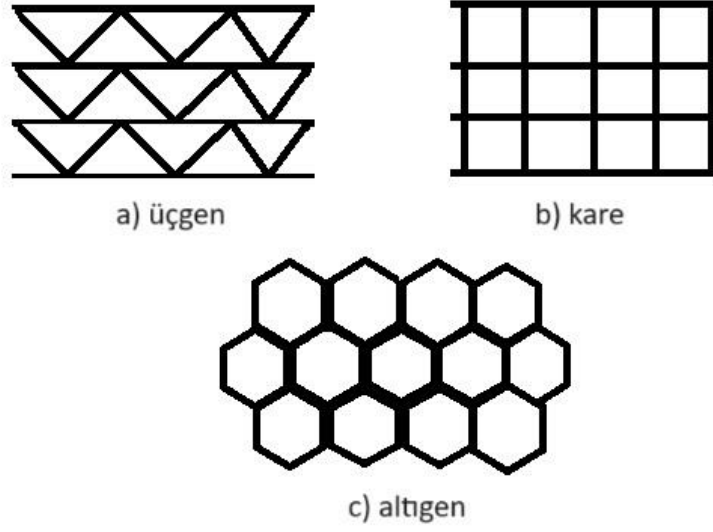
Bal peteği çekirdekli sandviç yapıların düşük hızlı darbe davranışı üzerine yaptığımız çalışmadan ötürü bal petek sandviç kompozitler başlığında konu detaylı olarak verilmiştir.

2.3. Bal Peteği Sandviç Kompozit

Prizmatik bir hücre yapısına sahip olan bal peteğinin oluşturduğu kompozit yapıda çekirdek malzemesi olarak metaller, polimerler ve seramikler yaygın olarak tercih edilmektedir. Bal peteği sandviç yapı sayesinde kompozit yapı iyi bir enerji absorpsiyon özelliği kazanmaktadır. Bal peteği sandviç yapı bir kompozit malzemenin mekanik özelliği aşağıdaki konu başlıklarında ele alınmıştır.

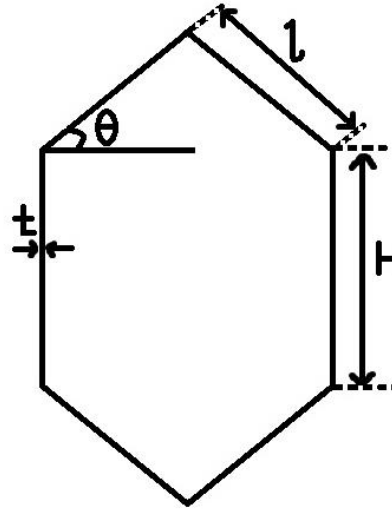
2.3.1. Bal peteği hücre şeklinin etkisi

Bal petekleri defalarca tekrar eden altıgen, üçgen ve kare şekilli birim hücrelerden oluşmaktadır. Şekil 2.2’de bazı birim hücre tipleri gösterilmiştir.



Şekil 2.2. Bal peteği birim hücre tipleri

Bu birim hücreler birden fazla şekilde istiflenerek bir araya getirilmektedir. İstiflenme şekillerine göre köşe başına farklı sayıda kenar olabilmektedirler. Birim hücre şekli ile bal peteği çekirdek malzemesinin izotropik mi anizotropik mi olup olmadığı kontrol edilebilmektedir. Örneğin: lineer elastik bölgede birim hücre şekilleri üçgen ve altıgen olan bal petekleri izotropik özellikler göstermektedirler (Gibson ve ark., 1997).



Şekil 2.3. Altıgen bal peteği için hücre şekli

Şekil 2.3'te verilen altıgen hücre geometrisine sahip bal peteği birim hücre mekanik özellikleri, h/l oranına, t hücre duvar kalınlığına ve θ açısına bağlıdır. Düzgün altıgen bal peteği için $h/l = 1$ ve $\theta = 30^\circ$ dir.

Birim hücrelerden oluşan bal peteği sandviç kompozit malzemelerin mekanik özellikleri temel olarak üç parametreye göre değişmektedir.

- a) Yapıyı oluşturan katının özelliklerine bağlıdır.

$$\rho_k = \text{Yoğunluk}$$

$$E_k = \text{Young modülü}$$

$$\sigma_{ys} = \text{Akma gerilmesi}$$

- b) Malzemenin bağıl yoğunluğuna bağlıdır.

$$\frac{\rho^*}{\rho_k} = \text{bağıl yoğunluk}$$

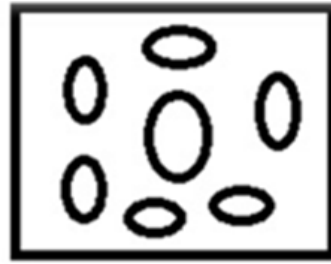
$$\rho^* = \text{hücre malzemenin yoğunluğu}$$

$$\rho_k = \text{yapıldığı katının yoğunluğu}$$

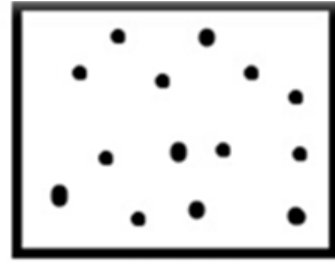
- c) Birim hücre şekline bağlıdır.

Bağıl yoğunluk:

Hücre malzemelerin mekanik özellikleri üzerine bağıl yoğunluğun etkisi oldukça fazladır. Bağıl yoğunluğun artırılması ile birim hücre kenarlarında daha fazla malzeme elde edilmekte ve gözenek hacmi buna bağlı olarak azalmaktadır. Buna karşın bağıl yoğunluğun çok fazla artırılması ile elde edilecek yapı artık gerçek bir hücre malzeme olmayacaktır. Bunun yerine yapı içerisinde izole edilmiş küçük gözenekler olan bir katı malzemeye benzeyecektir.



a) $\rho^*/\rho_k < 0,3$



b) $\rho^*/\rho_k > 0,8$

Şekil 2.4. Bağıl yoğunluğa artışına bağlı gözeneklilik durumu

Şekil 2.4'te görüldüğü gibi malzemenin bağıl yoğunluğunun 0,3'ten küçük olma durumunda malzeme hücre malzeme bir yapıda iken, bağıl yoğunluğun 0,8'den büyük olduğu durumda ise hücre malzeme yapı küçük gözenekli bir katı gibi davranmaktadır (Gibson ve ark., 1997).

Bu durum göz önünde bulundurularak modellenecek olan bir hücresel yapının bağıl yoğunluğunun belli bir miktarın altında olmasına dikkat edilmelidir. Ayrıca bal peteği hücre duvarlarında oluşan bükülme deformasyonu durumu bağıl yoğunluğun 0,3'ten küçük olduğu durumda gözlemlenmektedir.

Altıgen bal petekli birim hücre için bağıl yoğunluk:

$$\frac{\rho^*}{\rho_k} = \frac{(t/l)(h/l+2)}{2\cos\theta(h/l+\sin\theta)} \quad (2.1)$$

denkleminde elde edilir. Böylece düzgün altıgen bal petekleri için $h/l = 1$ ve $\theta = 30^\circ$ değerlerinde bağıl yoğunluğun “ h/l ” oranına bağlı olduğu görülmektedir.

2.3.2. Bal peteklerinin düzlem içi ve düzlem dışı yükleme durumunda mekanik özellikleri

Burada altıgen bal petekleri incelenmiştir. Çünkü altıgen bal petekleri birim hücre yapısına sahiptirler ve bir birim hücre için hesaplanacak olan bir deformasyon analizi bize tüm yapının deformasyonu hakkında bilgiler verecektir.

2.3.2.1. Düzlem içi yükleme

Bu bölümde öncelikle elastomerik malzemeler ve metalik bal petekleri için düzlem içi yükleme durumunda gerilme-şekil değiştirme davranışlarından bahsedilmiştir. Gerilme-şekil değiştirme grafikleri çekme ve sıkıştırma durumu için açıklanmıştır.

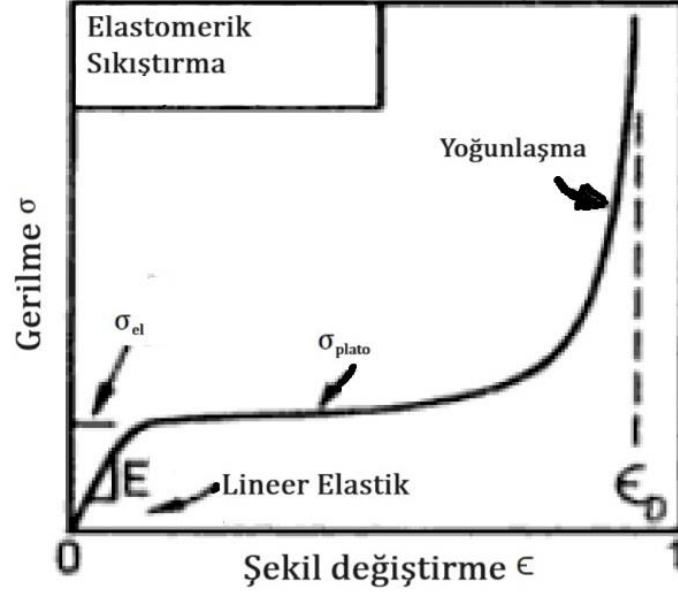
1) Düzlem içi sıkıştırma yüklemesi için gerilme-şekil değiştirme davranışları:

a) Elastomerik sıkıştırma:

Elastomerler kolay deforme olmayan, bükülebilir plastik malzemelerdir. Kauçuk veya plastikten üretilen bal petekleri elastomerlere örnek olarak verilebilir. Şekil 2.5'te elastomerik sıkıştırma için gerilme-şekil değiştirme grafiği verilmiştir.

Sıkıştırma başlangıcında öncelikle elastik bir parça elde edilmiş olur. Lineer elastik bölgede birim hücre duvarları bükülmeye başlar. Sıkıştırma olayı devam ettikçe bir noktada gerilme neredeyse sabit kaldığı bir plato bölgesinde sabit bir elastik burkulma plato gerilmesi σ_{el} elde edilmiş olur. Plato bölgesinde birim hücrelerde çökmeler oluşmaktadır. Sıkıştırma arttıkça bu çöken birim hücrelerin hücre duvarları iç içe geçip

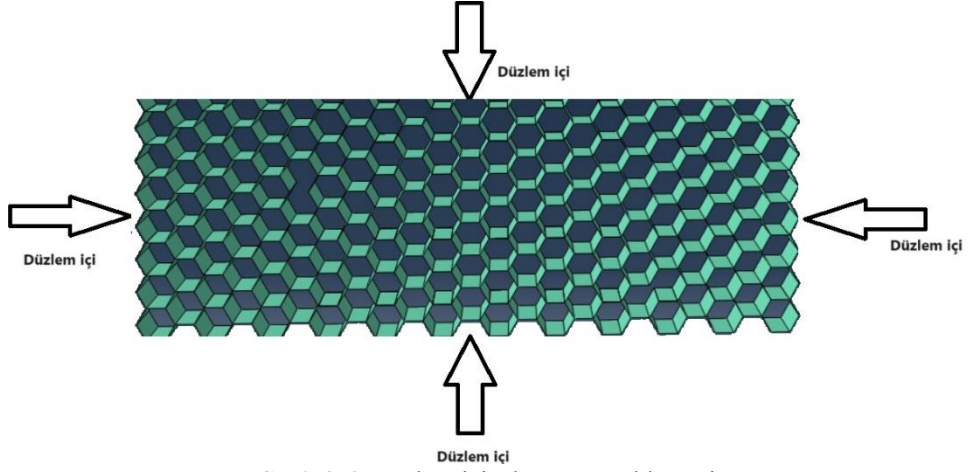
birbirlerine baskı yapmaya başlar ve sıkıştırma baskısı yoğunlaşmaya sebep olur. Sıkıştırma artmaya devam ettikçe yoğunlaşma bölgesine doğru pik yapan bir yoğunlaşma gerilmesi elde edilmiştir.



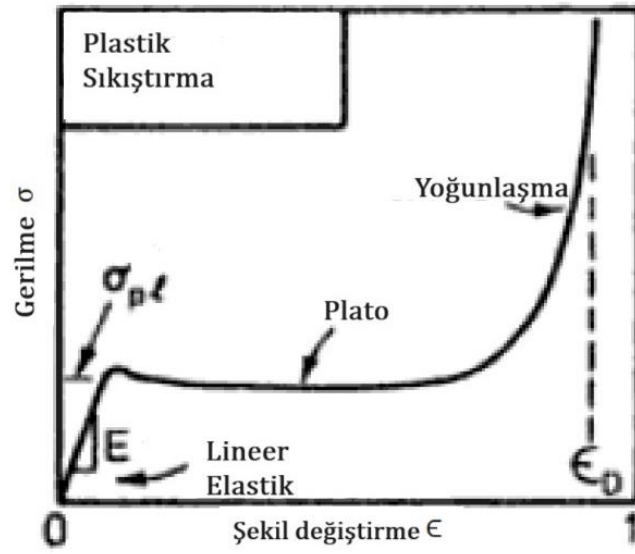
Şekil 2.5. Elastomerik sıkıştırma gerilme-şekil değiştirme grafiği

b) Metalik bal petekleri için plastik sıkıştırma:

Metalik bal peteklerinde düzlem içi sıkıştırma yüklemesinde sıkıştırma arttıkça lineer elastik bölgede hücre duvarlarında bükülme başlar. Yükleme sıkıştırması artmaya devam ettikçe elastomerik sıkıştırmada hücre duvarlarında elastik burkulmalar olur iken metalik bal peteklerinde bu durum kendini, birim hücre duvarlarında sıkıştırmaya bağlı olarak oluşan hücre duvarı akması olarak göstermektedir. Bu durum plastik akma plato gerilmesi oluşumuna neden olmaktadır. Sıkıştırma yüklemesi devam ettikçe hücre duvarları iç içe geçip birbirine baskı yaparak plato bölgesinden çıkıp yoğunlaşma bölgesine girerler. Yoğunlaşma bölgesine doğru gerilme pik yapmış olur. Şekil 2.6'da düzlem içi sıkıştırma yüklemesi görseli verilmiş olup, Şekil 2.7'de ise düzlem içi plastik sıkıştırma gerilme-şekil değiştirme grafiği verilmiştir (Gibson ve ark., 1997).



Şekil 2.6. Düzlem içi sıkıştırma yüklemesi



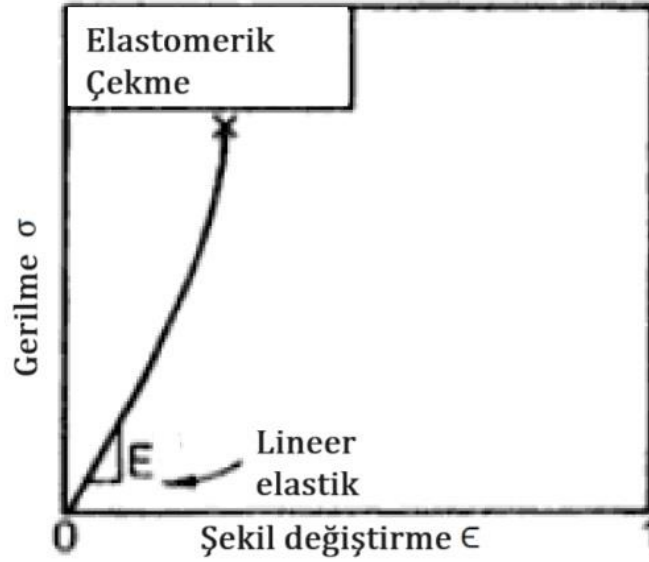
Şekil 2.7. Metalik bal peteği plastik sıkıştırma yüklemesi gerilme-şekil değiştirme grafiği

Yukarıdaki durumları özetleyecek olursak düzlem içi sıkıştırma yüklemesi sırasında gerilme-şekil değiştirme grafikleri için üç rejim durumu söz konusudur. Başlangıçta birim hücre duvarlarının çökmesine bağlı olan lineer elastik bir rejime sahibiz. İkinci rejim, elastomerik malzemeler için hücre duvarlarının burkulmasıyla, metalik bal peteği malzemeleri için hücre duvarlarının akmasına bağlı olarak oluşan sabit bir plato gerilmesinin olduğu bölgeyi ifade eder. Son olarak üçüncü rejim bölgesi ise burkulan ya da akmaya başlayan hücre duvarlarının birbirlerine değmesiyle oluşan yoğunlaşma bölgesini temsil etmektedir. Grafiklerde şekil değişimleri 0-1 aralığında oluşmakta olup %100 şekil değişimi olduğunu ifade etmektedir.

2) Düzlem içi çekme yüklemesi için gerilme-şekil değiştirme davranışları:

a) Elastomerik çekme yüklemesi:

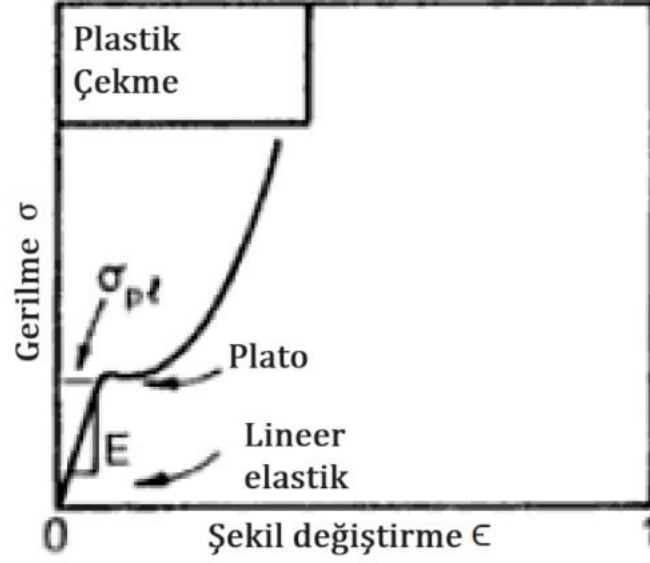
Burada tıpkı elastomerik sıkıştırma yüklemesinde olduğu gibi aynı durum devam etmektedir. Yani lineer elastik bölgede düzlem içi çekme yüklemesi sonucu birim hücre duvarlarında çökme oluşmaktadır. Elastomerik malzemelerin çekme yüklemesinde iki rejim bölgesi yoktur çünkü birim hücreler çekme yüklemesinde burkulmaya uğramaz bu nedenle elastik burkulma plato gerilmesi meydana gelmemiş olur. Çekme yüklemesi lineer elastik bölgede devam edip sonlanmaktadır. Bu durum Şekil 2.8’de elastomerik çekme yüklemesi gerilme-şekilde grafiğinde gösterilmiştir (Gibson ve ark., 1997).



Şekil 2.8. Elastomerik çekme yüklemesi gerilme-şekil değiştirme grafiği

b) Metalik bal petekleri için plastik çekme yüklemesi:

Lineer elastik rejim için çekme yüklemesinde birim hücre duvarlarında çökme meydana gelmektedir. İkinci rejim bölgesinde, elastomerik çekme yüklemesinden farklı olarak metalik bal peteklerinin çekme yüklemesinde metalik malzemesi için bir akma noktası vardır ve malzeme o akma noktasında çok az olsa da biraz plastik akmaya uğramaktadır. Bu durum metalik bal peteklerinin plastik akma plato gerilmesine sahip olmasını sağlamaktadır. Böylece ikinci rejim bölgesi birim hücre duvarlarının akmasıyla oluşmaktadır. Şekil 2.9’da metalik bal peteği malzemelerinin düzlem içi çekme yüklemesinde oluşan gerilme-şekil değiştirme grafiği verilmiştir.

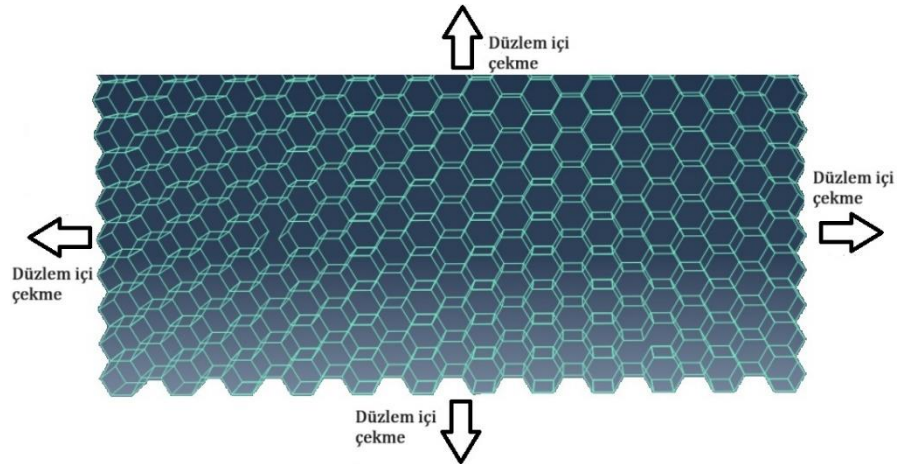


Şekil 2.9. Metalik bal peteği düzlem içi çekme yüklemesi gerilme-şekil değiştirme grafiği

Kısaca özetleyecek olursak:

Düzlem içi çekme durumunda birim hücre duvarlarında herhangi bir burkulma olayı olmaz. Bu nedenle burkulma kaynaklı elastik burkulma plato gerilmesi oluşmamaktadır.

Çekme yüklemesinde plato gerilmesi sadece birim hücre duvarlarında akma olayının olduğu durumda meydana gelmektedir. Şekil 2.10'da bal peteği malzemesinin düzlem içi çekme yüklemesi durumu verilmiştir.

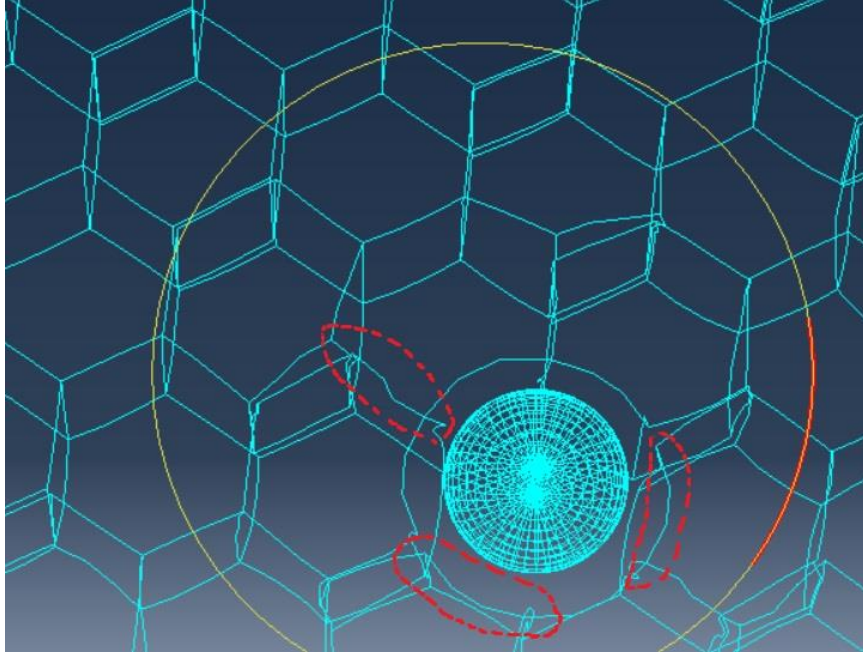


Şekil 2.10. Metalik bal peteği düzlem içi çekme yüklemesi

Birim hücre kalınlığı " t " nin, birim hücre duvarı uzunluğu " l " ye oranı (t/l) artarsa yani düzgün altıgen bal peteği için bağıl yoğunluk artması bal peteği malzemesinin sertliğini Young modülünü ve malzemenin plato gerilmesi σ_{pl} ' i arttıracaktır.

2.3.2.2. Düzlem dışı sıkıştırma yüklemesi

Metalik bal petekli sandviç kompozitler, enerji absorpsiyon özelliklerinden ötürü genellikle enerji emme cihazları olarak kullanılırlar ve kullanımları sırasında malzeme düzlem dışı yüklemelere maruz kalırlar. Düzlem dışı yüklemelerde düzlem içi yüklemelerde olduğu gibi hücre duvarlarında bükülmeler olmaz bunun yerine hücre duvarları daralır ya da uzamaktadır. Bu durum yapının daha güçlü özelliklere sahip olmasını sağlamaktadır. Şekil 2.11’de küresel bir darbe ucu (çöktürücü) tarafından düzlem dışı yükleme sıkıştırmasına maruz bırakılan metalik bal peteğin hücre duvarlarında oluşan uzamalar gösterilmiştir.



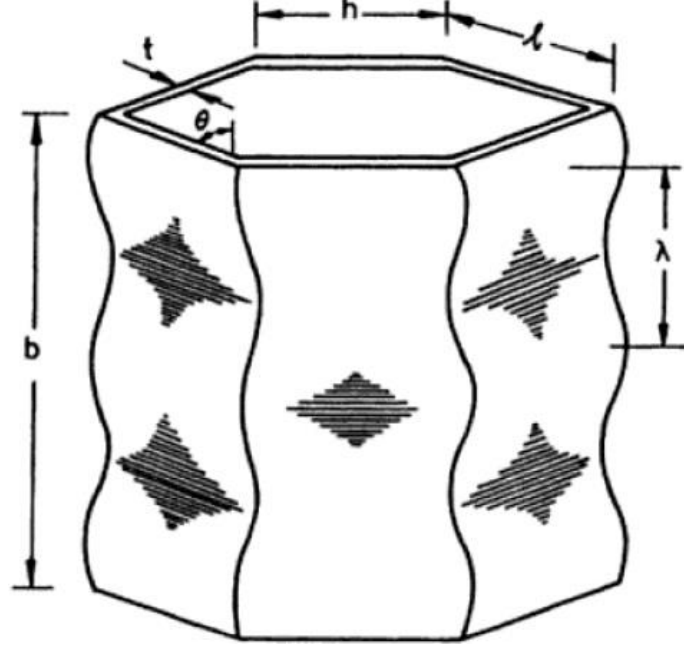
Şekil 2.11. Düzlem dışı sıkıştırma yüklemesinde metalik bal peteği için hücre duvarları davranışı

Düzlem dışı sıkıştırma yüklemeleri, elastik burkulma ve plastik çökme olarak iki kısımda el alınmıştır.

1) Düzlem dışı yükleme için elastik burkulma:

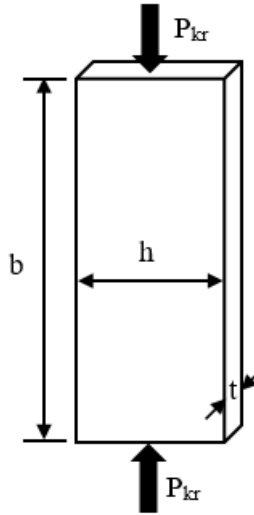
Elastomerik bal peteklerinin hücre duvarında elastik burkulma oluşabilmesi için, hücre duvarlarının düzlem dışı yüklemeler sonucunda elde edilen mevcut uzamalarından daha fazla uzamış olmaları gerekmektedir (Gibson ve ark., 1997). Hücre duvarı burkulmasının oluşabileceği durum kadar uzamış hücre duvarına sahip elastomerik bir malzeme için elastik burkulma durumu göz önüne alınacaktır.

Burada burkulma olayını analiz etmek için birim hücrelerin her biri bir plaka gibi düşünülmüş olup, bir levha için elde edilen sonuçlar birim hücre sayısı kadar ilave edilmektedir. Şekil 2.12’de altıgen bir çekirdeğin düzlem dışı yükleme durumunda elastik burkulma davranışı gösterilmiştir (Gibson ve ark., 1997).



Şekil 2.12. Altıgen bir çekirdeğin düzlem dışı yükleme durumundaki elastik burkulma davranışı

Levha analizi için Şekil 2.13’te gösterilen bir plaka üzerinden P_{kr} burkulma yükü bulunmuştur.



Şekil 2.13. Plakaya uygulanan kritik burkulma yükü

$$P_{kr} = \frac{KE_k(t^3)}{(1-\vartheta_k^2)h} \quad (2.2)$$

Burada E_k katının Young modülünü, ϑ_k katının Poisson oranını, K kısıtlama faktörünü, t plakanın kalınlığını, h ise plakanın genişliğini ifade etmektedir. Bir plaka için bulunan P_{kr} kritik burkulma yükü tüm birim hücreler için eklenip toplam kritik yük olarak P_{top} elde edilecektir.

$$P_{top} = \sum P_{kr} \quad (2.3)$$

Gerilme kuvvet alan ilişkisini göz önüne alınacak olunursa;

$$\sigma_{el} = \frac{P_{top}}{A} \quad (2.4)$$

$$\sigma_{el} = \frac{E_s}{(1-\nu_s^2)} \left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{2\left(\frac{l}{h}+2\right)}{\left(\frac{h}{l}+\sin\theta\right)\cos\theta} \quad (2.5)$$

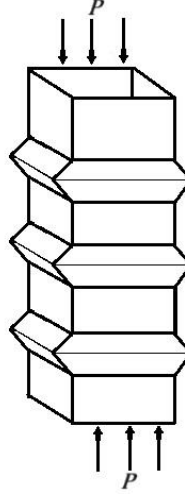
Böylece elastomerik bir bal peteği için düzlem dışı yükleme için elastik burkulma gerilmesi σ_{el} elde edilmiştir (Gibson ve ark., 1997).

2) Düzlem dışı yükleme için plastik burkulma:

Metalik bal peteklerinde elastomerik bal peteklerinde olduğu gibi elastik burkulma hasarı oluşmamaktadır.

Malzeme yetirince yoğun olursa sadece eksenel kayma gerilmeleri oluşur. Sadece tek eksenli deformasyonlar elde edebiliriz (Gibson ve ark., 1997). Ancak metalik çekirdekli alüminyum bal petekleri daha ince yapılardır. Bu yapılara düzlem dışı sıkıştırma uygulandığında alüminyum birim hücre duvarlarında plastik burkulmalar oluşmaktadır. Düzlem dışı sıkıştırma yüklemesine maruz kalan bir bal peteği birim hücresi bir dikdörtgen tüp boru gibi düşünülecek olunursa, tüp boru düzlem dışı yüklemeye maruz kaldığında dikdörtgen tüp boruda katlanmalar meydana gelmektedir.

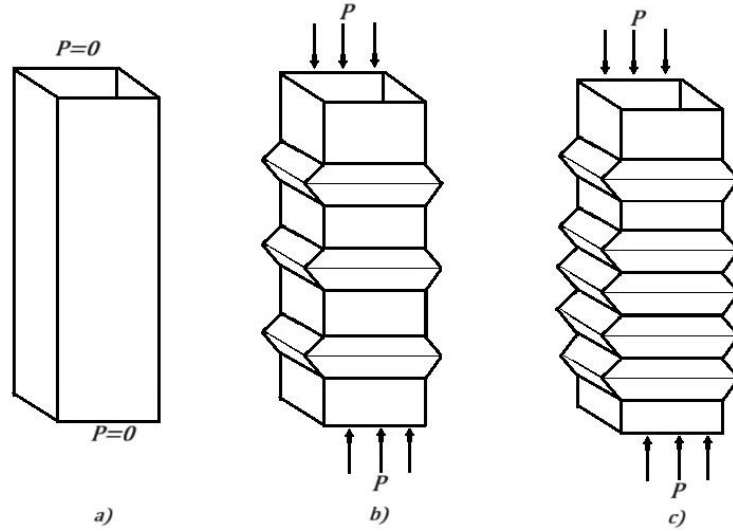
Gibson ve ark., (1997), Bu tip bir tüp boru için yapmış oldukları çalışmada sadece tüp borudaki katlanmaları değil aynı zamanda yan birim hücrelerdeki kısıtlamaları da hesaba katarak bizim de bu çalışmada kullandığımız formülleri elde etmişlerdir.



Şekil 2.14. Düzlem dışı yükleme altındaki tüp borunun hücre duvarı katlanması

Şekil 2.14'te düzlem dışı sıkıştırma yüklemesi altındaki dikdörtgen tüp bir borunun birim hücre duvarında sıkıştırma yüklemesi sonrası oluşan hücre duvar katlanması gösterilmiştir.

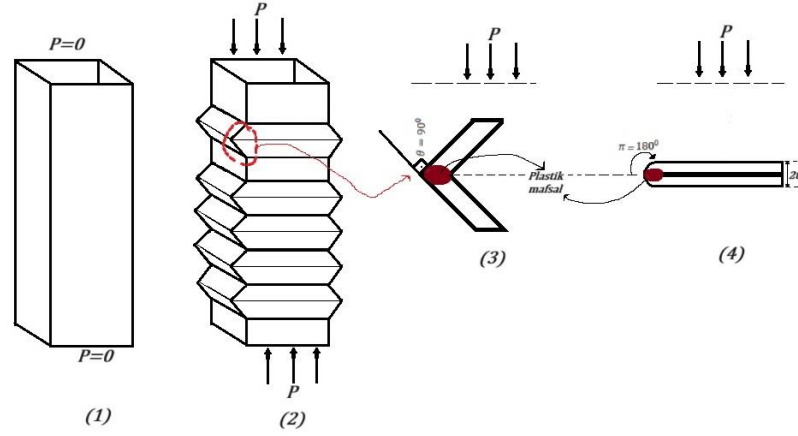
Metalik bal peteğini bir tüp boru gibi düşünür ve katlanma aşamalarını gösterecek olursak Şekil 2.15'te gibi düzlem dışı yüklemelerde hücre duvar katlanmaları olur ve Şekil 2.16'da görüldüğü gibi hücre duvarlarının katlanma bölgelerinde plastik mafsallik bölgesi oluşumu detaylı olarak gösterilmiştir.



Şekil 2.15. Düzlem dışı yüklemelerde tüp boruda oluşan katlanmalar

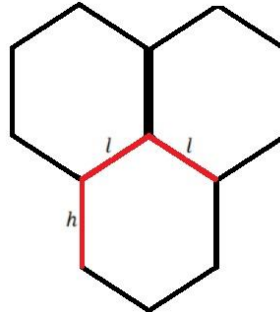
Şekil 2.16'da görüldüğü gibi metalik hücre duvarları düzlem dışı sıkıştırma yüklemesi öncesi "1" de görüldüğü gibi dikey konumda durmaktadır. Daha sonra metalik

hücre duvarına düzlem dışı sıkıştırma yüklemesi uygulandıkça “2” de görüldüğü gibi hücre duvarı bükülmeleri oluşmaktadır. Yükleme devam ettikçe bükülen hücre duvarlarının orta noktalarında “3” te görüldüğü üzere plastik bir mafsalsal bölge oluşmaktadır. Son olarak hücre duvarları yükleme devam ettikçe “4” te gibi oluşan plastik mafsalsal bölge etrafında dönerek tamamen katlanmış olurlar.



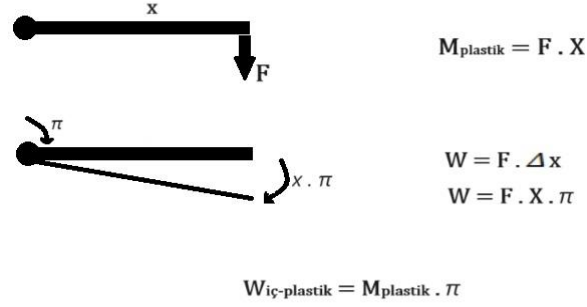
Şekil 2.16. Hücre duvarlarında plastik mafsalsal oluşumu

Hücre duvarının orta noktasında oluşan plastik mafsalsal bölgesinden ötürü plastik moment elde edilmektedir. Plastik momenti elde etmeden önce virtual iş prensibi gereği dış plastik işi, iç plastik işe eşitleyecek olursak plastik momenti de elde etmiş oluruz. Bunun için öncelikle hücre duvarının plastik mafsalsal etrafında tamamen döndüğü π açısı için plastik burkulmanın olduğu yüzeyler bulunmalıdır. Şekil 2.17’de hücre duvarlarının π açısı kadar dönmede plastik burkulmaya maruz kalan yüzeylerin $h+2l$ kadar olduğu gösterilmiştir.



Şekil 2.17. Hücre duvarlarında plastik burkulmanın olduğu yüzeyler

İç plastik iş skaler bir büyüklük olup hücre duvarında oluşan plastik burkulma momenti ile ilişkisi Şekil 2.18’de gösterilmiştir (MIT, OpenCourseWare, 2015).



Şekil 2.18. İç plastik iş ve plastik burkulma momenti arasındaki ilişki

Böylece iç plastik iş şu şekilde bulunmuştur;

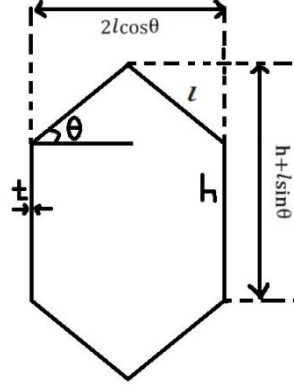
$$W_{ıç-plastik} = M_{plastik} \pi \quad (2.6)$$

$$M_{plastik} = \sigma_{ak} A (h + 2l) \quad (2.7)$$

Plastik mafsalsal bölgedeki moment için birim hücre alanı için plastik akmanın gerçekleştiği birim hücre duvar kalınlığı olan “t” nin yarısı olan $t/2$ ’ e göre işlem yapılmıştır ve böylece mafsalsal bölgesinin plastik momenti $M_{plastik}$ aşağıdaki gibi elde edilmiştir [36].

$$M_{plastik} = \frac{\sigma_{ak} t^2}{4} (h + 2l) \quad (2.8)$$

Hücre duvarlarında plastik mafsalsal bölgesi için dış plastik iş burkulma yarı dalga boyu $l/2$ ile dış kuvvet olan P ’nin çarpılmasıyla bulunmuştur. Birim hücre için gerilmenin kuvvet ve alan ilişkisinden faydalanılmış olup birim hücre alan hesabı için Şekil 2.19’da gösterilen ölçülerden faydalanılmıştır.



Şekil 2.19. Birim hücre ölçüleri

$$W_{dış-plastik} = \frac{Pl}{2} \quad (2.9)$$

$$\sigma_{burk} = \frac{P}{A} \quad (2.10)$$

$$A = (h + l \sin \theta)(2l \cos \theta) \quad (2.11)$$

Dış plastik iş; düzlem dışı sıkıştırma yüklemesinden kaynaklanan burkulma gerilmesinin birim hücre alanıyla çarpılmasıyla elde edilen düzlem dışı sıkıştırma yüklemesinin, dış iş burkulma yarı dalga boyu olan “ $l/2$ ” ile çarpılmasıyla elde edilmiştir.

$$W_{dış-plastik} = \frac{\sigma_{burk}(h + l \sin \theta)(2l \cos \theta)l}{2} \quad (2.12)$$

$$W_{iç-plastik} = W_{dış-plastik} \quad (2.13)$$

$$M_{plastik} \pi = \frac{Pl}{2} \quad (2.14)$$

$$\frac{\pi \sigma_{ak} t^2 (2l + h)}{4} = \frac{\sigma_{burk}(h + l \sin \theta)(2l \cos \theta)l}{2} \quad (2.15)$$

$$\sigma_{burk} = \frac{\pi}{4} \sigma_{ak} \left(\frac{t}{l} \right)^2 \frac{(h/l + 2)}{(h/l + \sin \theta) \cos \theta} \quad (2.16)$$

Burada düzlem dışı yükleme sıkıştırması ile oluşan dış plastik iş, sıkıştırma yüklemesi sonucu hücre duvarlarında oluşan mafsallık bölgesindeki iç plastik işe eşitlenmiştir. Böylece metalik tüp boru için birim hücre duvarında düzlem dışı yükleme sıkıştırması ile oluşan plastik burkulma gerilmesi elde edilmiştir.

Metalik bir tüp boru için bulunan plastik burkulma gerilmesi metalik altıgen bal peteği için plato gerilmesine denk gelmektedir. Böylece düzgün altıgen bir bal peteği için $h/l = 1$ ve $\theta = 30^\circ$ durumunda plato gerilmesi σ_{pl} Wierzbicki metodu göz önüne alınarak şu şekilde bulunmuştur.

Nihai sonuç Gibson ve ark., (1997), yapmış oldukları çalışmadan alınmıştır.

$$\sigma_{pl} = 5,6 \sigma_{ak} \left(\frac{t}{l} \right)^{5/3} \quad (2.17)$$

Düzlem dışı yükleme sıkıştırması sonucu metalik bal petekte oluşan plato gerilmesinin bulunmasıyla birlikte, küresel bir uç (çöktürücü) ile düşük hızlı darbeye maruz kalan metalik bal petek çekirdekli sandviç kompozit malzeme için darbe davranışı alt başlıkta detaylı olarak gösterilmiştir.

2.4. Küresel Bir Çöktürücünün Bal Peteği Sandviç Kompoziti Üzerindeki Hasarı

Bal peteği sandviç kompoziti oluşturan alüminyum bal peteği çekirdek malzemesinin düşük mukavemeti, kompozitin üst-alt yüzey tabakalarının düşük bükülme sertlikleri nedeniyle sandviç kompozit yapı düşük darbe yüklemelerinde lokal çökme hasarlarına maruz kalmaktadırlar.

Küresel bir uç (çöktürücü) tarafından düşük hızlı darbeye maruz kalan alüminyum bal petekli sandviç kompozit malzemenin üst yüzey tabakası ile küresel uç arasındaki temasın anlaşılabilmesi için alt başlıkta iki yüzeyin temas durumunu açıklayan Hertz temas teorisinden bahsedilmiştir.

Teorik sonuçların elde edilmesinde Hertz temas teoreminden ve aşağıdaki başlıklarda bahsedilen Zhongyou ve ark., (2013), çalışmalarında kullandıkları çökme bölgesi için hız alanı şekil fonksiyonlarından faydalanılmıştır.

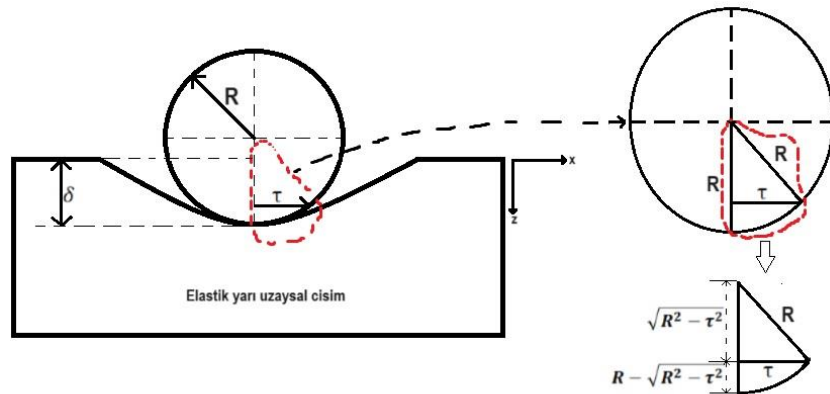
2.4.1. Hertz temas teorisi

Hertz temas teorisi 1981 yılında Hertz, yapmış olduğu çalışma ile klasik temas durumunun temeli olarak literatürde yerini almıştır. Çalışmasında birbirine temas eden farklı yarıçapa sahip iki kürenin, birbirlerine temaslarını birim nokta olarak ele alıp birim nokta temas alanı üzerine formüller elde etmiştir.

Hertz çalışmasında birim nokta temas alanında hiçbir gerilme kuvvetinin olmadığı yani yapışkan olmayan temasa odaklanmıştır ve bazı varsayımlarda bulunmuştur (Hertz, H., 1981).

- a) Temas bölgesindeki gerinimler küçüktür ve elastik sınırlar dahilindedir.
- b) Cisimlerin üstlerindeki yüzeyleri sınır olarak kabul edilecek şekilde, derinlikleri de dahil olmak üzere cisimlerin her yönde sonsuzca uzanan boyutları olan elastik malzemeler oluşan elastik bir yarı uzaydır böylece temas alanın elastik yarı uzay olan cisimler boyutu karşısında çok küçük kalmaktadır.
- c) Cisimlerin birbirleri ile sürtünmesiz olarak temas halindedir.

Şekil 2.20’de Hertz teması içeren küresel bir cisim ile elastik yarı uzaysal tabakanın temas hasarı ve küresel cisim ile üst yüzey tabakası arasındaki temas yarı çapı τ ’nın, küresel cismin üst yüzey tabakasındaki çökme uzunluğu olan δ ile ilişkisi gösterilmiştir.



Şekil 2.20. Küresel cisim ile elastik yarı uzaysal cismin temas davranışı

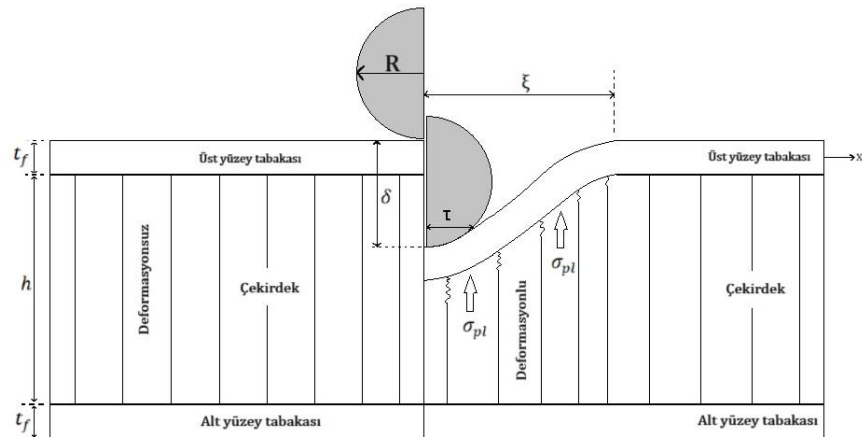
Böylece üst yüzey tabakasının temas bölgesi içindeki çökme uzunluğu W_x 'in, küresel cismin üst yüzey tabakasındaki çökme uzunluğu δ 'ya ve küresel cisim ile üst yüzey tabakasının temas yarıçapı olan τ 'a bağlı denklemi yazılacak olunursa;

$$w_x = \delta - (R - \sqrt{R^2 - \tau^2}) \quad (2.18)$$

Zhongyou ve ark., (2011), Düşük hızlı küresel bir çöktürücünün köpük çekirdekli sandviç bir kompozit malzeme üzerindeki hasar davranışları üzerine yapmış oldukları çalışmada üst yüzey tabakasının düzlem dışı yükleme durumundaki deformasyonunu tanımlamak için doğrusal hız alanı kullanarak ikinci dereceden bir polinom şekil fonksiyonu tanımlamışlardır.

2.4.2. Alüminyum bal petekli sandviç kompozitin modellenmesi

Şekil 2.21'de R yarıçaplı küresel bir çöktürücü ile düşük hızlı çökme hasarına uğratılmış sandviç kompozit malzemenin hem metalik bal petek çekirdeği ve hem de üst-alt yüzey tabakaları alüminyumdan oluşmaktadır. Sandviç kompozit malzeme $L1 \times L2 = 200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$ boyutlarında olup, üst-alt yüzey tabaka kalınlıkları $t_f = 1,5 \text{ mm}$, bal peteği çekirdeğinin kalınlığı $h = 20 \text{ mm}$ ' dir. Sandviç kompozitin üst-alt yüzey tabakaları ile bal peteği çekirdek tabakaları $t_a = 0,15 \text{ mm}$ kalınlıklı epoksi reçinelerle yapıştırılıp tüm tabakalar kenetlenmiştir.



Şekil 2.21. Yüzey tabakası ve çekirdeğin hasar şekli

Yüzey tabakalarının akış gerilmesi σ_f olup, alüminyum bal peteğinin sahip olduğu sabit plato gerilmesi ise σ_{pl} ' dir. Küresel çöktürücünün yarıçapı R, küresel çöktürücünün üst yüzey tabakasındaki çökme uzunluğu δ , üst yüzey tabakasının deformasyon uzunluğu ξ , küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakasının temas yarıçapı τ dur.

Küresel çöktürücünün yarıçapının alüminyum bal peteği çekirdeğinin birim hücre boyundan çok büyük olması nedeniyle alüminyum bal peteği çekirdeğinin sabit bir çökme direncine sahip ideal bir plastik temel olduğu varsayımında bulunulmuştur.

Kompozit malzeme tabakalarının epoksi reçine yardımıyla tamamen kenetlenmiş olması, üst yüzey tabakasının etkiyen çökme darbelerinde tamamen kenetlenmiş bir temel olarak davranmasını sağlamaktadır. Böylece üst yüzey tabakasına etkiyen çevresel membran kuvvetleri ve raydal yer değiştirmeler ihmal edilebilmektedir (Griffith ve ark., 1961). Ayrıca kompozit sandviçin uzunluğunun kalınlığına oranının 2'den fazla olması ile kesme kuvvetinden kaynaklanan plastik işler ihmal edilebilir. Böylece üst yüzey tabakasının plastik işine radyal bükülme momenti M_r , çevresel bükülme momenti M_h ve radyal membran kuvveti olan N_r katkıda bulunmaktadır (Jones N., 1989; Zaera ve ark., 2002).

$$\left(\frac{N_r}{N_0}\right)^2 + \left(\frac{M_r}{M_0}\right)^2 + \left(\frac{M_\theta}{M_0}\right)^2 - \frac{M_r M_\theta}{M_0^2} = 1 \quad (2.19)$$

Burada $N_0 = \sigma_f t_f$ tamamen plastik membran kuvvetini, $M_0 = \sigma_f t_f^2 / 4$ üst yüzey tabakası bükülme momentini ifade etmektedir. Ayrıca üst yüzey tabakasındaki çökme $t_f/2$ 'yi geçtiğinde eğilme momenti ihmal edilebilir (Zhongyou ve ark., 2013).

Alüminyum bal petekli sandviç kompozit malzemenin elastik tepkileri mevcut çalışmada ihmal edilmiştir. Üst yüzey tabakası, bal peteği çekirdeği tarafından sabit bir çökme direnci sağlayan, sert plastik bir temel üzerinde duran, sonsuz boyutlu, tamamen plastik membran bir tabaka olarak modellenmiştir.

Sandviç kompozit malzemenin lokal çökme davranışının araştırılması için virtual hız prensibinden faydalanılmıştır. Enerji denge durumu için, dış kuvvetten kaynaklanan dış iş oranının $\dot{W}_{dış}$, kompozit yapının tükettiği (absorbe edilen) toplam iç enerji tüketim oranı $\dot{W}_{iç}$ 'e eşit olması gerekmektedir. Toplam iç enerji tüketim oranı $\dot{W}_{iç}$, çökme bölgesindeki tamamen plastik membran kuvvetin iç enerji dağılım oranına katkısı $\dot{W}_1$ ve

alüminyum bal peteği çekirdeğinin basınç deformasyonundan kaynaklanan enerji kaybı oranına katkısı $\dot{W}_2$ olmak üzere iki kısımdan ele alınmıştır.

$$\dot{W}_{dış} = \dot{W}_{iç} \quad (2.20)$$

Dış kuvvetin yaptığı iş oranı;

$$\dot{W}_{dış} = P \dot{\delta} \quad (2.21)$$

burada P dış kuvveti ifade ederken, $\dot{\delta}$ ise virtual hızı ifade etmektedir. Virtual hız, çalışılan sistem içerisindeki bir noktanın, sistemin dengesini ve sistem içindeki parçaların birbirleri ile bağlantısını bozmadan hareket etmesini ifade etmektedir.

2.4.2.1. Küresel çöktürücü ile yükleme altında

Küresel bir çöktürücü ile çökmeye maruz kalan sandviç bir yapı için, küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas bölgesinin şekil fonksiyonu Hertz temas teoreminden elde edildiği üzere şu şekildedir denk. (18):

$$w(x, t) = \delta - (R - \sqrt{R^2 - x^2}) \quad 0 \leq x \leq \tau \quad (2.22)$$

burada “t” zamanı ifade ederken, “x” ise yanal eksenindeki ilerlemeyi ifade etmektedir. Temas bölgesi şekil fonksiyonunda küresel çöktürücünün yarıçapı R, yanal eksenindeki ilerleme x’ ten çok çok büyük olduğu durumda yani $x \ll R$ olduğunda $R - \sqrt{R^2 - x^2} \approx x^2/2R$ denklighinden faydalanılır.

Üst yüzey tabakasının temas bölgesi dışındaki şekil fonksiyonu ise;

$$w(x, t) = \left(\delta - \frac{\tau^2}{2R} \right) [1 - (x - \tau)/(\xi - \tau)]^2 \quad \tau \leq x \leq \xi \quad (2.23)$$

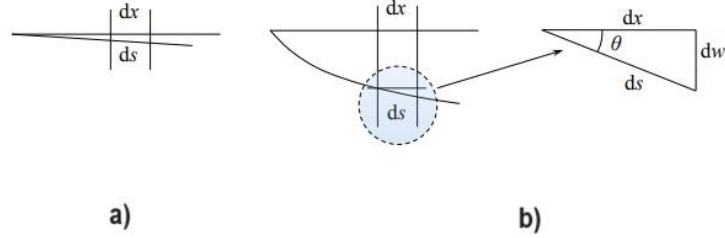
olarak seçilmiştir (Zhongyou, ve ark., 2013).

Zhongyou ve ark., (2013), Basitlik için parabolik bir yaklaşım uygulayarak çökme bölgesinin hız alanı tanımlamışlardır. Hız alanı, çökme bölgesi içindeki noktasal bir

alandaki bir noktanın anlık hareketini bulmak için kullanılan analiz yöntemidir ve şu şekilde ifade edilmiştir.

$$\dot{w}(x, t) = \begin{cases} \dot{\delta}, & 0 \leq |x| \leq \tau \\ \dot{\delta} \frac{\xi - |x|}{\xi - \tau}, & \tau \leq |x| \leq \xi \end{cases} \quad (2.24)$$

Üst yüzey tabakasının gerinim oranını tanımlayabilmek için öncelikle panel eksenindeki sapmaları analiz etmemiz gerekmektedir. Panel eksenindeki sapmalar küçük sapma veya orta dereceli büyük sapma olarak kendini göstermektedir. Bunun farkını görmek için panelin ilk ve deforme olmuş durumunu göz önüne almamız gerekmektedir. İlk durumu d_x , deforme olmuş durumu d_s ile ifade edilecek olunursa;



Şekil 2.22. Kiriş ekseninin uzunluğundaki değişim [36]

a) Küçük sapmalar için;

$$\theta^2 \ll 1, \quad d_x \approx d_s \quad (2.25)$$

b) Orta dereceli büyük sapmalar için;

$0 < \theta < 10^\circ$ için, d_x ve d_s aşağıdaki denklemle bulunur.

$$d_x = d_s \cos \theta \approx d_s \left[1 - \frac{\theta^2}{2} \right] \quad (2.26)$$

Orta dereceli büyük sapmalar için Cauchy gerinim eşitliğinden faydalanılırsa;

- Cauchy gerinimi $= \varepsilon \stackrel{\text{def}}{=} \frac{1}{2} \frac{l^2 - l_0^2}{l^2}$

$$\varepsilon = \frac{d_s^2 - d_x^2}{2d_x^2} \quad (2.27)$$

$$d_s^2 = d_x^2 + d_w^2 \quad (2.28)$$

- Cauchy gerinimi;

$$\varepsilon = \frac{d_u}{d_x} + \frac{1}{2} \left(\frac{d_w}{d_x} \right)^2 + zk \quad (2.29)$$

Böylece boyuna eğilmedeki değişiklik “zk” sıfır olur. Yani $\dot{k}_x = -\partial^2 \dot{w} / \partial x^2 = 0$ ve bükülme deformasyonundan kaynaklanan iç enerji oranı ihmal edilebilir (MIT, OpenCourseWare, 2013). Üst yüzey tabakasının gerinim oranı, panel ekseninin orta dereceli büyük sapma teorisine göre tanımlanmıştır.

$$\dot{\varepsilon}_x = \frac{dw}{dx} \frac{d\dot{w}}{dx} \quad (2.30)$$

Böylece küresel bir çöktürücü ile yüklenen sandviç kompozit yapının, çökme bölgesindeki tamamen plastik membran kuvveti N_0 ’nin iç enerji dağılım oranına $\dot{W}_1$ katkısı şu şekildedir ($N_0 = \sigma_f t_f$).

$$\dot{W}_1 = \int_A N_0 \dot{\varepsilon}_x dA = 2 \int_0^\xi \sigma_f t_f \dot{\varepsilon}_x b dx = \frac{2\sigma_f t_f b \delta}{\xi - \tau} \left(\delta - \frac{\tau^2}{2R} \right) \quad (2.31)$$

Alüminyum bal peteği çekirdeğinde sıkıştırma yüklemesinde hacimsel küçülmeler olmaktadır bu durumu enerji emilimine katkı olarak karşılamaktadırlar. Böylece bal peteği çekirdeğin basınç deformasyonundan kaynaklanan enerji kaybı oranına katkı $\dot{W}_2$ şu şekildedir:

$$\dot{W}_2 = \int_V \sigma_{pl} d\dot{V} = 2 \int_0^\xi \sigma_{pl} \dot{w} b dx = \sigma_{pl} b (\xi + \tau) \dot{\delta} \quad (2.32)$$

Sandviç kompozit yapının iç iş oranı $\dot{W}_{iç}$ temelde, tamamen plastik membran kuvveti N_0 ’ın etkisiyle üst yüzey tabakasında oluşan uzama deformasyonu katkısı ile bal peteği çekirdeğindeki yükleme sıkışması sonucu oluşan basınç deformasyonu katkılarının

toplamları ile elde edilmektedir. Denklem (2.31) ve (2.32) toplanmasıyla $\dot{W}_{i\zeta}$ iş oranı denklem (2.33) elde edilir.

$$\dot{W}_{i\zeta} = \dot{W}_1 + \dot{W}_2 = \frac{2\sigma_f t_f b \dot{\delta}}{\xi - \tau} \left(\delta - \frac{\tau^2}{2R} \right) + \sigma_{pl} b (\xi + \tau) \dot{\delta} \quad (2.33)$$

Denklem (2.33) denklem (2.20) ve denklem (2.21) kullanılarak;

$$P \dot{\delta} = \frac{2\sigma_f t_f b \dot{\delta}}{\xi - \tau} \left(\delta - \frac{\tau^2}{2R} \right) + \sigma_{pl} b (\xi + \tau) \dot{\delta} \quad (2.34)$$

Denklem (2.34) virtual hıza $\dot{\delta}$ göre sadeleştirilerek yani denklemin her tarafı $\dot{\delta}$ 'e bölünerek $\dot{\delta}$ dış kuvveti elde edilir.

$$P = \frac{2\sigma_f t_f b}{\xi - \tau} \left(\delta - \frac{\tau^2}{2R} \right) + \sigma_{pl} b (\xi + \tau) \quad (2.35)$$

Minimum iş prensibine dayanarak, üst yüzey tabakasının deformasyon bölge uzunluğu olan ξ ' nin belirli bir çökme yer değiştirmesi için minimum kuvvet koşulunu sağlaması gerekmektedir ($dP/d\xi = 0$ ve $dP/d\tau = 0$) (Zhongyou ve ark., 2011).

Minimum kuvvet koşulu denklem (2.35)'e uygulandığında, küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası temas yarıçapı olan τ ve üst yüzey tabakasının deformasyon uzunluğu olan ξ hesaplanabileceği denklemler elde edilir.

$$\tau = \left[\frac{2\sigma_{pl}\delta R^2}{(\sigma_f t_f + \sigma_{pl} R)} \right]^{1/2} \quad (2.36)$$

$$\xi = \left[\frac{2(\sigma_f t_f + \sigma_{pl} R)\delta}{\sigma_{pl}} \right]^{1/2} \quad (2.37)$$

Denklem (2.37)'de elde edilen üst yüzey tabakasının deformasyon uzunluğu ξ denklem (2.35)' te ξ görünen yerlere yazıldığında çökme kuvveti olan dış kuvvet P' nin son hali elde edilmiş olur.

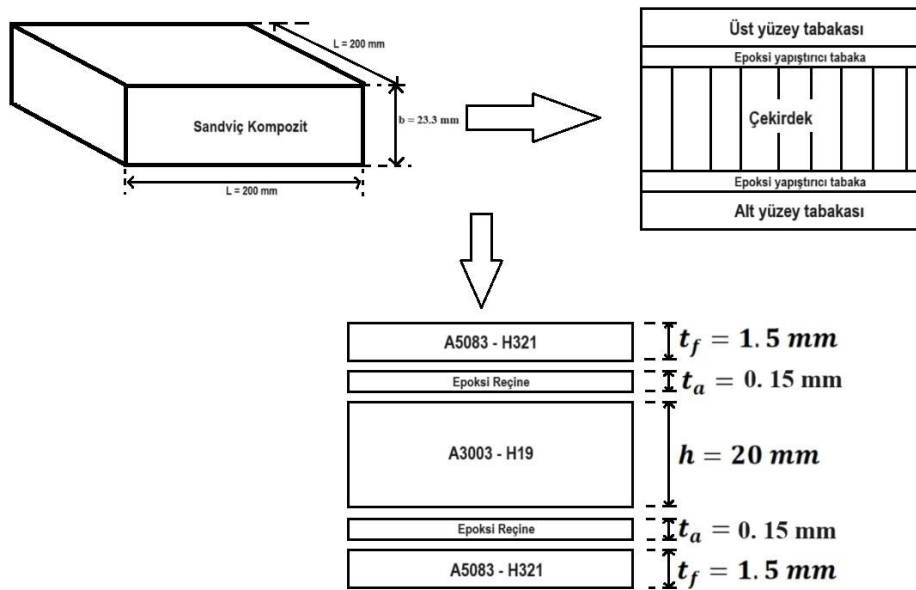
$$P = 2b \left[2(\sigma_f t_f + \sigma_{pl} R) \sigma_{pl} \delta \right]^{1/2} \quad (2.38)$$

3. MATERYAL VE YÖNTEM

Bu bölümde, sandviç kompoziti oluşturan tabakalar ve bu tabakaların mekanik özellikleri hakkında bilgi verilmiştir. Şekil 3.1’de gösterilmiş olduğu gibi alüminyum bal petek çekirdekli sandviç kompozit beş tabakadan oluşmaktadır. Üst-alt yüzey tabakaları A5083-H321, çekirdek malzemesi A3003-H19, çekirdek ye yüzey tabakalarının yapıştırılması için yapıştırıcı yüzeyler olarak Epoksi reçine kullanılmıştır. Daha sonra bu beş tabakalı malzemenin simülasyon modellemesi hakkında bilgiler verilmiştir. Bağlı yoğunluk, küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabakası tabaka kalınlık değişimlerine göz önüne alınarak 4 farklı simülasyon modellemesi yapılmıştır. Bu modellemeler arasında kıyasların kolaylıkla yapılabilmesi için modeller çökme direnci değerleri tanımlanmış ve kıyaslamalar çökme dirençleri üzerinden yapılmıştır.

3.1. Bal Petek Sandviç Kompozit Tabakaların Mekanik Özellikleri

Çalışmamızda yüzey tabakaları için tabaka kalınlığı $t_f = 1,5 \text{ mm}$, yüzey tabakası ve çekirdek arasındaki teması sağlamak için kullanılan epoksi reçine yapıştırıcı tabaka kalınlığı $t_a = 0,15 \text{ mm}$ ve düzgün altıgen alüminyum bal petek çekirdek kalınlığı $h = 20 \text{ mm}$ olarak seçilmiştir. Şekil.3.1’ de 5 tabakadan oluşan sandviç kompozit malzeme $L \times L \times b = 200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 23,3 \text{ mm}$ ölçülerinde olup sandviç kompozit malzemeyi oluşturan tabakaların detaylı olarak gösterilmiştir.



Şekil 3.1. Bal petek sandviç kompozit malzemesi tabaka özellikleri

Yukarıdaki şekilde gösterilen bal petek sandviç kompozit malzemesinin mekanik özellikleri Tablo 3.1’de verilmiştir.

Tablo 3.1’de verilmiş olan mekanik özelliklerin bir kısmı Dahai Z., yapmış olduğu çalışmadan referans alınmıştır (Dahai ve ark., 2017).

Tablo 3.1. Sandviç kompozit malzeme tabakalarının mekanik özellikleri

Malzeme özelliği	Yüzey tabakaları A5083 – H321	Çekirdek A3003 – H19	Epoksi Reçine
Yoğunluk (kg/m^3)	2700	2700	1500
Young modülü, E (GPa)	72	70	5
Poisson oranı (ν)	0.33	0.33	0.3
Akma gerilmesi σ_a (MPa)	280	220	20
Çekme gerilmesi σ_u (MPa)	317	250	50
Akış gerilimi σ_f (MPa)	298.5	235	35

Tablo 3.1’ de görülen akış gerilmesi σ_f , akma gerilmesi σ_a ve çekme gerilmesi σ_u ’ nin aritmetik ortalaması alınarak bulunmuştur.

Elde edilen akış gerilmesi değerleri, tamamen plastik membran kuvvetinin hesaplanmasında kullanılmıştır. Ayrıca akış gerilmesi σ_a değeri, çökme kuvveti P , küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas yarıçapı τ , üst yüzey tabakasının deformasyon uzunluğu ξ ve sandviç kompozitin bölgesel çökmelere karşı gösterdiği çökme direnci gibi parametrelere etki etmektedir.

Zhongyou ve ark., (2013), yapmış oldukları çalışmada yapıştırıcı epoksi yüzey tabakalarının çökme hasarı davranışı üzerindeki etkilerini hız alan şekil fonksiyon denklemlerinde ihmal etmişlerdir. Ancak bu çalışmada yapıştırıcı epoksi yüzey tabakalarının çökme hasarı üzerindeki etkileri hesaba katılarak hız alan şekil fonksiyonu denklemleri revize edilmiş ve teorik sonuçlar elde edilmiştir.

Teorik hesaplar için formülleri yapıştırıcı yüzey tabakaları etkisi göz önüne alarak revize edecek olursak;

Tamamen plastik membran kuvveti N_0 hesaplanırken sadece üst yüzey tabakası etkisi göz önüne alınmıştı. Burada hem üst yüzey tabakası hem de yapıştırıcı epoksi yüzey tabakası etkisi yeni bir tamamen plastik membran kuvveti $\bar{N}_0$ tanımlayarak hesaplanmış ve yüzey tabakası kalınlığı $t_{\bar{f}} = t_f + t_a$ olarak tanımlanmıştır. Ayrıca epoksi reçine malzemesinin akış gerilmesi σ_{ef} olarak tanımlanmıştır.

Yapıştırıcı yüzey etkisi formülü Dahai ve ark., (2017), yapmış oldukları çalışmadan referans alınmıştır.

$$\bar{N}_0 = \left(\frac{\sigma_f t_f + \sigma_{ef} t_a}{\sigma_f t_f} \right) N_0 = \left(1 + \frac{\sigma_{ef} t_a}{\sigma_f t_f} \right) N_0 \quad (3.1)$$

Yeni tamamen plastik membran kuvvetini elde ettikten sonra, çökme kuvveti P , küresel çöktürücü ve üst yüzey tabakası arasındaki temas yarıçapı τ ve üst yüzey tabakasının deformasyon uzunluğu ξ , için yeni denklemler şu şekildedir.

$$P = 2b \left[2(\bar{N}_0 + \sigma_{pl} R) \sigma_{pl} \delta \right]^{1/2} \quad (3.2)$$

$$\tau = \left[\frac{2\sigma_{pl} \delta R^2}{(\bar{N}_0 + \sigma_{pl} R)} \right]^{1/2} \quad (3.3)$$

$$\xi = \left[\frac{2(\bar{N}_0 + \sigma_{pl} R) \delta}{\sigma_{pl}} \right]^{1/2} \quad (3.4)$$

Teorik sonuçlar revize edilen bu denklemlerden faydalanılarak elde edilmiştir.

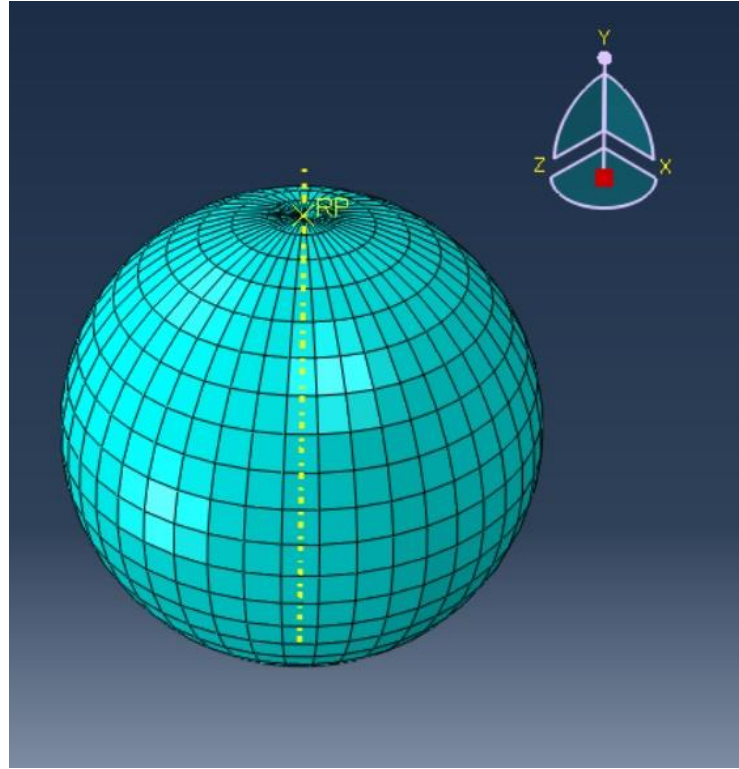
3.2. Simülasyon Modellemesi

Bu bölümde, üst başlıklarda elde edilen formüllerin teorik sonuç tahminlerinin doğruluğunun analiz edilebilmesi için DS (Dassault Systemes) Abaqus learning edition paket programı ile ABAQUS/CAE kodu kullanılarak sonlu elemanlar yöntemi modellenmiştir. Alüminyum bal petek çekirdekli sandviç kompozit yapıda oluşabilecek genel bükülmelerin önlenmesi için yapı sert bir temel üzerine yerleştirilip, alt yüzey

tabakası kenar sınırlarından tamamen sınırlandırılmıştır. Üst-alt yüzey tabakaları ile alüminyum bal petek çekirdeği arasında tamamen kenetlenme sağlanması için epoksi reçine tabakaları ile yapıştırılmıştır.

Yüzey tabakası ile çekirdek arasındaki temas için yüzeyden-yüzeye (surface-to-surface) bağlı temas tipi TIE kullanıldı. Küresel çöktürücü içi boş katı bir yapı olarak modellenmiştir ve küresel çöktürücü $m = 5$ kg kütlede olup, yarıçapı $R = 5$ mm ve $R = 10$ mm olacak şekilde modellenmiş olup üst yüzey tabakasının orta noktasından çekirdeğe doğru $V = 10$ m/s' lik sabit dikey bir hızla ilerlemektedir. Üst-alt yüzey tabakaları ile epoksi yapıştırıcı tabakaları (S4R) 4 düğüm kabuk kullanılarak, alüminyum bal peteği çekirdeği ise 8 düğümlü doğrusal tuğla (C3D8R) kullanılarak modellenmiştir.

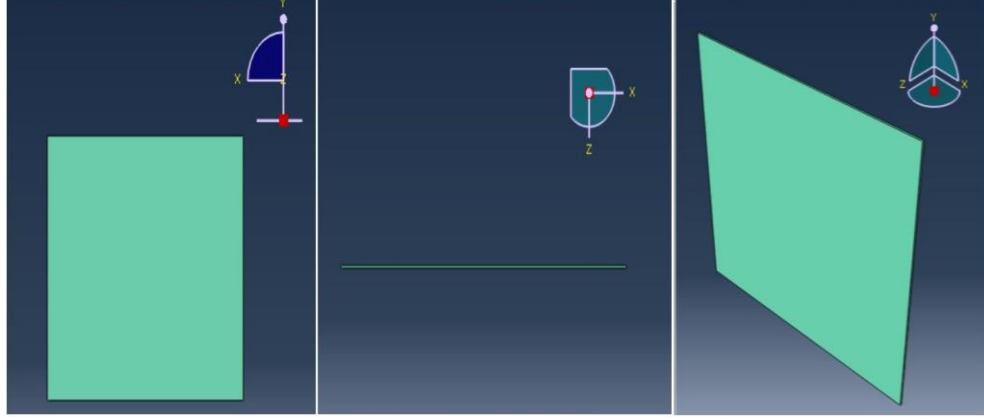
Şekil 3.2'de ABAQUS/CAE kullanılarak modellenmiş küresel çöktürücü verilmiştir.



Şekil 3.2. Abaqus küresel çöktürücü görünüşü

Alüminyum bal petek çekirdekli sandviç kompozit yapı 5 tabakadan oluşmaktadır. Üst-alt tabakalar, A5083-H321 alüminyum alaşımından oluşmakta olup $t_f = 1,5$ mm kalınlığındadır. Yüzey tabakaları ile alüminyum bal peteği çekirdeği arasında epoksi reçine yapıştırıcı tabakası bulunmakta ve $t_a = 0,15$ mm kalınlığındadır. Bal peteği çekirdek malzemesi için $h = 20$ mm kalınlığına sahip A3003-H19 alüminyum

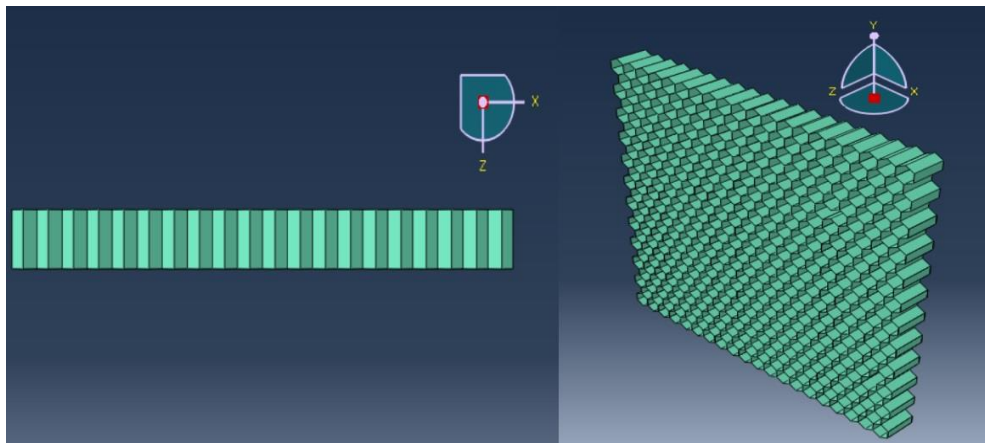
alaşım kullanılmıştır. Şekil 3.3'te üst-alt yüzey tabakaları olan A5083-H321' in simülasyon çizimleri gösterilmiştir.



Şekil 3.3. Üst-alt yüzey tabakalarının simülasyon görseli

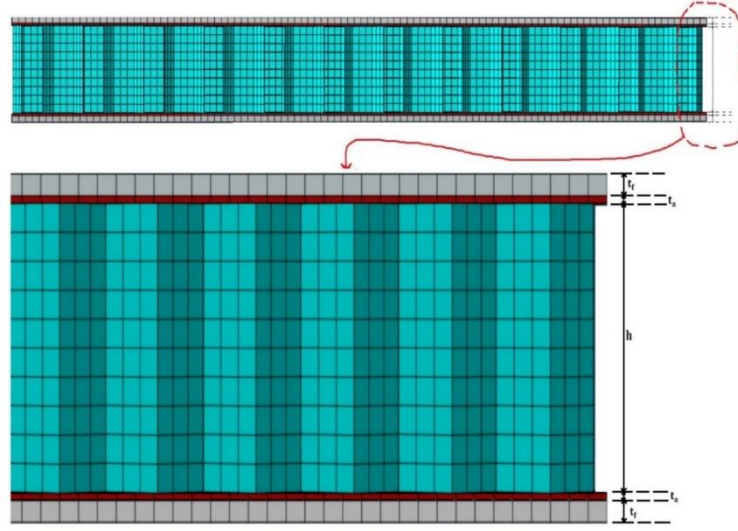
Epoksi reçine tabakalarının simülasyon görselinde, epoksi reçine tabakaları ile üst yüzey tabakalarının en boy ölçülerinin aynı olmasından ötürü görsel açıdan aynı görselin oluşmasına sebep olmaktadır ve üst yüzey tabakaları ile aralarında sadece tabaka kalınlıkları farkı bulunmaktadır. Sandviç kompoziti oluşturan 5 tabakalı yapının simülasyon görselinde epoksi reçine yapıştırıcı tabakalarının özellikleri gösterilmiştir (bkz. Şekil 3.5.).

Alüminyum bal petek çekirdeği olan alüminyum A3003-H19' un Abaqus simülasyon çizimi Şekil 3.4'te gösterilmiştir.



Şekil 3.4. Alüminyum bal peteği çekirdek malzemesinin simülasyon görseli

Yukarıda sandviç kompoziti oluşturan her tabakanın simülasyon görselleri verildikten sonra şimdi alüminyum bal peteği sandviç kompozitin 5 tabakalı yapısını içeren simülasyon görseli Şekil 3.5' te verilmiştir.



Şekil 3.5. 5 tabakalı alüminyum bal petek çekirdekli sandviç kompozit

3.3. Teorik ve Simülasyon Şartlarının Belirlenmesi

Tez çalışması, iki farklı küresel çöktürücü yarıçapı ($R = 5 \text{ mm}$ ve 10 mm), iki farklı yüzey tabakası kalınlığı ($t_f = 1,5 \text{ mm}$ ve 1 mm), iki farklı plato gerilmesi ($\sigma_{pl} = 3,1323 \text{ MPa}$ ve $1,9445 \text{ MPa}$) ve iki farklı bağıl yoğunluk değeri ($\rho^*/\rho_k = 0,03$ ve $0,06$) olmak üzere dört farklı teorik ve simülasyon durum şartında gerçekleştirildi. Tablo 3.2’de dört farklı durum şartı için seçilen teorik ve simülasyon parametre ölçüleri verilmiştir.

Tablo 3.2. Teori ve simülasyon için çalışılan durumlar

Bağıl yoğunluk ρ^*/ρ_k	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Üst-alt yüzey tabakası kalınlığı (mm) t_f	Epoksi reçine tabakası kalınlığı (mm) t_a
0,03	5	1,5	0,15
0,06	5	1,5	0,15
0,06	10	1,5	0,15
0,06	10	1	0,15

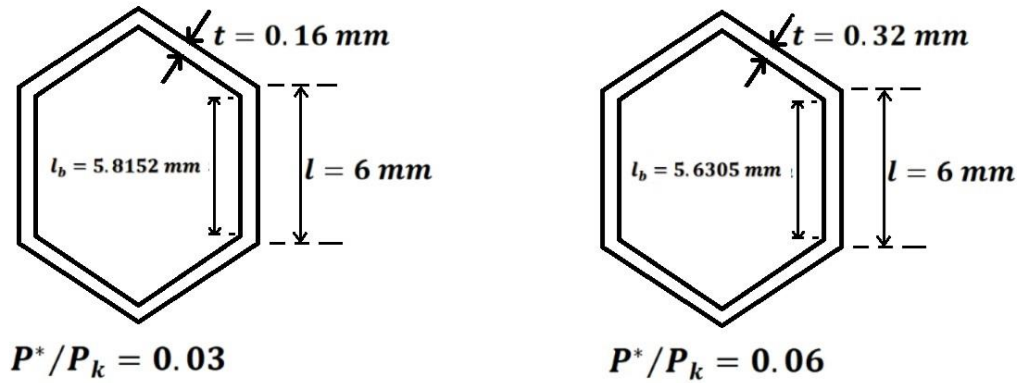
Altı farklı durumun simülasyon verilerini dört farklı simülasyon modellemesiyle elde edilmiştir. Her bir simülasyon modeli verisi teorik formüller sonucu elde edilen sayısal verilerin her biriyle ayrı ayrı kıyaslanmıştır.

Bağıl yoğunluk değerinin hesaplamasında denklem (2.1)'den faydalanılmıştır (Gibson ve ark., 1997). Düzgün altıgen bal peteği birim hücresi için $h/l = 1$ ve $\theta = 30^\circ$ olduğu göz önüne alınınca bağıl yoğunluk;

$$\frac{\rho^*}{\rho_k} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{t}{l} \right) \left(1 - \frac{1}{2\sqrt{3}} \frac{t}{l} \right) \quad (3.5)$$

Burada “ t ” birim hücre duvar kalınlığı ifade ederken, “ l ” ise birim hücrenin hücre uzunluğunu ifade etmektedir. Birim hücre duvar kalınlığı ve duvar uzunluğu sırasıyla $t = 0,16 \text{ mm}$, $l = 6 \text{ mm}$ için $\rho^*/\rho_k = 0,03$, öte yandan $t = 0,32 \text{ mm}$, $l = 6 \text{ mm}$ için $\rho^*/\rho_k = 0,06$ olarak bulunmuştur.

Şekil 3.6’da birim hücre geometrik ölçüleri ve ölçülere göre bağıl yoğunluk değerleri gösterilmiştir.



Şekil 3.6. İki farklı hücre duvar kalınlığının gösterimi

Sandviç kompozitin düşük hızlı darbe olayında, ilk önce küresel çöktürücü üst yüzey tabakasına temas eder ve çökme kuvveti P^* nin üst yüzey tabakasında uyguladığı düzlem dışı yükleme ile üst yüzey tabakasında eğilme deformasyonları oluşur. Ayrıca üst yüzey tabakasında oluşan bu eğilmeler tamamen plastik membran kuvveti ile karşılanır. Daha sonra küresel çöktürücü hareketine devam ettikçe yüzey tabakasında oluşan çökmeler ile çekirdeğe baskı yapılmış olur ve çekirdek malzemesinin hücre duvarlarında burkulmalar meydana gelir. Çekirdek malzemesi bu duruma burkulma gerilmesi ile

karşılık verilir. Üst yüzey tabakasının tamamen plastik membran gerilmesi karşılığı ile çekirdek malzemesinin plato gerilmesi karşılıkları kompozit sandviç malzemeye bölgesel çökmelere karşı çökme direnci olarak dönmemektedir.

Yüzey tabakası ve çekirdek malzemesinin bölgesel çökmelere karşı gösterdikleri çökme direnci için referans alınan bir denklem önerilmiştir (Zhongyou, ve ark., 2013).

$$\varphi = \frac{\sigma_{pl} R}{\bar{N}_0} \quad (3.6)$$

Burada çökme direncini, çekirdek malzemesinin plato gerilmesinin σ_{pl} ile küresel çöktürücü yarıçapı R'nin çarpımı ile üst yüzey tabakası ve epoksi yapıştırıcı tabakasından oluşan yüzey tabakasının tamamen plastik membran kuvvetine bölünmesine olarak denkleme dökülmüştür.

Tablo 3.3. Çökme direnci ve plato gerilmesi değerleri

Bağıl yoğunluk ρ^*/ρ_k	Yüzey tabakası kalınlığı (mm) t_f	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Plato gerilmesi (MPa) σ_{pl}	Çökme direnci φ
0,03	1,65	5	3,1323	0,0346
0,06	1,65	5	9,9445	0,101
0,06	1,65	10	9,9445	0,220
0,06	1,15	10	9,9445	0,328

Tablo 3.3'te bağıl yoğunluk değişiminin plato gerilmesi σ_{pl} 'u değiştirdiği görülmektedir. Ayrıca küresel çöktürücü yarıçapı R ve yüzey tabakalarının kalınlık t_f değişiminin çökme direnci değerini değiştirdiği görülmektedir.

Teorik ve simülasyon hesaplamalarında kullanılan 6 durum şartını açıklayacak olursak;

- 1- Bağıl yoğunluğun değiştiği birinci durum için yüzey tabaka kalınlıkları ve küresel çöktürücü yarıçapı değişmemektedir.
- 2- Küresel çöktürücü yarıçapının değiştiği ikinci durum için yüzey tabaka kalınlıkları ve bağıl yoğunluk değişmemektedir.

- 3- Yüzey tabakaları kalınlıklarının değiştiği üçüncü durum için küresel çöktürücü yarıçapı ve bağıl yoğunluk değişmemektedir.
- 4- Hem küresel çöktürücü yarıçapının hem de yüzey tabakası kalınlıklarının değiştiği dördüncü durum için bağıl yoğunluk değişmemektedir.
- 5- Hem bağıl yoğunluk hem de küresel çöktürücü yarıçapının değiştiği beşinci durum için yüzey tabakası kalınlığı değişmemektedir.
- 6- Hem bağıl yoğunluk hem küresel çöktürücü yarıçapının hem de yüzey tabakası kalınlığı altıncı durumda değişmektedir.

Tüm bu durum şartları için elde edilen teorik ve simülasyon verileri grafikler şeklinde verilmiş ve yorumlanmıştır.

Kullanılan bazı verilerin kendi karakteristik özelliklerinin daha anlaşılır olması için bazı parametreler boyutsuzlaştırılmıştır.

Mühendislikte boyut analizi bilimsel formülleri değerlendirmek için kullanılmaktadır. Farklı fiziksel büyüklüklerin kütle, zaman, uzunluk gibi temel büyüklüklerini ya da gram, metre, litre gibi ölçü birimlerini tanımlayarak birbirleri arasındaki ilişkileri analiz etmektedir. Ancak karmaşık mühendislik problemlerinin çözümünde bu boyutsal birimler işlem karmaşalarına sebep olup denklemlerinde zorluklara sebep olabilmektedir. Bu denklemsel zorlukların üstesinden gelmenin en etkili yöntemlerinden biri denklem değişkenlerinin boyutsuzlaştırılmasıdır.

Boyutsuzlaştırma; fiziksel büyüklük değişkenleri içeren bir denklem dizisinde bulunan değişkenlerinin uygun şekilde değiştirilerek fiziksel boyutların tamamının ya da bir kısmının çıkarılmasıyla elde edilen yeni durumla sistemin kendi karakteristik özelliğini korumasıdır.

Teorik ve simülasyon verilerinin analizinde boyutsuzlaştırılmış parametreler kullanarak, kullanılan parametrelerin kendi karakteristik özellikleri göz önüne alınmıştır.

Parametre boyutsuzlaştırmaları aşağıda gösterilmiştir.

$$\bar{x} = \frac{x}{R}, \quad \bar{w} = \frac{w}{R}, \quad \bar{\tau} = \frac{\tau}{R}, \quad \bar{\xi} = \frac{\xi}{R}, \quad \bar{\delta} = \frac{\delta}{R}, \quad \bar{P} = \frac{P}{N_0 b}$$

Teorik ve sayısal sonuçlar verilmeden önce sandviç kompozit için ön görülen varsayımlardan bahsedilecek olunursa;

Çalışmada kullanılan varsayımlar:

- a- Sandviç kompoziti oluşturan yüzey tabakaları ile alüminyum bal petek çekirdeği arasındaki kayma dirençleri göz ardı edilmiştir. Sadece düzlem dışı sıkıştırma yüklemesi üzerinde durulmuştur.
- b- Sandviç kompozit plakanın uzunluğunun kalınlığına oranının 2'den fazla olması ile kesme kuvvetinden kaynaklanan plastik işler ihmal edilebilmiştir (Jones, 1989).
- c- Üst yüzey tabakası, bal peteği çekirdeği tarafından sabit bir çökme direnci sağlayan, sert plastik bir temel üzerinde duran sonsuz boyutlu, tamamen plastik membran bir tabaka olarak modellenmiştir (Zhongyou, ve ark., 2013).
- d- t/l oranının küçük bir değer olması bağıl yoğunluğunda küçük bir değer olmasını sağlamaktadır. Bağıl yoğunluğun küçük olmasından ötürü aksel ve kayma deformasyonları dikkate alınmamıştır (Gibson ve ark., 1997).

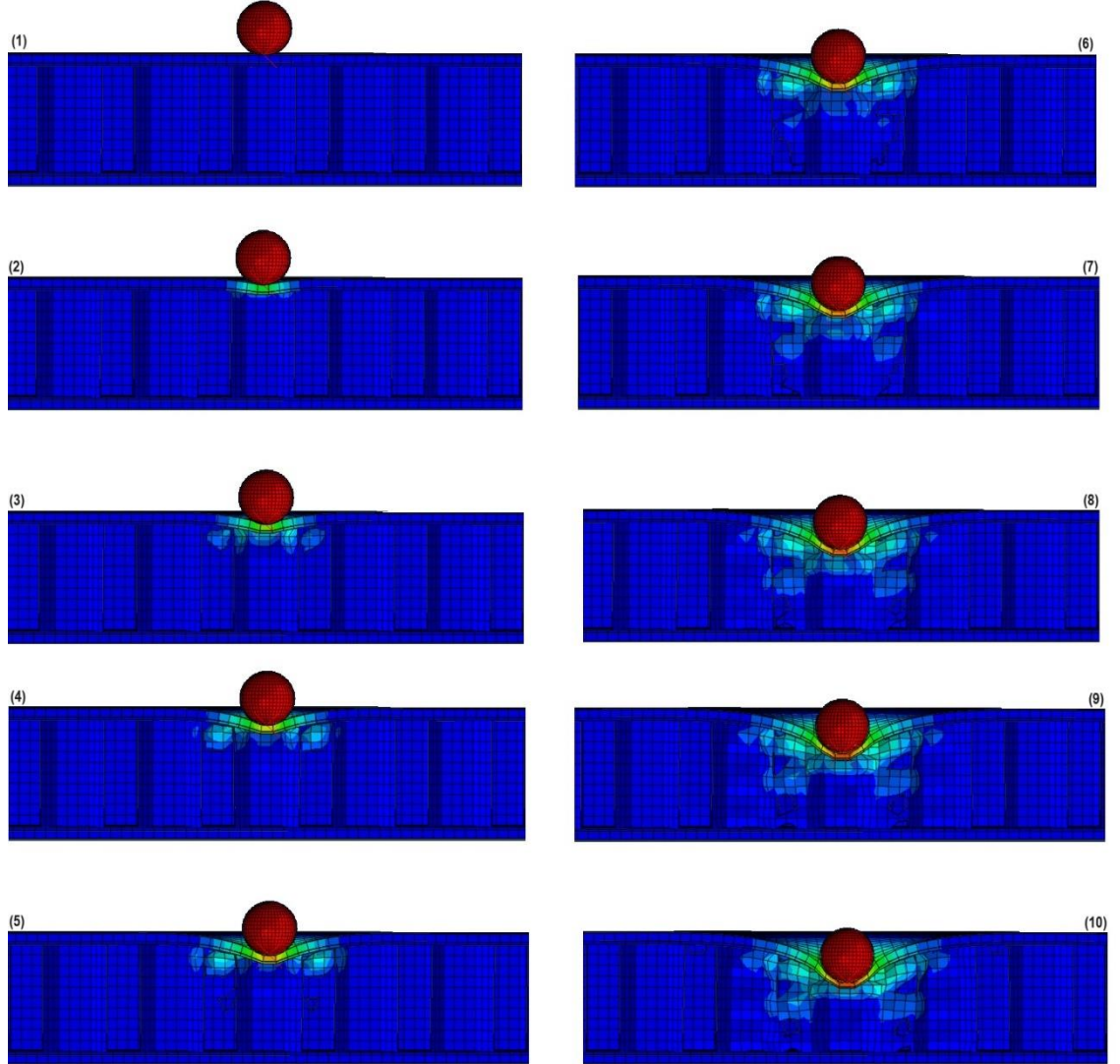
4. ARAŞTIRMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA

Alüminyum bal petek çekirdekli sandviç kompozit malzemesinin küresel çöktürücü ile düşük hızlı düzlem dışı yükleme durumu Tablo 3.3'te gösterilmiş olduğu gibi dört koşul altında teorik ve simülasyon verileri üzerine sonuçlar elde edilmiştir.

Her koşul durumunun anlaşılması için grafiklerde ve görsellerde koşulu gösteren çökme direnci değerleri verilmiştir.

4.1. Çökme Dirençlerine Göre Yükleme Simülasyon Davranışları

Aşağıdaki alt başlıklarda dört farklı çökme direnci ve iki farklı bağıl yoğunluk şartı için kompozitin küresel çöktürücü hasar tepkileri gösterilmiştir.



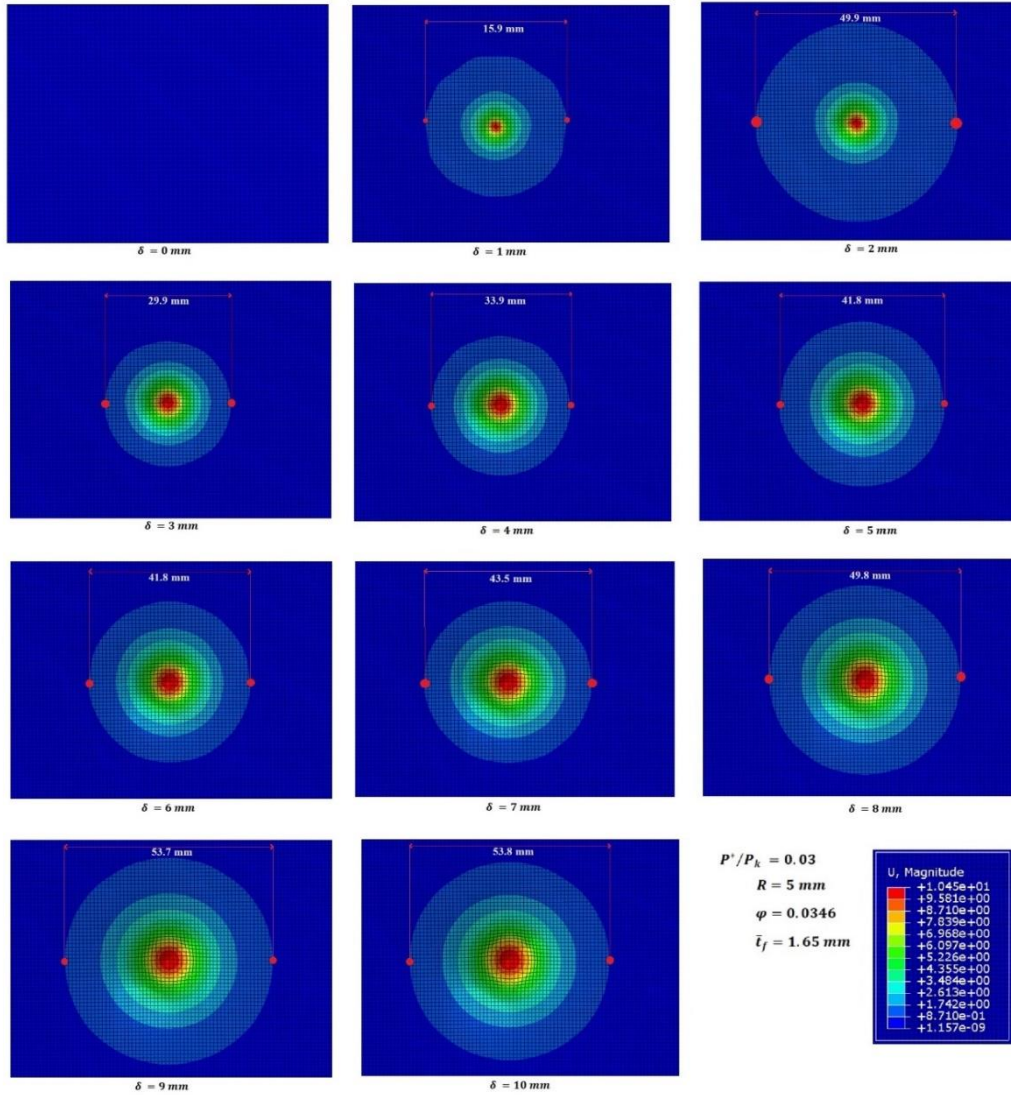
Şekil 4.1. Sandviç kompozit yüzeylerindeki çökme

4.1.1. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ için

Bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,03$ olduğu durum ve çökme direncinin $\varphi = 0,0346$ olduğu ilk koşul için üst yüzey, düzgün altıgen alüminyum bal petek çekirdeği ve alt yüzey tabakalarının küresel çöktürücü ile düzlem dışı yükleme durumunda çökme direncine bağlı hasar tepkileri görselleri gösterilmiştir.

1- Üst yüzey tabakası:

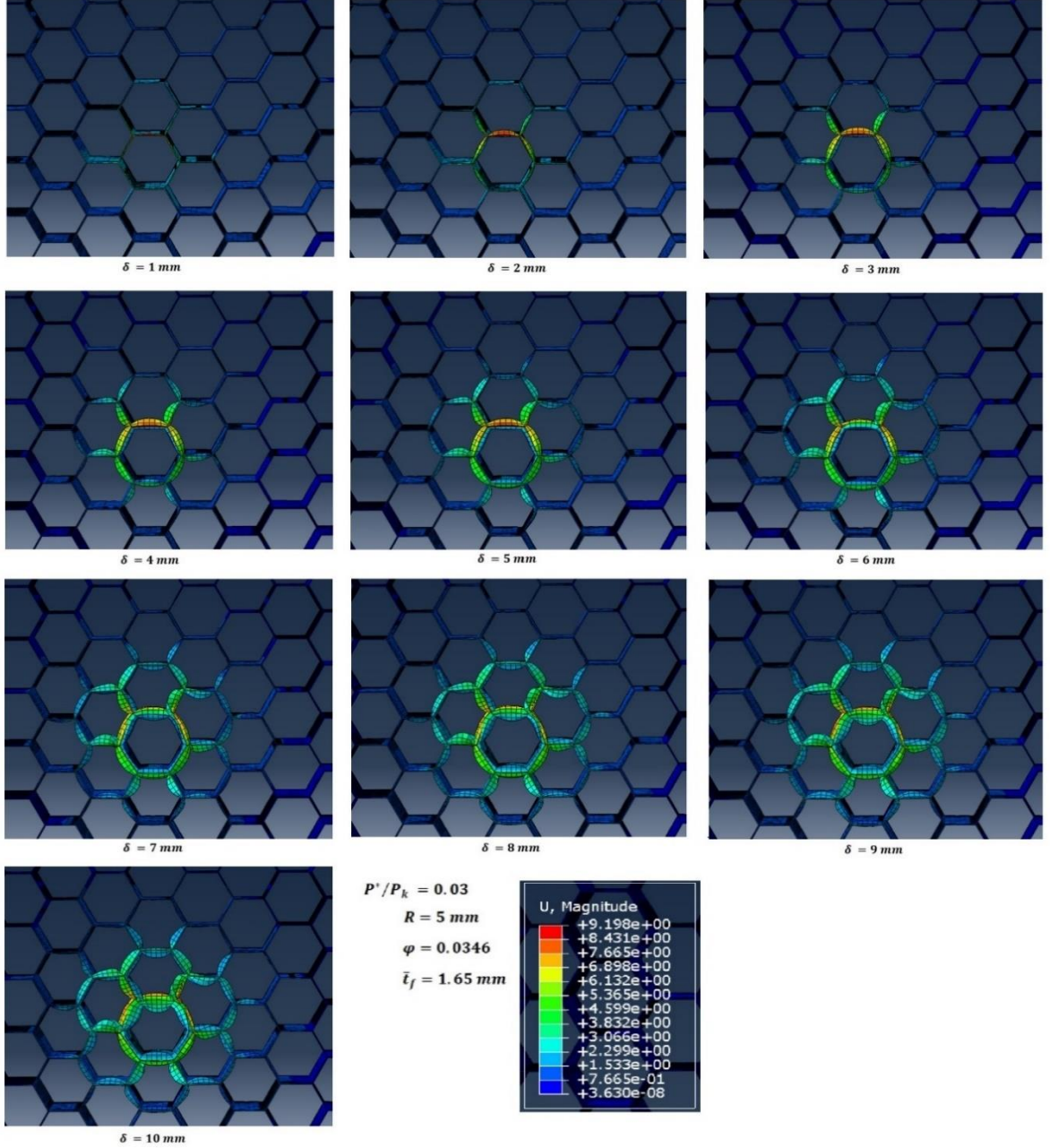
Şekil 4.2’de yarıçapı $R = 5\text{ mm}$ olan küresel çöktürücü ile lokal çökmeye uğrayan yüzey tabakasının $\varphi = 0,0346$ çökme direnci için yükleme hasar tepkisi gösterilmiştir.



Şekil 4.2. Yüzey tabakasının düzlem dışı yükleme çökme davranışı

2- Alüminyum bal petek çekirdeği:

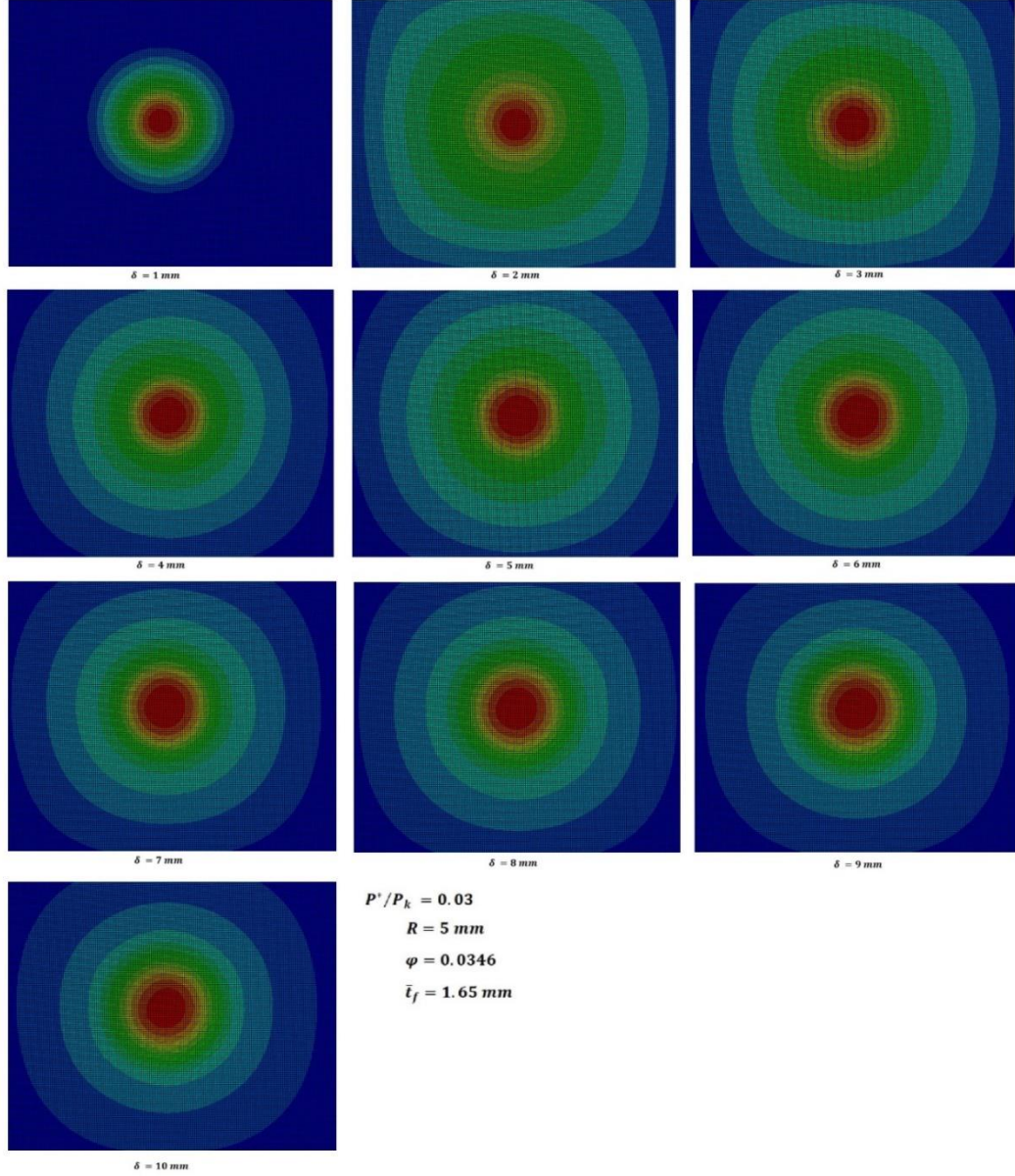
Şekil 4.3'te çökme direnci $\varphi = 0,0346$, küresel çöktürücü yarıçapının $R = 5 \text{ mm}$ olduğu durum için alüminyum bal petek çekirdeğin düzlem dışı yükleme durumunda hücre duvarlarında oluşan çökme durumu üstten gösterilmiştir.



Şekil 4.3. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının düzlem dışı yükleme çökme davranışı

3- Alt yüzey tabakası:

Alt yüzey tabakasında oluşan düzlem dışı yükleme çökme davranışı, çökme direnci $\varphi = 0,0346$ ve küresel çöktürücü yarıçapı $R = 5 \text{ mm}$ için Şekil 4.4'te gösterilmiştir.



Şekil 4.4. Alt yüzey tabakası düzlem dışı yükleme çökme davranışı

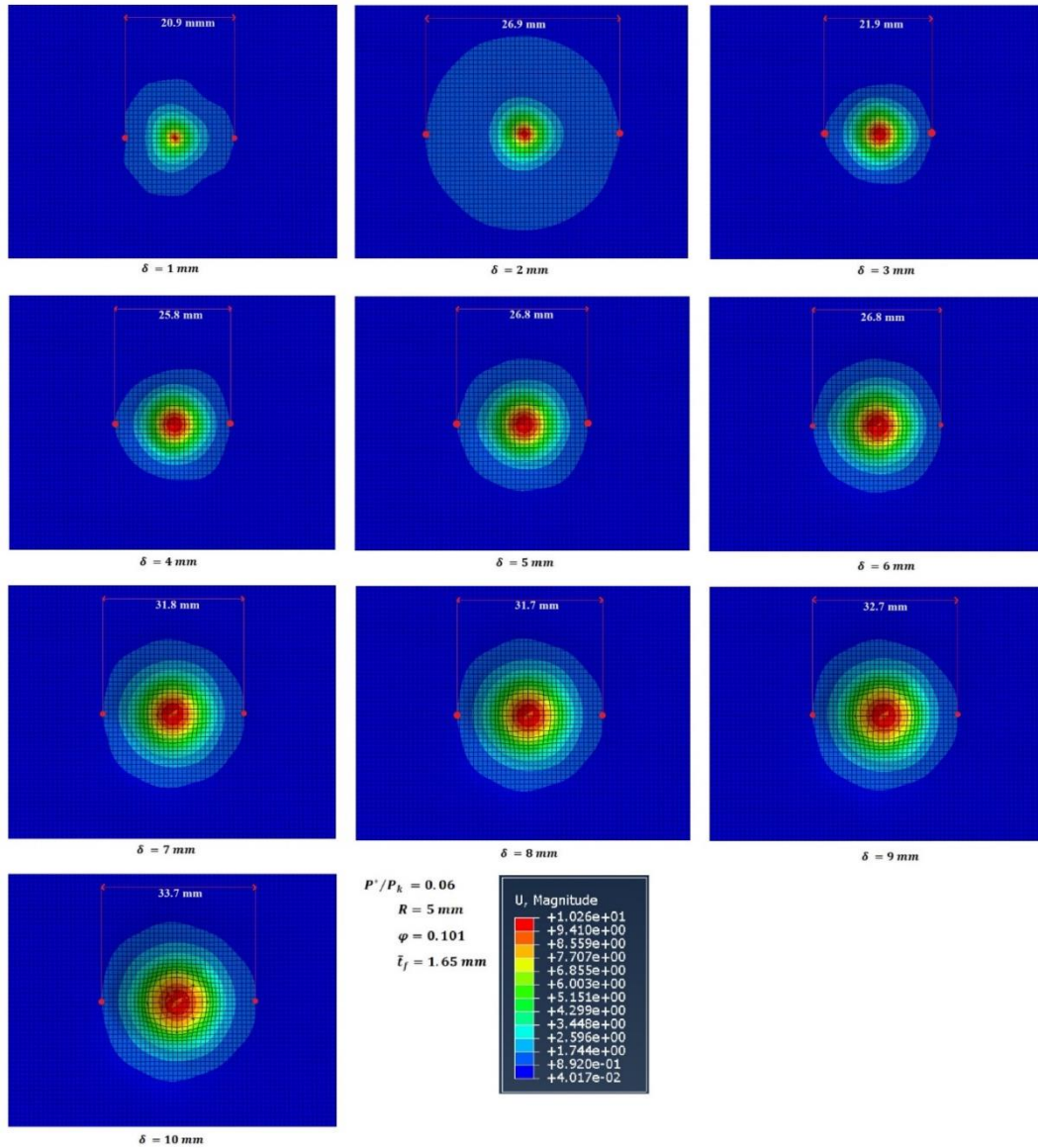
Tüm çökme dirençleri ve bağıl yoğunluk durumları için üst yüzey, alüminyum bal petek çekirdeği ve alt yüzey tabakaları için düzlem dışı yükleme davranışları gösterilecek olup bağıl yoğunluk ve çökme dirençlerine bağlı davranışlarının yorumları alt başlıklarda karşılaştırılmalı olarak verilecektir.

4.1.2. Çökme direnci $\Phi = 0.101$ için

Bu bölümde bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ olduğu durum ve çökme direncinin $\varphi = 0,101$ olduğu ikinci koşul için üst yüzey, düzgün altıgen alüminyum bal petek çekirdeği ve alt yüzey tabakalarının küresel çöktürücü ile düzlem dışı yükleme durumunda çökme direncine bağlı hasar tepkileri görselleri gösterilmiştir.

1- Üst yüzey tabakası:

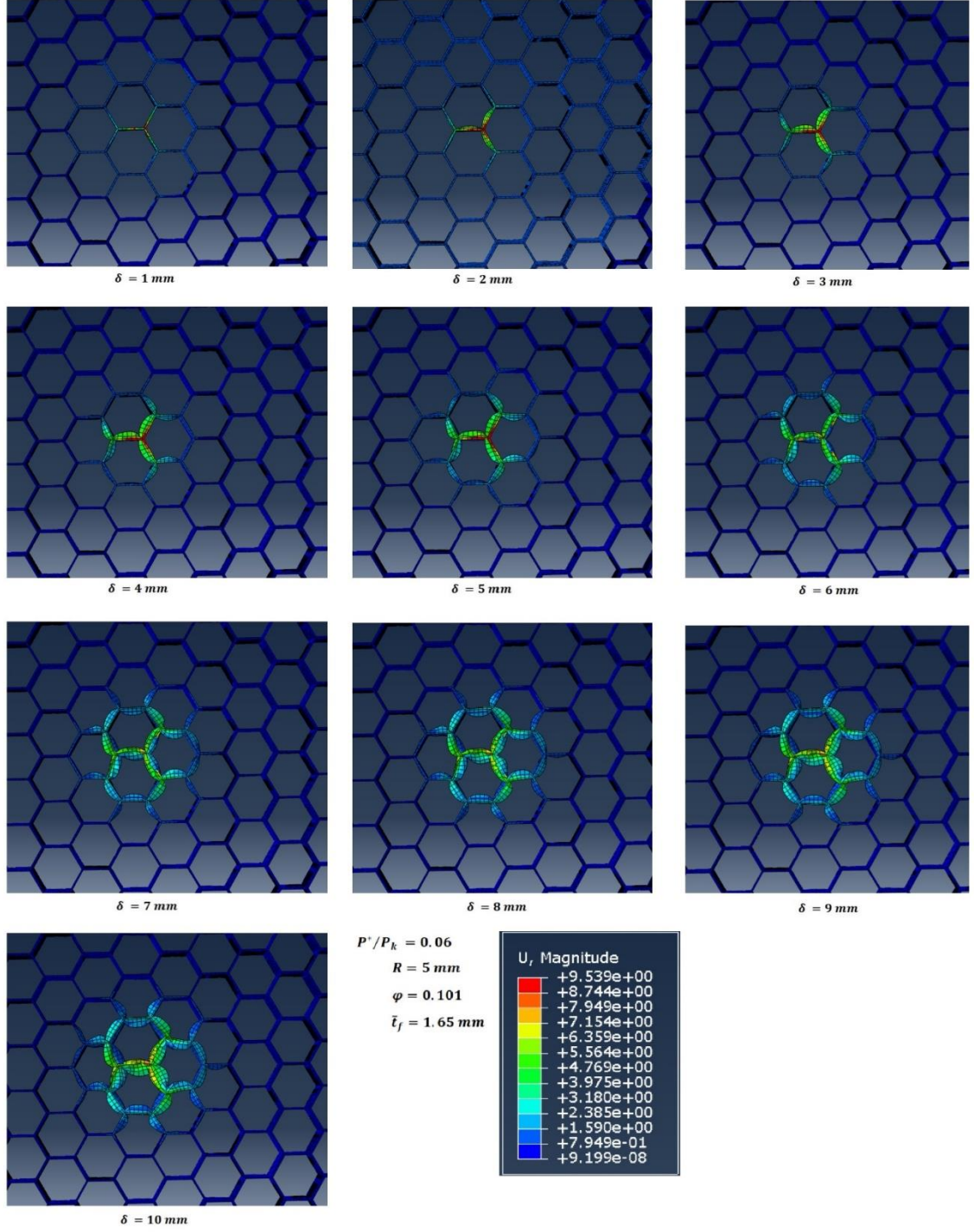
Şekil 4.5'te çökme direnci $\varphi = 0,101$ ve bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ olduğu durum için üst yüzey tabakasının yarıçapı $R = 5 \text{ mm}$ olan küresel çöktürücü ile düzlem dışı yüklemedeki hasar oluşumu gösterilmiştir.



Şekil 4.5. Üst yüzey tabakasının bağıl yoğunluk değişimine bağlı hasar tepkisi

2- Alüminyum bal petek çekirdeği:

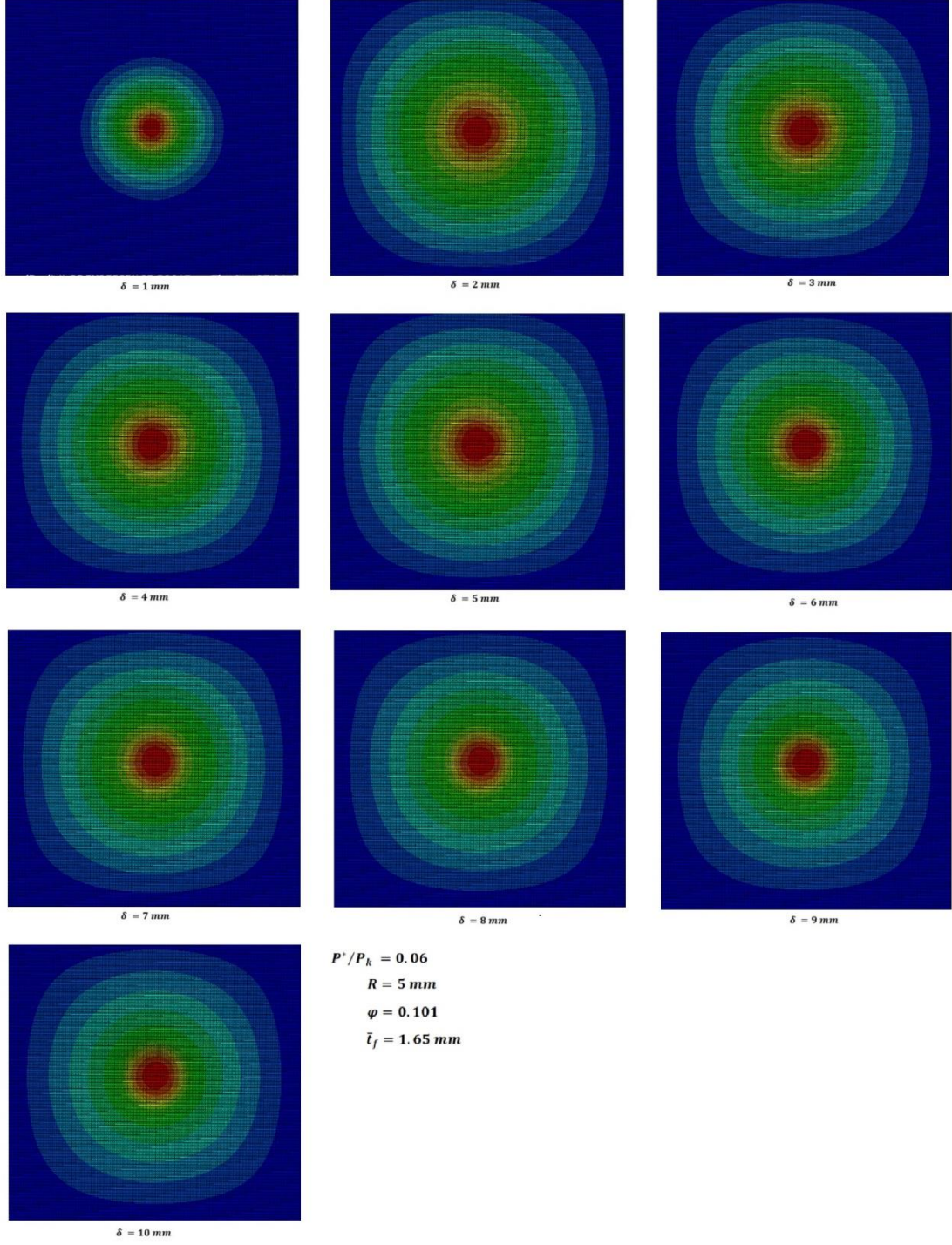
Küresel çöktürücü yarıçapı $R = 5 \text{ mm}$, çökme direnci $\varphi = 0,101$ ve bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ olduğu durum için alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarındaki çökme davranışı Şekil 4.6'da gösterilmiştir.



Şekil 4.6. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının bağıl yoğunluk değişimine bağlı düzlem dışı yükleme çökme davranışı

3- Alt yüzey tabakası:

Şekil 4.7’de çökme direnci $\varphi = 0,101$ ve bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ olduğu durumda yarıçapı $R = 5 \text{ mm}$ olan küresel çöktürücü yüklemesi altında oluşan alt yüzey tabakası çökme davranışı gösterilmiştir.



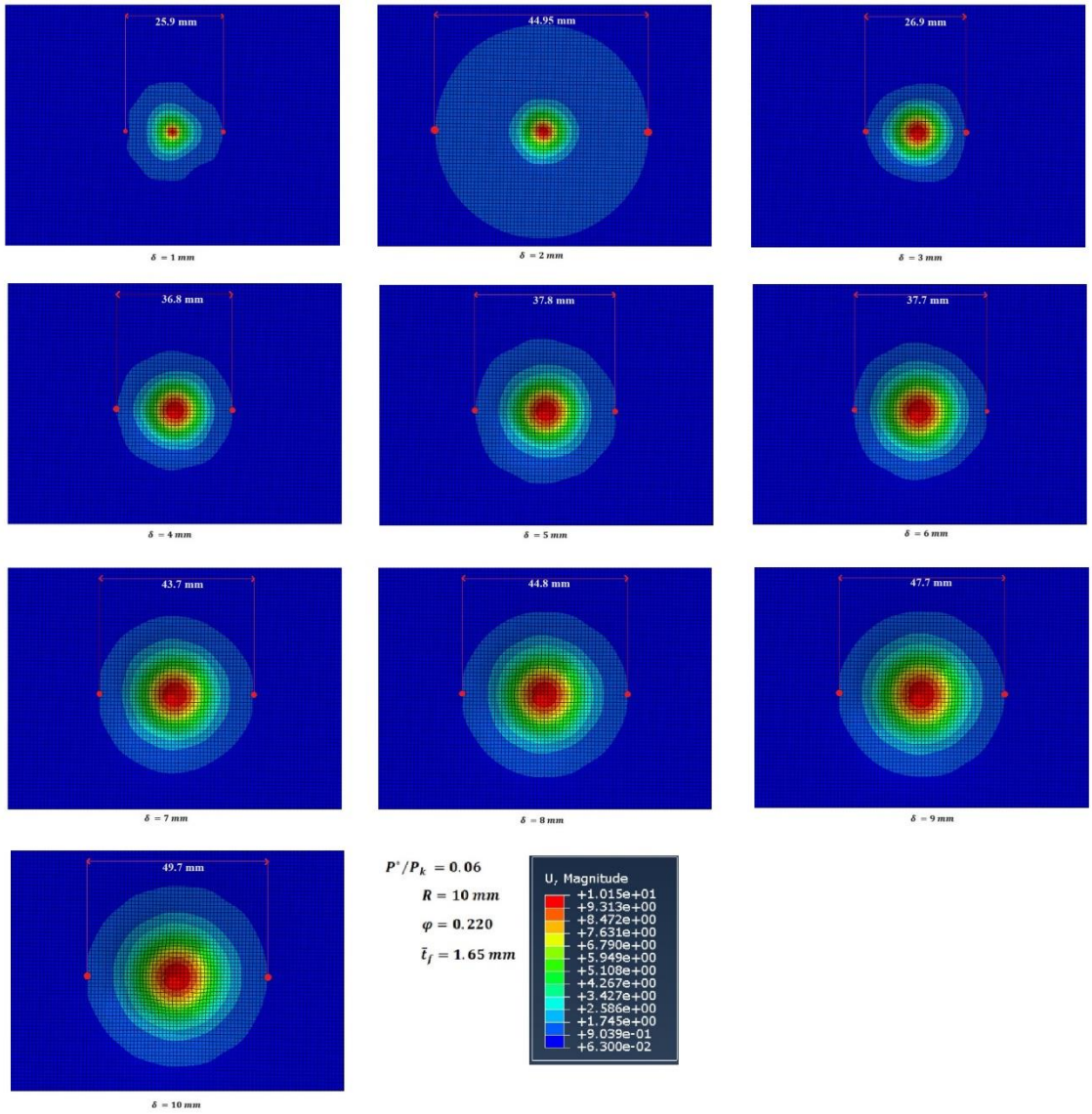
Şekil 4.7. Alt yüzey tabakası bağıl yoğunluk artış durumunda düzlem dışı yükleme çökme davranışı

4.1.3. Çökme direnci $\Phi = 0,220$ için

Küresel çöktürücünün yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$, bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ ve çökme direncinin $\varphi = 0,220$ olduğu üçüncü koşul için üst yüzey, düzgün altıgen alüminyum bal petek çekirdeği ve alt yüzey tabakalarının küresel çöktürücü ile düzlem dışı yükleme durumunda çökme direncine bağlı hasar tepkileri görselleri gösterilmiştir.

1- Üst yüzey tabakası:

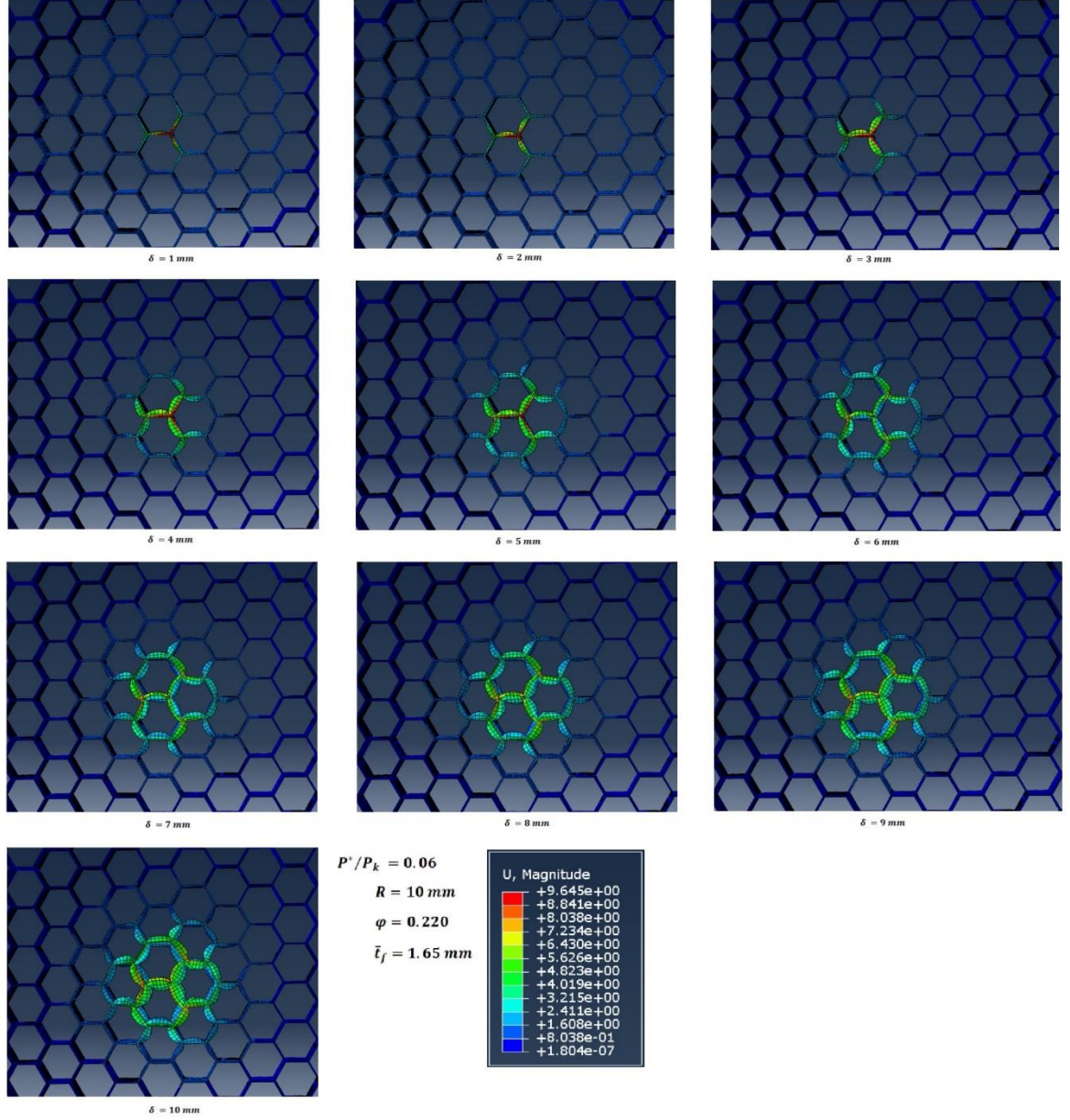
Üst yüzey tabakasında oluşan düzlem dışı yükleme çökme davranışı, çökme direnci $\varphi = 0,220$ ve küresel çöktürücü yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$ için Şekil 4.8’de gösterilmiştir.



Şekil 4.8. Üst yüzey tabakasının küresel çöktürücü yarı çapı değişimine bağlı hasar tepkisi

2- Alüminyum bal petek çekirdeği:

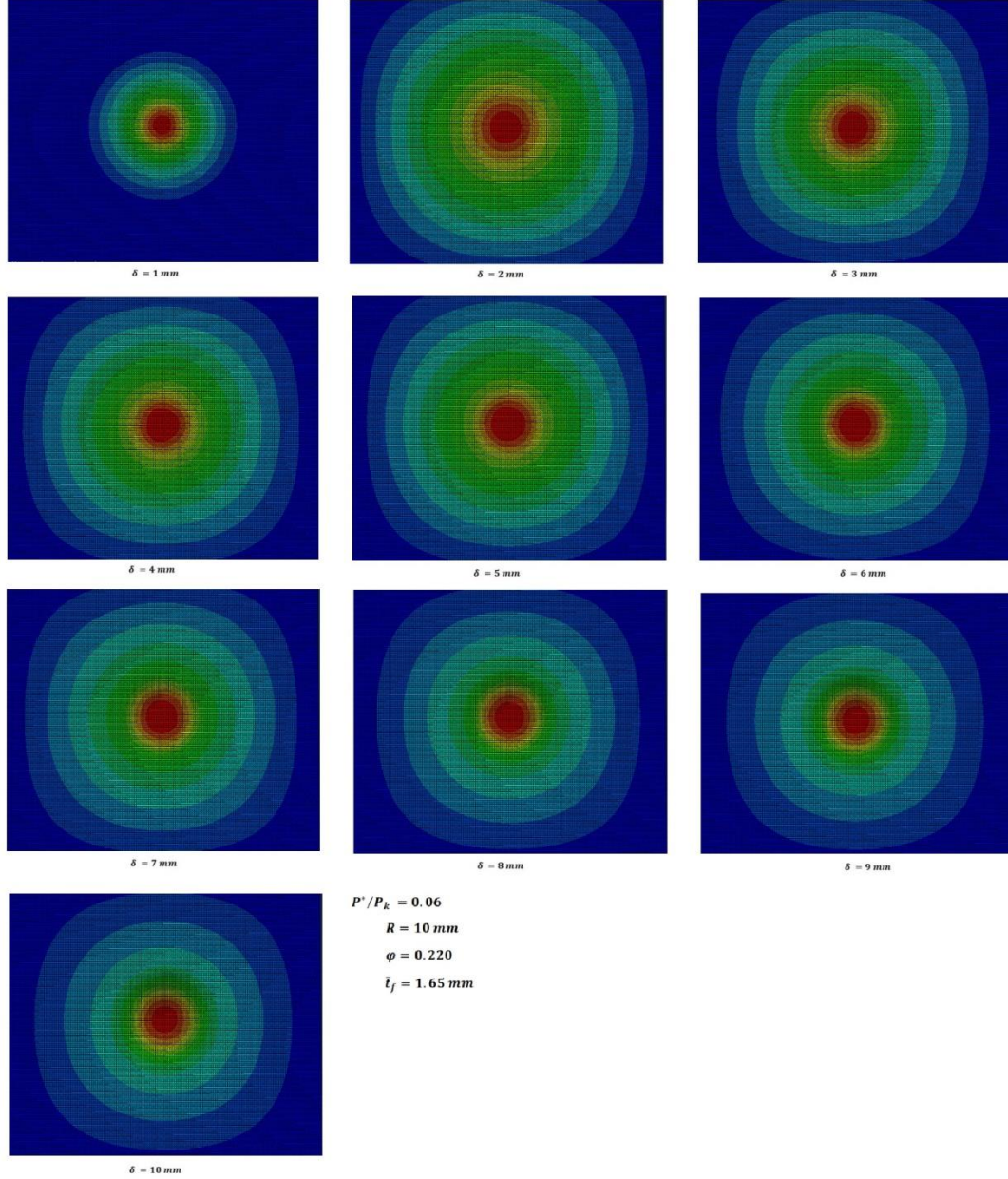
Küresel çöktürücü yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$ ve çökme direnci $\varphi = 0,220$ olduğu bu modellemelerde bağıl yoğunluk $P^*/P_k = 0,06$ olarak seçilmiştir.



Şekil 4.9. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının küresel çöktürücü yarıçapı değişimine bağlı hasar tepkisi

3- Alt yüzey tabakası:

Alt yüzey tabakasında oluşan düzlem dışı yükleme çökme davranışı, çökme direnci $\varphi = 0,220$ ve küresel çöktürücü yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$, bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ olduğu durum için Şekil 4.10'da gösterilmiştir.



Şekil 4.10. Alt yüzey tabakasının küresel çöktürücü yarı çapı değişimine bağlı hasar tepkisi

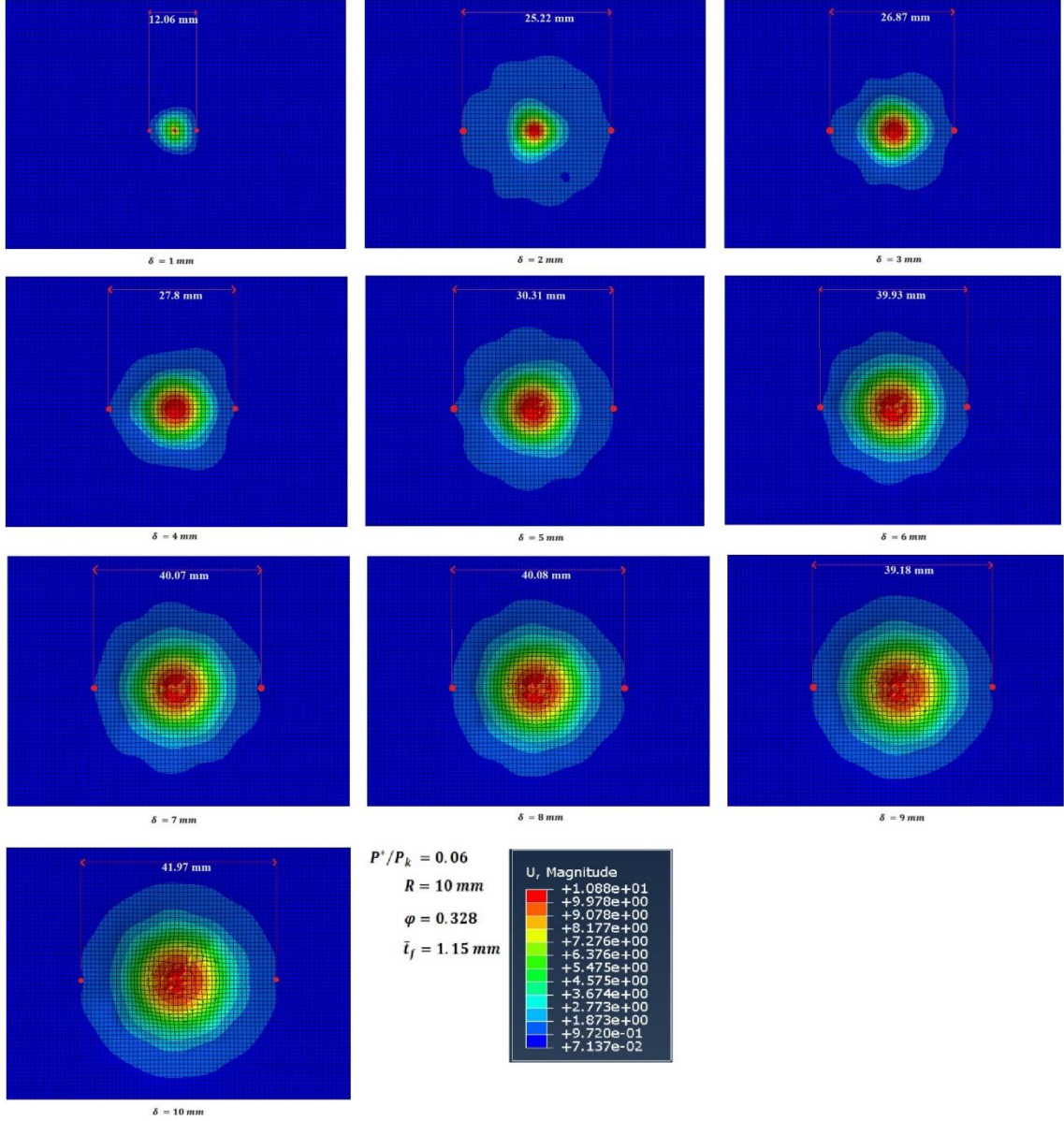
4.1.4. Çökme direnci $\Phi = 0,328$ için

Küresel çöktürücünün yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$, bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ ve çökme direncinin $\varphi = 0,328$ olduğu dördüncü koşul için üst yüzey, düzgün altıgen

alüminyum bal petek çekirdeği ve alt yüzey tabakalarının küresel çöktürücü ile düzlem dışı yükleme durumunda çökme direncine bağlı hasar tepkileri görselleri gösterilmiştir.

1- Üst yüzey tabakası:

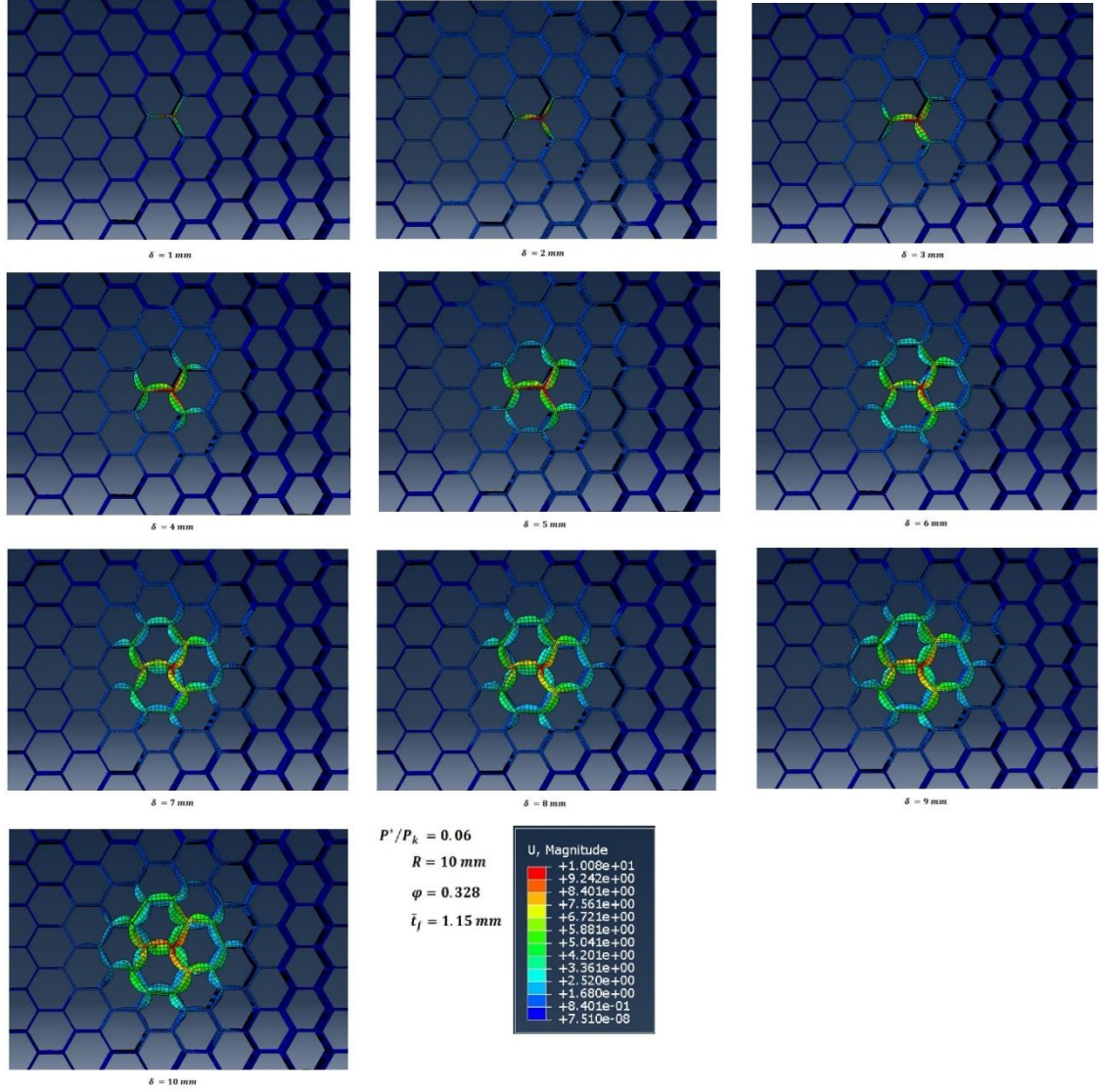
Şekil 4.11’de çökme direnci $\varphi = 0,328$, bağlı yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ ve üst yüzey tabakasının kalınlığı $t_{\bar{f}} = 1,15 \text{ mm}$ olduğu durum için yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$ olan küresel çöktürücü ile düzlem dışı yüklemedeki hasar oluşumu gösterilmiştir.



Şekil 4.11. Üst yüzey tabakası yüzey tabaka kalınlığı değişimine bağlı hasar tepkisi

2- Alüminyum bal peteği:

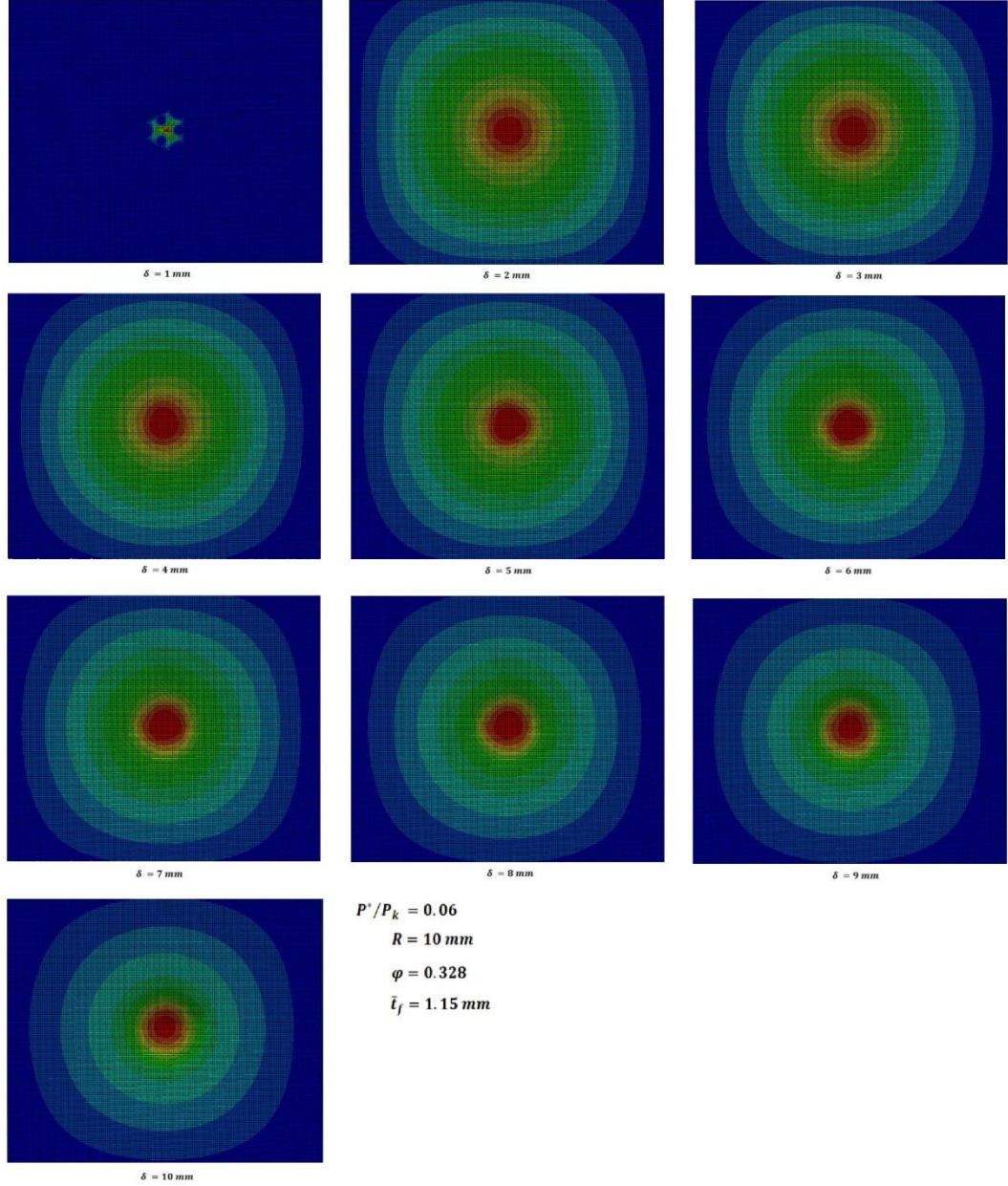
Küresel çöktürücü yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$, çökme direnci $\varphi = 0,328$, bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$, yüzey tabaka kalınlığı $t_f = 1,15 \text{ mm}$ olduğu durum için alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarındaki çökme davranışı Şekil 4.12’de gösterilmiştir.



Şekil 4.12. Alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarlarının küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığı değişimine bağlı hasar tepkisi

3- Alt yüzey tabakası:

Şekil 4.13’te çökme direnci $\varphi = 0,328$, yüzey tabaka kalınlığı $t_f = 1,15 \text{ mm}$ ve bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ olduğu durumda yarıçapı $R = 10 \text{ mm}$ olan küresel çöktürücü yüklemesi altında oluşan alt yüzey tabakası çökme davranışı gösterilmiştir.



Şekil 4.13. Alt yüzey tabakası yüzey tabaka kalınlığı değişimine bağlı hasar tepkisi

4.2. Çökme Dirençlerine Göre Yükleme Davranışlarının Kıyaslanması

Dört farklı çökme direnci ve iki farklı bağıl yoğunluk durumu için üst yüzey tabakası, alüminyum bal petek çekirdeği ve alt yüzey tabakası için düzlem dışı yükleme davranışları ayrı ayrı üst başlık altında verilmiştir.

Bu bölümde düzlem dışı yüklemende bağıl yoğunluk, küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabakalarındaki değişiminin, alüminyum bal petek çekirdeği hücre duvarları üzerinde oluşturduğu hasar davranışları çökme dirençleri cinsinden birbirleri ile kıyaslanmış ve yorumlanmıştır.

4.2.1. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ ve $\Phi = 0,101$ için

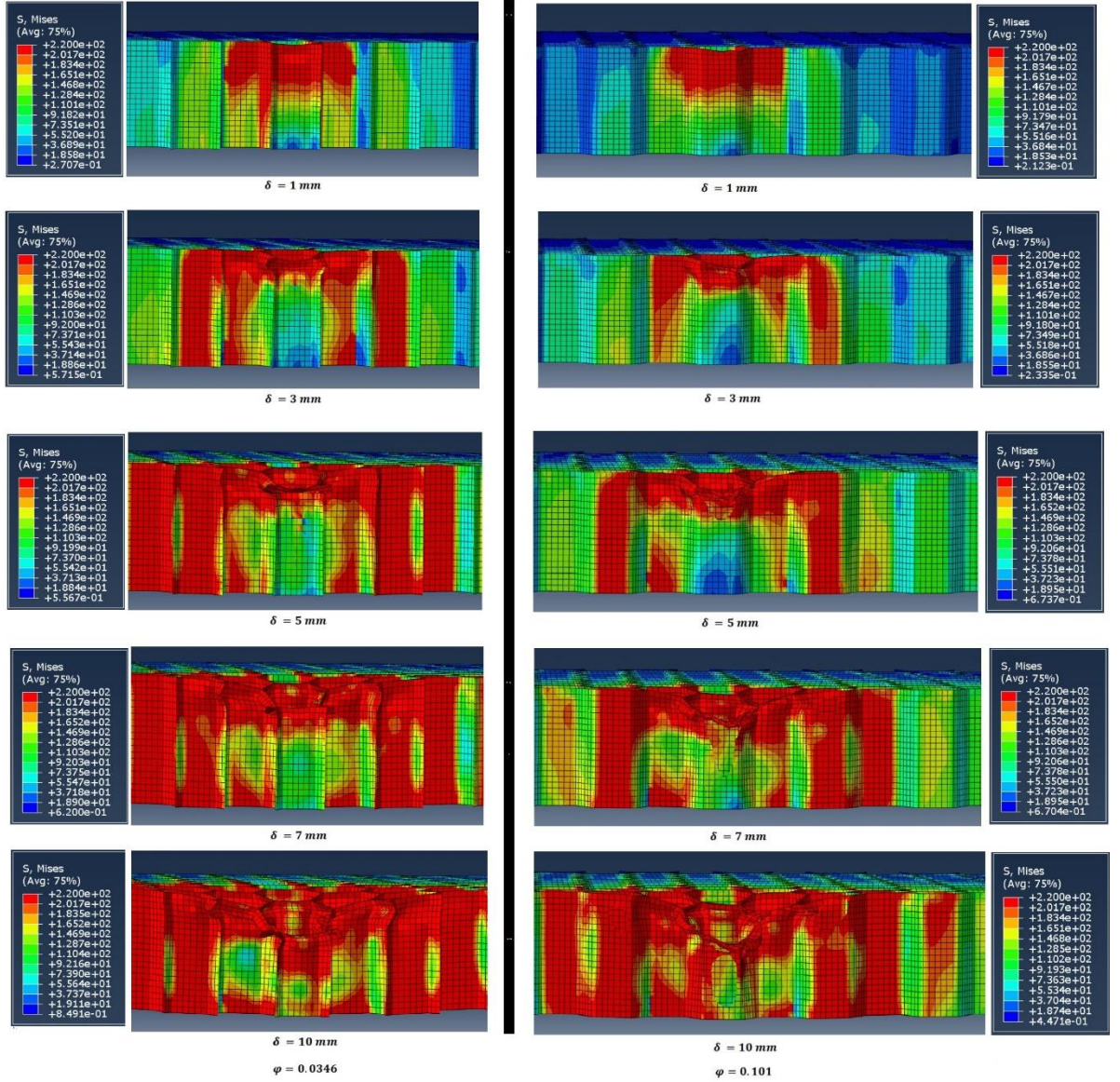
Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olduğu durumda bağlı yoğunluk $P^*/P_k = 0,03$, küresel çöktürücü yarıçapı $R = 5 \text{ mm}$, plato gerilmesi $\sigma_{pl} = 3,1323$, yüzey tabakası kalınlığı $t_f = 1,65 \text{ mm}$ 'dir. Çökme direnci $\varphi = 0,101$ olduğu durumda ise bağlı yoğunluk $P^*/P_k = 0,06$, küresel çöktürücü yarıçapı $R = 5 \text{ mm}$, plato gerilmesi $\sigma_{pl} = 9,9445$, yüzey tabakası kalınlığı $t_f = 1,65 \text{ mm}$ 'dir. Tablo 4.1'de çökme dirençlerine karşılık gelen malzeme parametreleri gösterilmiştir.

Tablo 4.1. Çökme dirençlerine göre malzeme parametreleri

Bağlı yoğunluk P^*/P_k	Yüzey tabakası kalınlığı (mm) t_f	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Plato gerilmesi (MPa) σ_{pl}	Çökme direnci φ
0,03	1,65	5	3,1323	0,0346
0,06	1,65	5	9,9445	0,101

Şekil 4.14'te bu iki çökme direnci için alüminyum bal petek çekirdeğinin hücre duvarı yükleme davranışı gösterilmiştir.

Çökme dirençlerine bağlı hücre duvarı yükleme davranışları çöktürücü çökme yer değiştirmesi olan δ' nun $\delta = 1, 3, 5, 7, 10 \text{ mm}$ durumları için kıyaslanarak verilmiştir.



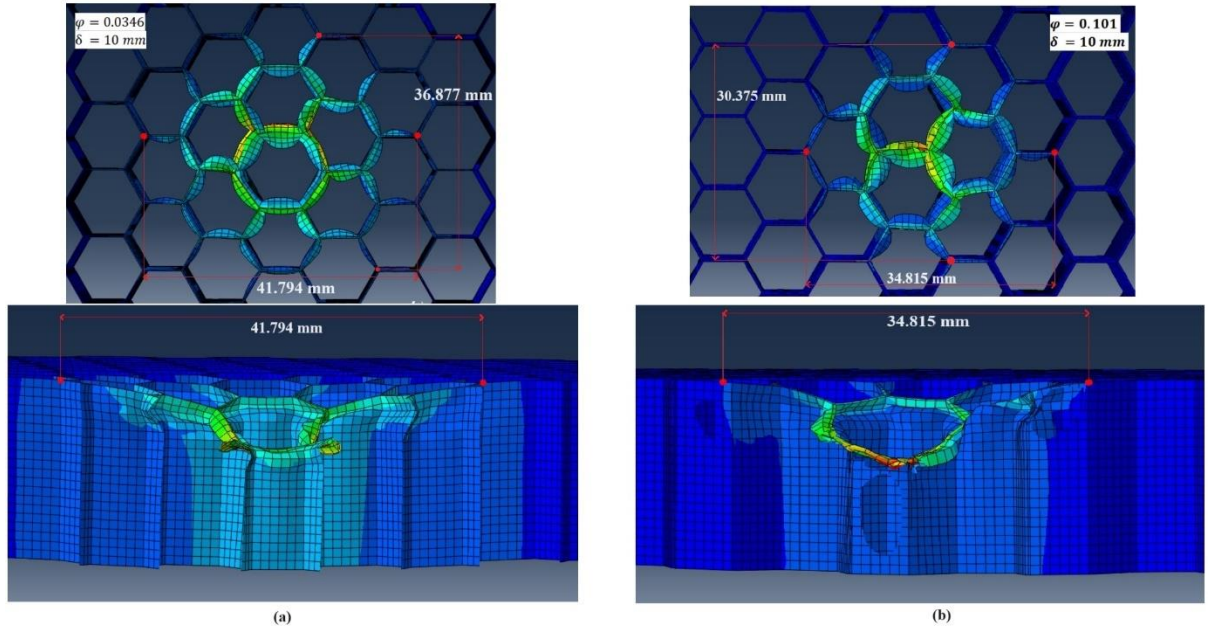
Şekil 4.14. $\varphi = 0,0346$ ve $\varphi = 0,101$ çökme direnci için alüminyum bal petek çekirdeğinin hücre duvarı yükleme davranışı

Şekilde 4.14'te de görüldüğü üzere bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,03$ olduğu durumda düzlem dışı yüklemede alüminyum bal petek çekirdeğinin hücre duvarlarındaki çökmeler bal peteği merkezine doğru gerçekleşmekte ve kısa bir süre sonra yan birim hücrelere taşınmaktadır. Bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$ olduğu durumda alüminyum bal peteği hücre duvarlarındaki çökmeler daha lokal çökmeler olup çökmeler yan hücre duvarlarına daha az taşınmaktadır.

Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan bal peteği çekirdeğinin çökme bölgesi uzunluğu $41,794 \text{ mm}$ olup yükleme hasarları yan hücre duvarlarına aktarılmaktadır. Çökme direnci $\varphi = 0,101$ olan bal peteği çekirdeğine de ise çökme bölgesi uzunluğu

34,815 mm olup çöktürücünün temas ettiği birim hücrede duvarlarında hasar yoğunlaşmaktadır.

Aynı çöktürücü çökme yer değiştirmesinde ($\delta = 10$ mm), bağıl yoğunluk artışı ile üst yüzey deformasyon uzunluğunun azaldığı görülmektedir. Bağıl yoğunluk artışı çekirdek malzemesini daha rijit yapmaktadır. Böylece yükleme tepkisi merkez birim hücre duvarlarında daha fazla ezilme olarak karşılanmakta olup komşu birim hücre duvarlarına daha az yansımaktadır. Bu sayede deformasyon uzunluğu azalmaktadır.



Şekil 4.15. Bağıl yoğunluk artışının birim hücre duvarındaki hasar tepkisi ($\delta = 10$ mm)

Böylece aynı yükleme parametreler için bağıl yoğunluk artışının bal peteği çekirdeğine daha yüksek bir şekil değiştirme direnci verdiği görülmektedir.

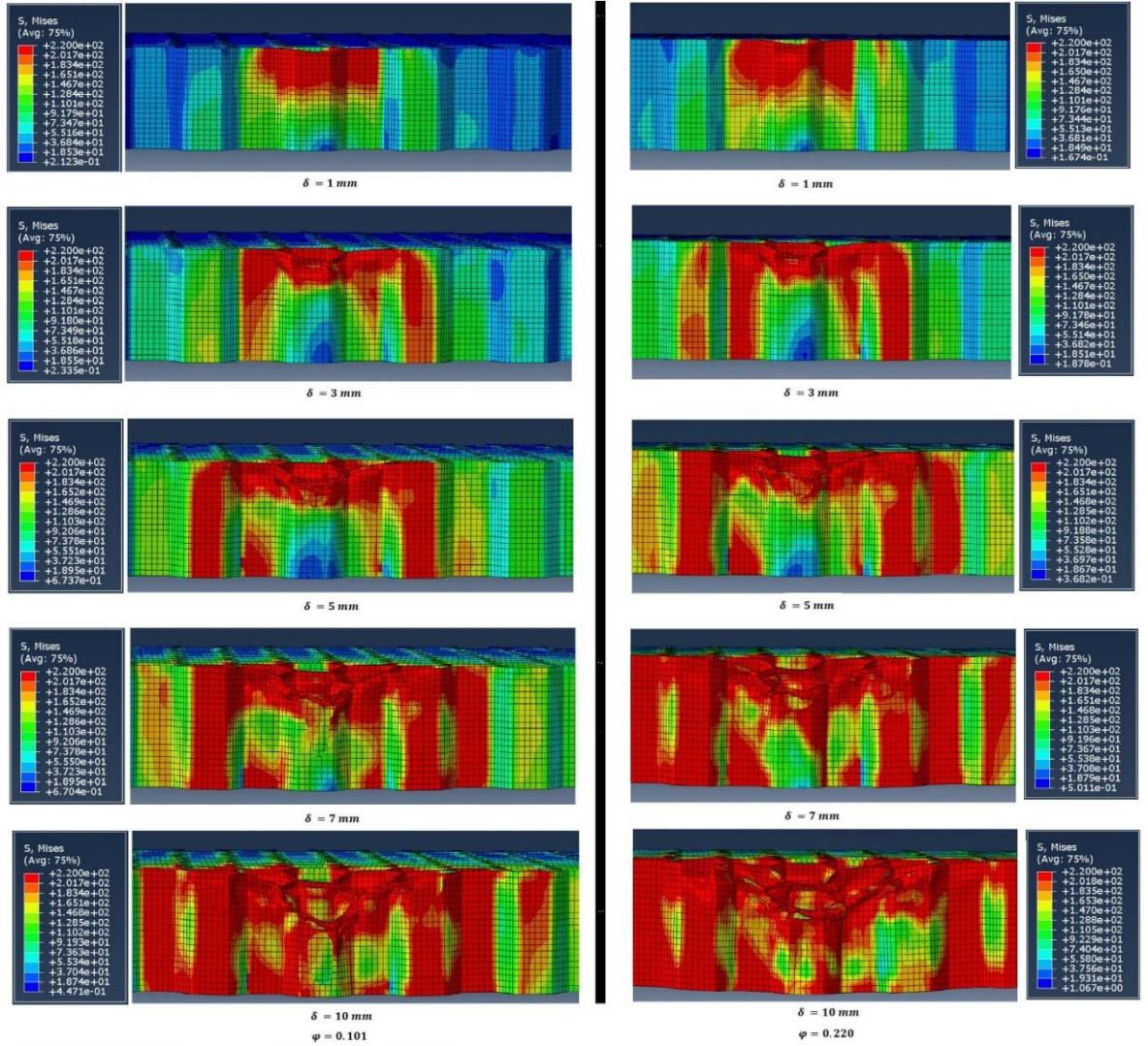
4.2.2. Çökme direnci $\Phi = 0,101$ ve $\Phi = 0,220$ için

Bu bölümde bağıl yoğunlukları, yüzey tabaka kalınlıkları, plato gerilmeleri aynı olan bal petek sandviç kompozit malzemesinin düzlem dışı yüklemede durumunda küresel çöktürücü yarıçapının değişimin çökme direnci değerleri üzerinden bal petek çekirdeğinin birim hücre duvarlarındaki çökmeler incelenip kıyaslanmıştır.

Tablo 4.2’de çökme dirençleri $\varphi = 0,101$ ve $\varphi = 0,220$ simülasyon modellerinin malzeme parametre değerleri verilmiştir.

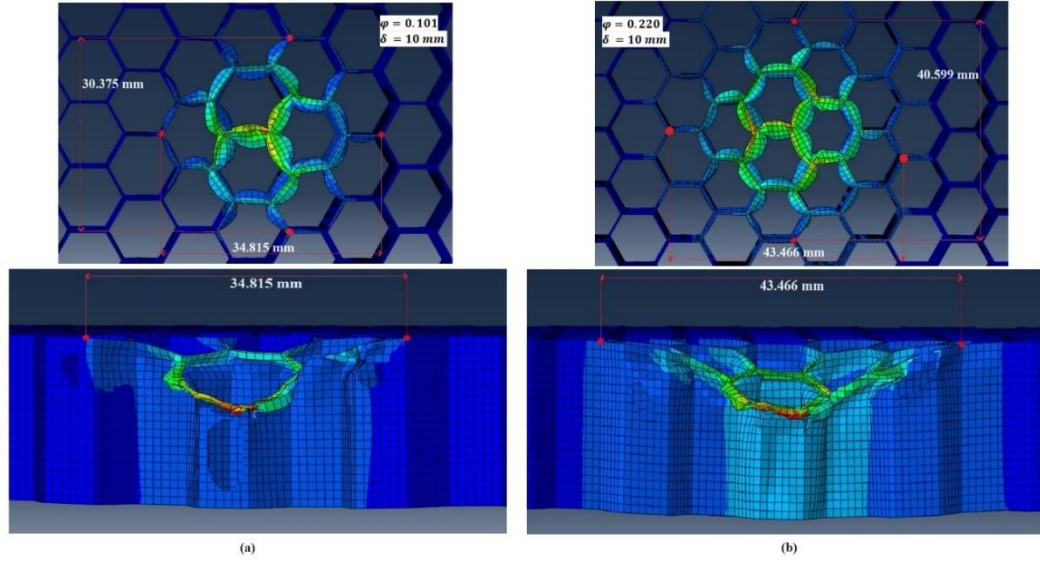
Tablo 4.2. Çökme dirençlerine göre malzeme parametreleri

Bağıl yoğunluk P^*/P_k	Yüzey tabakası kalınlığı (mm) $t_{\bar{f}}$	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Plato gerilmesi (MPa) σ_{pl}	Çökme direnci φ
0,06	1,65	5	9,9445	0,101
0,06	1,65	10	9,9445	0,220

Şekil 4.16. $\varphi = 0,0590$ ve $\varphi = 0,1181$ çökme direnci için alüminyum bal petek çekirdeğinin hücre duvarı yükleme davranışı

Şekil 4.16’te çökme dirençleri $\varphi = 0,101$ ve $\varphi = 0,220$ olan aynı parametre özelliklerine sahip sandviç kompozit malzemeye uygulanan düzlem dışı yükleme durumunda küresel çöktürücü yarıçapının artırılmasının bal petek çekirdek hücre duvarları üzerindeki hasar etkisi gösterilmiştir.

Şekil 4.17’de görüldüğü üzere küresel çöktürücü yarıçapının artışı çökme bölgesi uzunluğunu ve komşu birim hücrelerin çökme derinliklerinin arttığı gözlemlenmektedir.



Şekil 4.17. Küresel çöktürücü yarıçap artışının birim hücre duvarındaki hasar tepkisi ($\delta = 10$ mm)

4.2.3. Çökme direnci $\Phi = 0,220$ ve $\Phi = 0,328$ için

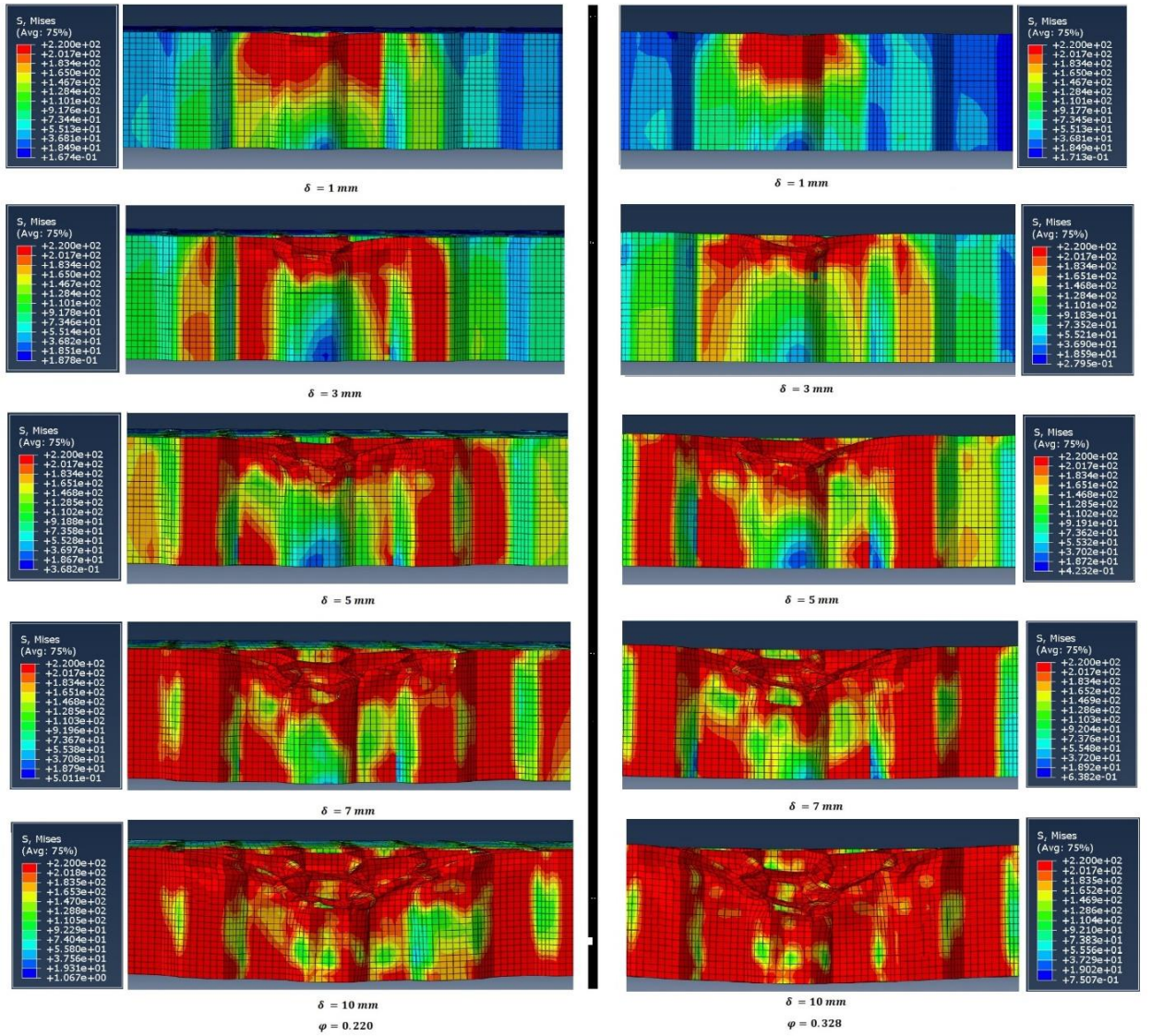
Bu üçüncü durum şartında küresel çöktürücü yarıçapı, plato gerilmesi ve bağıl yoğunluğun aynı olduğu durumda yüzey tabakası kalınlığındaki değişikliğin düşük hızlı düzlem dışı yükleme durumunda alüminyum bal petek çekirdek birim hücre duvarlarının hasar tepkisi incelenmiştir.

Tablo 4.3. Yüzey tabaka kalınlığı değişiminin hasar tepkisi

Bağıl yoğunluk P^*/P_k	Yüzey tabakası kalınlığı (mm) t_f	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Plato gerilmesi (MPa) σ_{pl}	Çökme direnci φ
0,06	1,65	10	9,9445	0,220
0,06	1,15	10	9,9445	0,328

Düzlem dışı yükleme öncelikle yüzey tabakası tarafından karşılanmaktadır. Yükleme devam ettikçe küresel çöktürücü yüzey tabakası ile birlikte alüminyum bal petek çekirdeğine sıkıştırma uygular. Bu sıkıştırma kuvveti ile bal petek birim hücre duvarlarında plastik burkulmalar oluşur ve birim hücre duvarlarında çökmeler meydana gelir.

Şekil 4.18’de çökme direnci $\varphi = 0,220$ ve $\varphi = 0,328$ olan durumlar gösterilmiştir. Buradaki çökme direnci açısından hasar tepkilerinin daha iyi yorumlanabilmesi için Şekil 4.19’da iki çökme direnci değeri için aynı çökme zamanındaki çökme derinlikleri ve çökme uzunlukları verilmiş olup kıyas yapılmıştır.

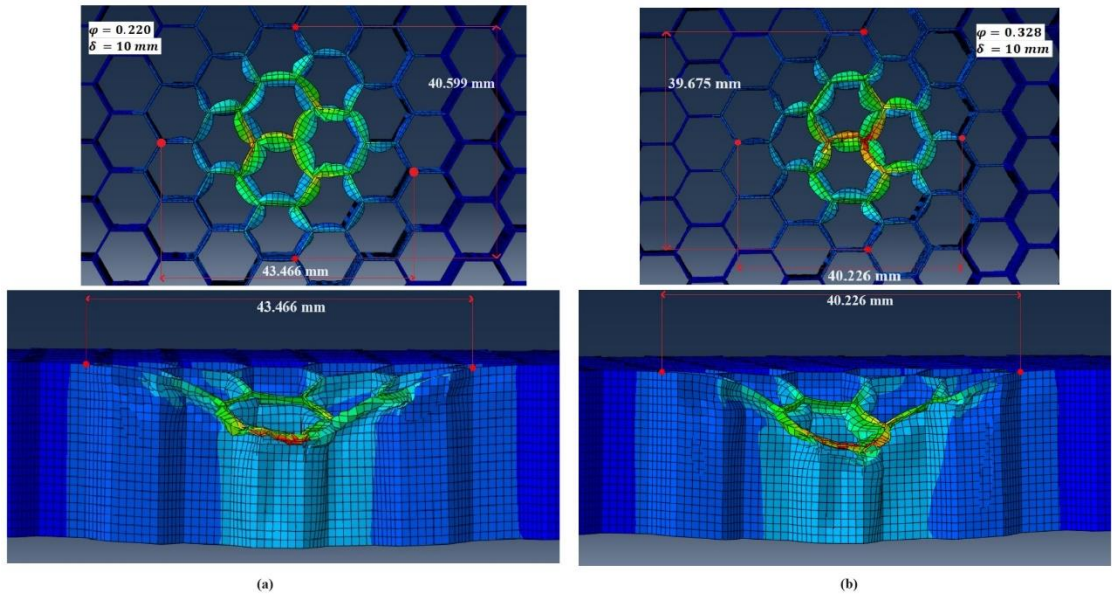


Şekil 4.18. Yüzey tabakası kalınlık değişikliğinin hasar tepkisi

Şekil 4.19’da görüldüğü üzere çökme direnci $\varphi = 0,220$ olan bal peteği çekirdeğinin çökme bölgesi uzunluğu $43,466 \text{ mm}$ olup, çökme direnci $\varphi = 0,328$ olan bal peteği çekirdeğine de ise çökme bölgesi uzunluğu $40,226 \text{ mm}$ olmaktadır.

Yükleme sırasında darbe enerjisini ilk olarak üst yüzey tabakası karşılamaktadır. Üst yüzey tabakasının kalınlığındaki azalma ile alüminyum bal petek çekirdeği daha fazla darbe enerjisine maruz kalmış olacaktır. Üst yüzey tabakasındaki $0,5 \text{ mm}$ ’lik kalınlık azalması için diğer durumlar göz önüne alındığında bal peteği çekirdeğinin üst yüzeyinin deformasyon değerleri birbirleri ile oldukça yakın değerler göstermektedir.

Bu durumda bize üst yüzey tabaka kalınlığı $1,65 \text{ mm}$ iken darbe enerjisinin bal peteği çekirdeği tarafından daha geniş bir yüzey alanı ile karşılandığını ancak üst yüzey tabaka kalınlığının azalması ile daha lokal bölgede çökme derinliği doğrultusunda karşıladığını göstermektedir.



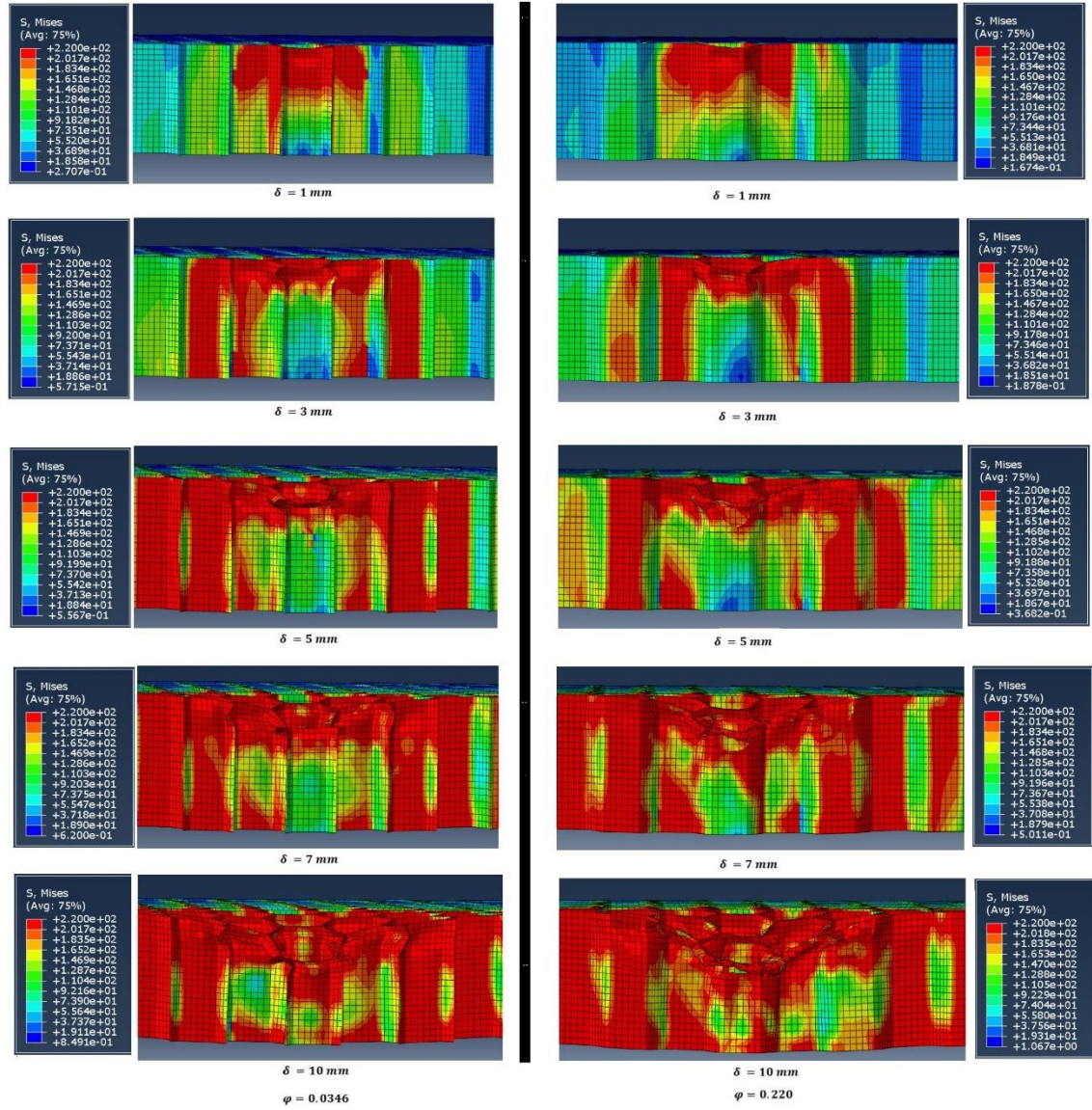
Şekil 4.19. Yüzey tabaka kalınlığının değişimin çökme hasarı tepkisi ($\delta = 10 \text{ mm}$)

4.2.4. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ ve $\Phi = 0,220$ için

Dördüncü modelleme koşulunu içeren bu bölümde çökme dirençleri $\varphi = 0,0346$ ve $\varphi = 0,220$ için hem bağıl yoğunluklar hem de küresel çöktürücü yarıçaplarındaki değişimin alüminyum bal petek çekirdeği birim hücre duvarları üzerindeki hasar davranışı incelenmiştir. Tablo 4.4’te çökme dirençleri, bağıl yoğunluk değerleri ve küresel çöktürücü için seçilen parametreler gösterilmiştir.

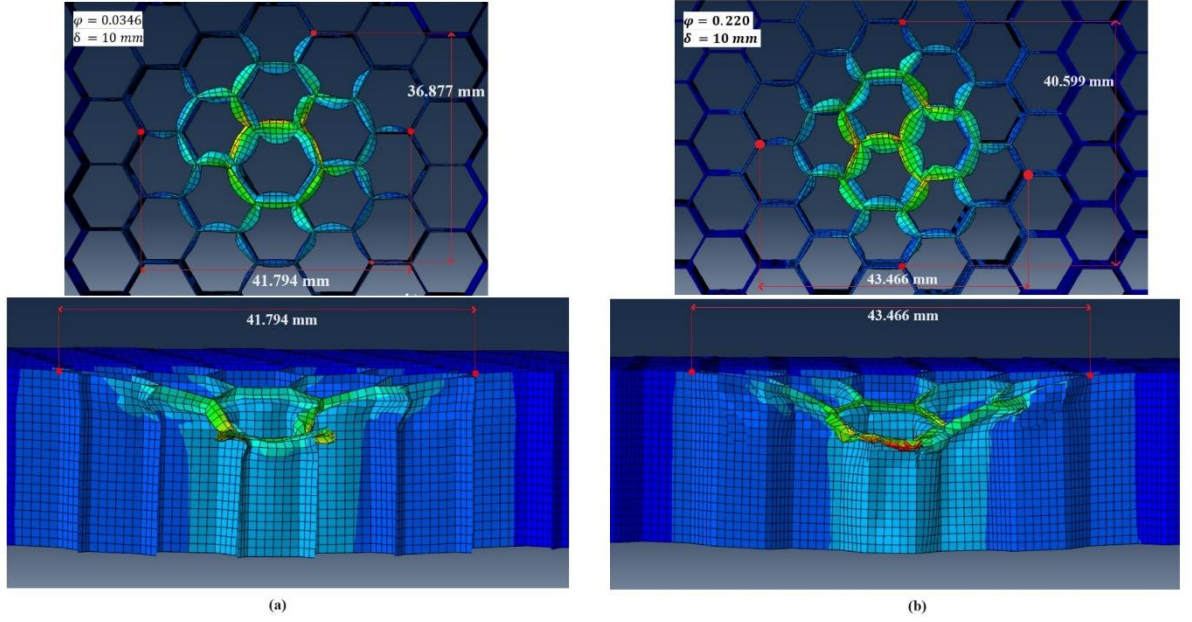
Tablo 4.4. Bağıl yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçapı değişimi

Bağıl yoğunluk P^*/P_k	Yüzey tabakası kalınlığı (mm) t_f	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Plato gerilmesi (MPa) σ_{pl}	Çökme direnci φ
0,03	1,65	5	3,1323	0,0346
0,06	1,65	10	9,9445	0,220



Şekil 4.20. Bağıl yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçapı değişikliğinin birim hücre duvarı üzerindeki hasar tepkisi

Şekil 4.21’de küresel çöktürücü yarıçapı $R = 5 \text{ mm}$ ve bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,03$, çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olduğu durumda bal peteği çekirdeğinin çökme bölgesi uzunluğu $41,794 \text{ mm}$ olmaktadır. Bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,06$, küresel çöktürücü yarıçapının $R = 10 \text{ mm}$ çıkarıldığı $\varphi = 0,220$ çökme direnci için bal peteği çekirdeğinin çökme bölgesi uzunluğu $43,466 \text{ mm}$ olmaktadır.



Şekil 4.21. Bağıl yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçap değişiminin çekirdek üzerindeki hasar tepkisi ($\delta = 10 \text{ mm}$)

Şekil 4.21’de Küresel çöktürücü yarıçapının artışı ile çökme uzunluğunun, merkezi birim hücre duvarı çökme derinliğinin ve komşu birim hücreleri çökme derinliklerinin arttığı gözlemlenmektedir. Sadece bağıl yoğunluk artışı durumunun çökme uzunluğunu azalttığını önceki durumlarda görmüştük.

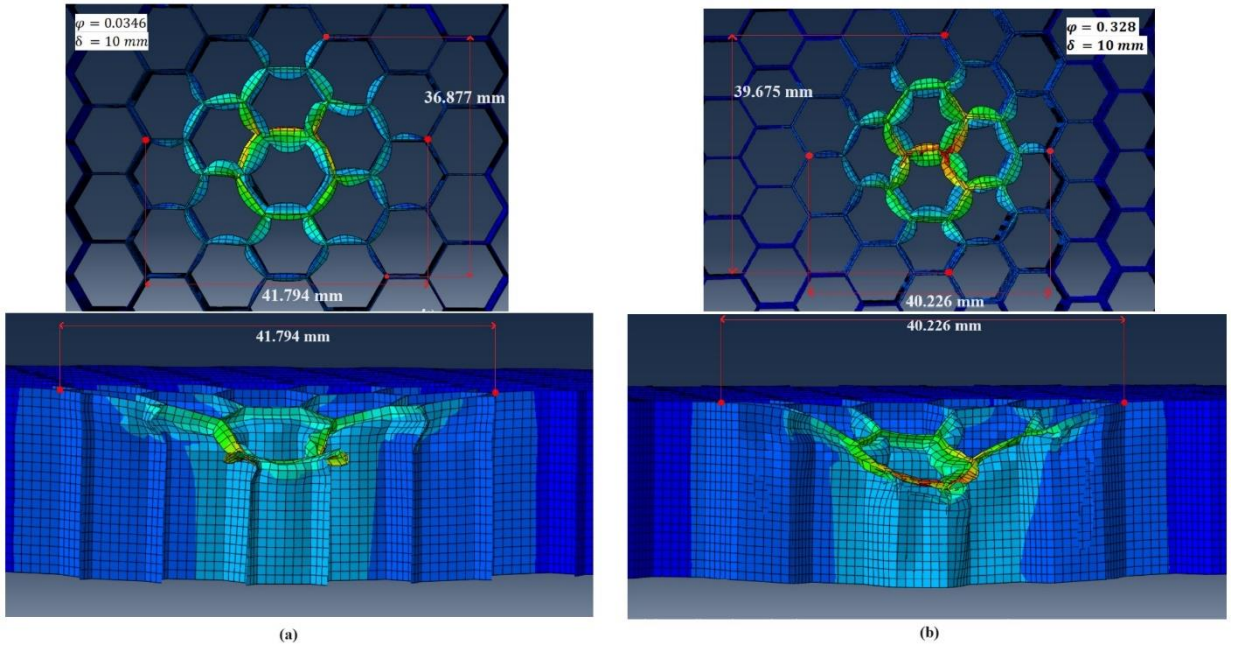
Bu da bize bağıl yoğunluk artışının küresel çöktürücü yarıçapının artması durumunda iyi bir şekil değiştirme direnci verdiğinin göstermektedir.

4.2.5. Çökme direnci $\Phi = 0,0346$ ve $\Phi = 0,328$ için

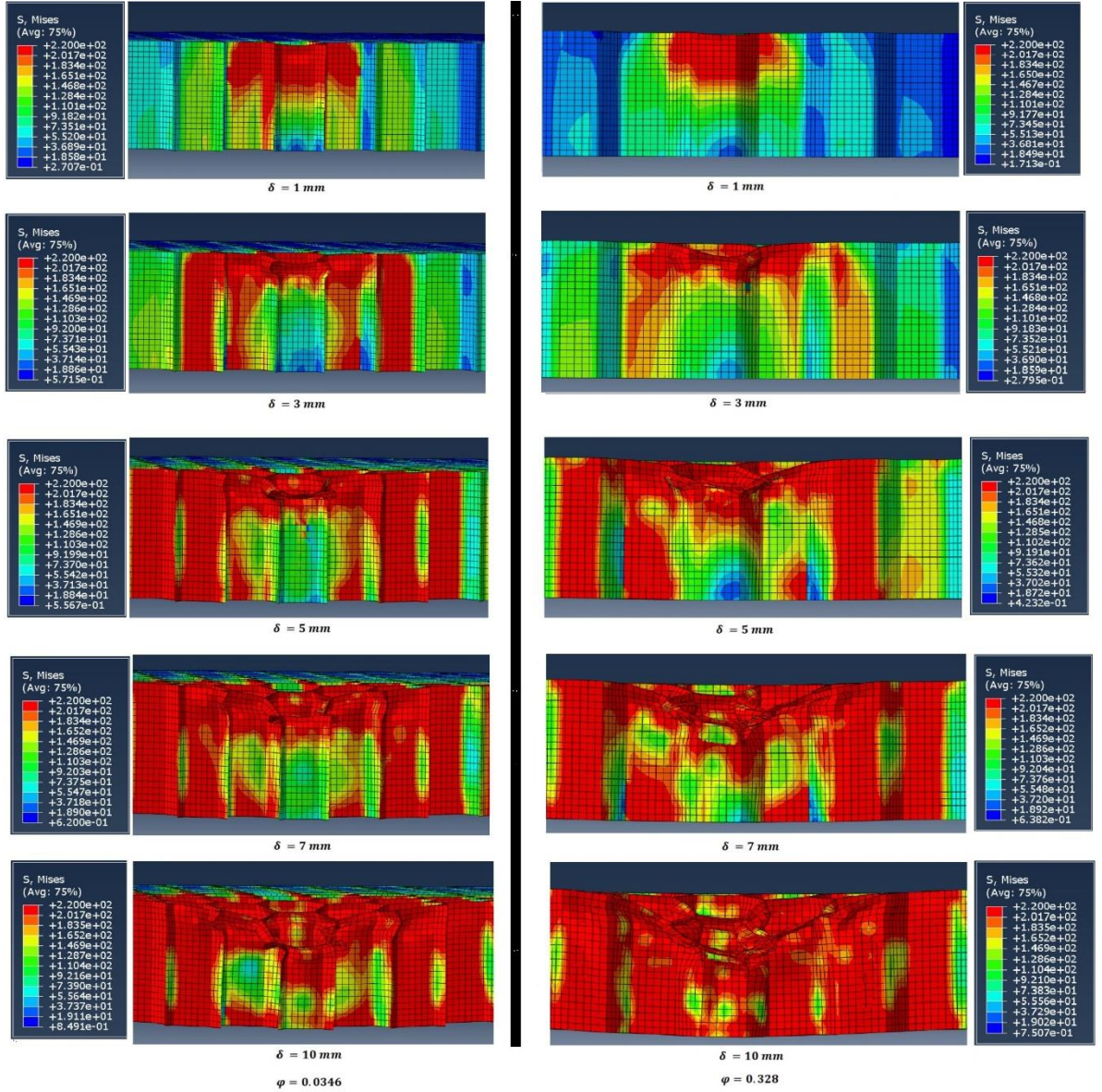
Beşinci modelleme koşulunu içeren bu bölümde çökme dirençleri $\varphi = 0,0346$ ve $\varphi = 0,328$ için bağıl yoğunluk, küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığındaki değişimin alüminyum bal petek çekirdeği birim hücre duvarları üzerindeki hasar davranışı incelenmiştir. Tablo 4.5’te çökme dirençleri, bağıl yoğunluk değerleri, yüzey tabaka kalınlığı ve küresel çöktürücü için seçilen parametreler gösterilmiştir.

Tablo 4.5. Bağlı yoğunluk, küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığı değişiminin hasar tepkisi

Bağlı yoğunluk P^*/P_k	Yüzey tabakası kalınlığı (mm) t_f	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Plato gerilmesi (MPa) σ_{pl}	Çökme direnci φ
0,03	1,65	5	3,1323	0,0346
0,06	1,15	10	9,9445	0,328

**Şekil 4.22.** Bağlı yoğunluk, yüzey tabakası kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçap değişiminin çekirdek üzerindeki hasar tepkisi ($\delta = 10$ mm)

Şekil 4.22’de bağlı yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçap artış durumu ile yüzey tabaka kalınlığının azalma durumunda alüminyum bal petek çekirdeğinin birim hücre duvarlarındaki darbe hasarı tepkileri gösterilmiştir. Sadece küresel çöktürücü yarıçapının artmasının çökme uzunluğunu arttırdığı bkz. (Şekil 4.19), sadece yüzey tabakasının kalınlığının azalmasının çökme uzunluğunu azalttığı ve daha lokal çökmelere sebep olduğu bkz. (Şekil 4.17) görülmüştür.



Şekil 4.23. Bağlı yoğunluk, yüzey tabaka kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçapı değişikliğinin birim hücre duvarı üzerindeki hasar tepkisi

Bağlı yoğunluğun ve küresel çöktürücü yarıçapının arttığı, üst yüzey tabakasının kalınlığının azaldığı bu durumda çökme uzunluğunun azaldığı görülürken. Çekirdek yüzey deformasyonları en-boy ölçüleri 40,226 mm – 39,675 mm ile en homojen yüzey deformasyonunu göstermektedir bkz. (Şekil 4.22),

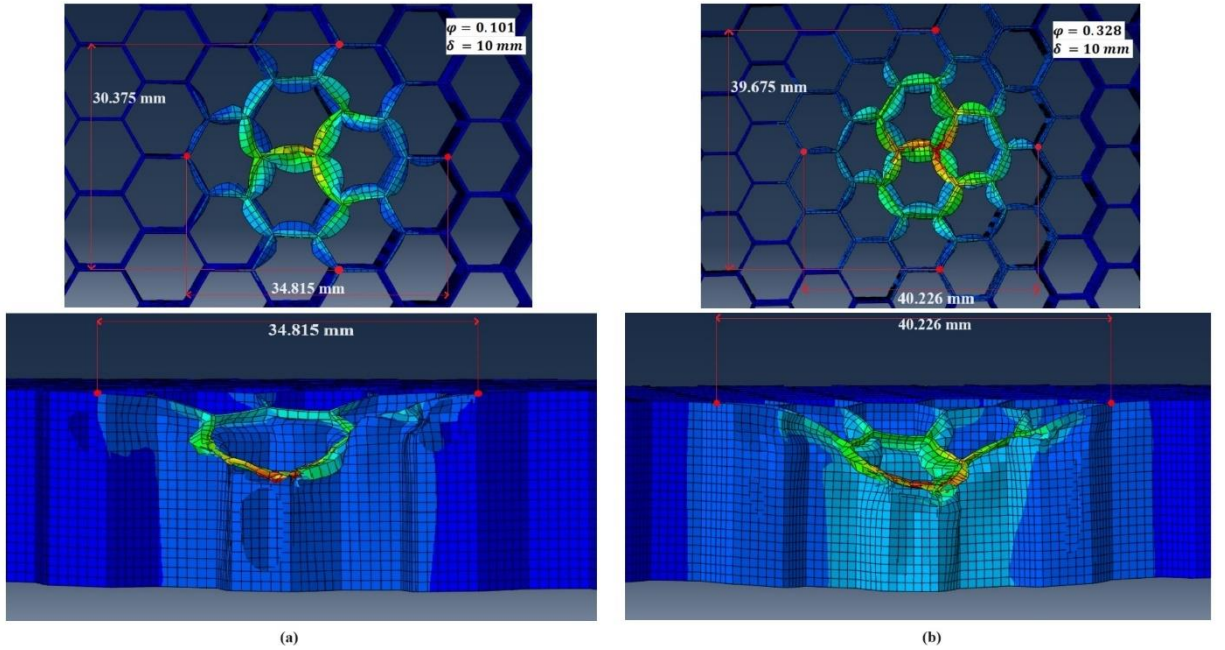
Bu durum bize yüzey tabakası azaldığı durumda çekirdek yüzeyindeki deformasyon homojenliğinin arttırdığını göstermektedir.

4.2.6. Çökme direnci $\Phi = 0,101$ ve $\Phi = 0,328$ için

Altıncı ve son modelleme koşulunu içeren bu bölümde çökme dirençleri $\varphi = 0,101$ ve $\varphi = 0,328$ için küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığındaki değişimin alüminyum bal petek çekirdeği birim hücre duvarları üzerindeki hasar davranışı incelenmiştir. Tablo 4.6’da çökme dirençleri, bağıl yoğunluk değerleri, yüzey tabaka kalınlığı ve küresel çöktürücü için seçilen parametreler gösterilmiştir.

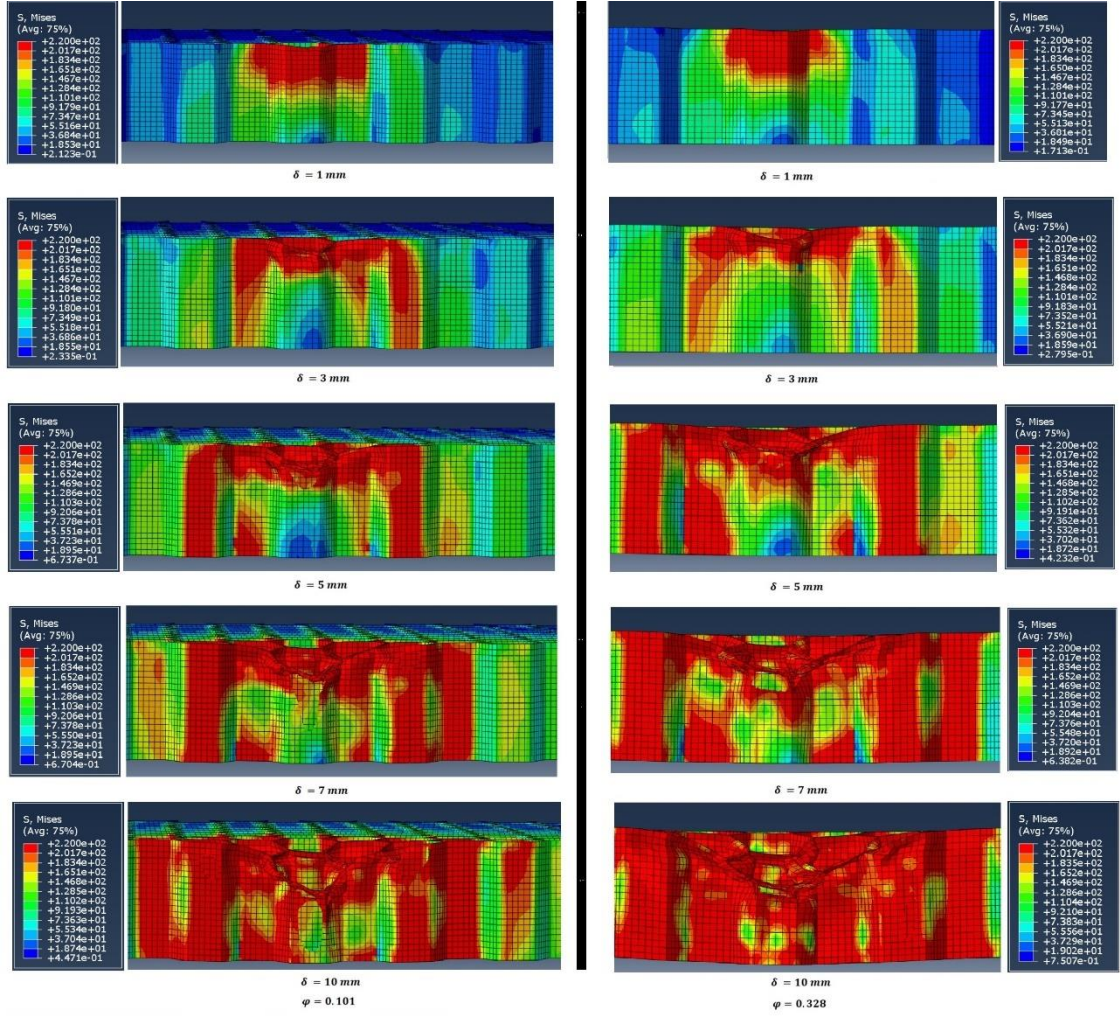
Tablo 4.6. Küresel çöktürücü yarıçapı ve yüzey tabaka kalınlığı değişiminin hasar tepkisi

Bağıl yoğunluk P^*/P_k	Yüzey tabakası kalınlığı (mm) t_f	Küresel çöktürücü yarıçapı (mm) R	Plato gerilmesi (MPa) σ_{pl}	Çökme direnci φ
0,06	1,65	5	9,9445	0,101
0,06	1,15	10	9,9445	0,328



Şekil 4.24. Yüzey tabakası kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçap değişiminin çekirdek üzerindeki hasar tepkisi ($\delta = 10$ mm)

Şekil 4.24’te bağıl yoğunluğun 0,06 olduğu iki durum için küresel çöktürücü yarıçap artış durumu ile yüzey tabaka kalınlığının azalma durumunda alüminyum bal petek çekirdeğinin birim hücre duvarlarındaki darbe hasarı tepkileri gösterilmiştir.



Şekil 4.25. Yüzey tabaka kalınlığı ve küresel çöktürücü yarıçapı değişikliğinin birim hücre duvarı üzerindeki hasar tepkisi

Küresel çöktürücü yarıçap artışının çökme uzunluğunu arttırdığı hasar yüklemesinin merkez hücre duvarlarında daha fazla ezilmeler sağladığı ve darbe hasarının komşu hücre duvarlarında ezilmeler oluşturduğu görülmektedir. Yüzey tabakası kalınlık azalması ile çekirdek malzemesi darbe yükünü daha erken karşılamakta olup çekirdek yüzey deformasyonları arasındaki fark azalarak homojen yüzey deformasyonu sağlamaktadır.

Çökme dirençleri göz önüne alınarak kıyaslanan altı durumdan elde edilen verileri özetleyecek olursak;

- 1- Sadece bağıl yoğunluk artışı durumunda:

Bağıl yoğunluk artışı bal peteği çekirdek malzemesine şekil değiştirme direnci sağlar ve aynı durum şartlarında daha lokal çökmelere sebep olmaktadır.

- 2- Küresel çöktürücü yarıçap artışı:

Alüminyum bal peteği yüzeyinde darbe hasarı sonucu daha büyük bir çökme uzunluğu ve çökme derinliği oluşturur.

3- Yüzey tabaka kalınlığının azalması:

Bal petek yüzeyinde daha az bir çökme uzunluğu oluştururken, birim hücre duvarlarında derin bir çökme derinliğine sebebiyet vermektedir.

4- Bağlı yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçapının artışı:

Küresel çöktürücü yarıçapının artışı ile bal petek çekirdeği yüzeyinde daha geniş bir çökme uzunluğu oluşurken, bağlı yoğunluk artışı ile küresel çöktürücü yarıçapı artmış olsa bile daha ilk duruma nazaran daha küçük bir çökme uzunluğunda hasar oluşmaktadır.

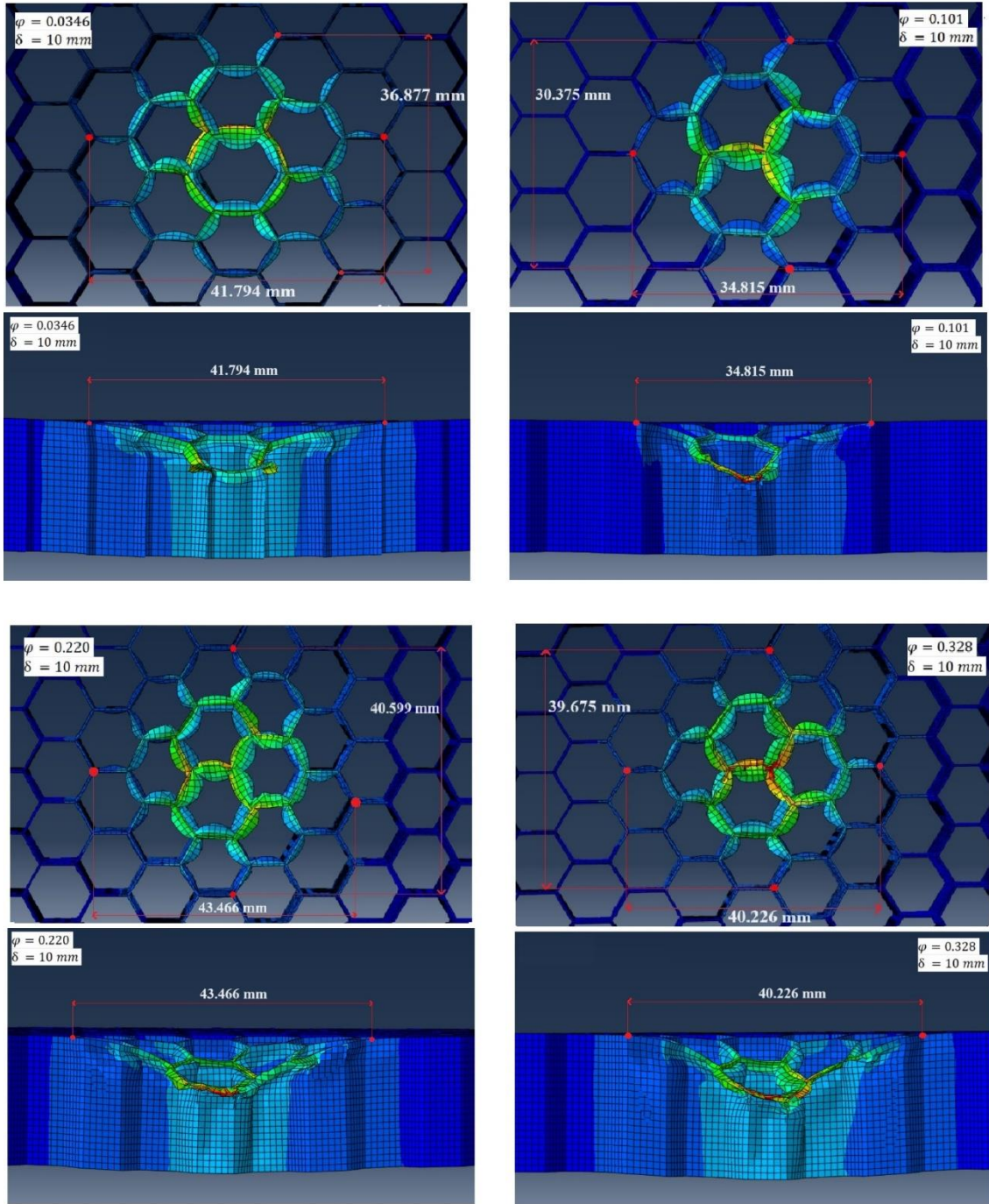
5- Bağlı yoğunluk, küresel çöktürücü yarıçapı artışı ve yüzey tabakası kalınlığının azalması:

Yüzey tabaka kalınlığı azalmasının bal peteği yüzey bölgesinin çökme uzunluğunu azalttığı, küresel çöktürücü yarıçapının artmasının yüzey çökme uzunluğunu arttırdığı önceki durumlarda bağlı yoğunluk artışı ile çökme uzunluğunun büyük ölçüde azaldığı gözlemlenirken, çökme derinliklerinin çok az artmış olması bağlı yoğunluk artışının şekil değiştirme direncine katkısını gözler önüne sermektedir.

6- Küresel çöktürücü yarıçapının artışı ve üst yüzey tabakası azalması:

Küresel çöktürücü yarıçapının artışında bal petek çekirdeği yüzeyinde daha geniş bir çökme uzunluğu oluşurken, yüzey tabaka kalınlığı azalmasının bal peteği yüzey bölgesinin çökme uzunluğunu azalmaktadır. Yüzey tabakası kalınlık azalışı çekirdek üst yüzeyindeki deformasyon uzunluğunun en-boy ölçülerinde arasındaki fark 0.551 mm kadar düşüp en homojen darbe yükü dağılımını sağlamaktadır.

Şekil 4.26' da bu altı durumun hasar tepkileri dört farklı şekil değiştirme direnci değeri için tek bir görselde gösterilmiştir.



Şekil 4.26. Dört farklı çökme direnci durum şartı için bal peteği çekirdek malzemesinin birim hücre duvarlarının darbe tepkisi ($\delta = 10 \text{ mm}$)

4.3. Simülasyon Sonuçlarının Teorik Sonuçlarla Kıyaslaması

Bu kısımda çökme yer değiştirmesi $\delta = 10 \text{ mm}$ ye kadar olan değer için temas bölgesi yarıçapı τ , çökme bölgesi uzunluğu ξ ve temas kuvveti P değerlerinin teorik ve simülasyon sonuçları grafikler ile verilerek kıyaslanıp yorumlanmıştır. Ayrıca düzgün

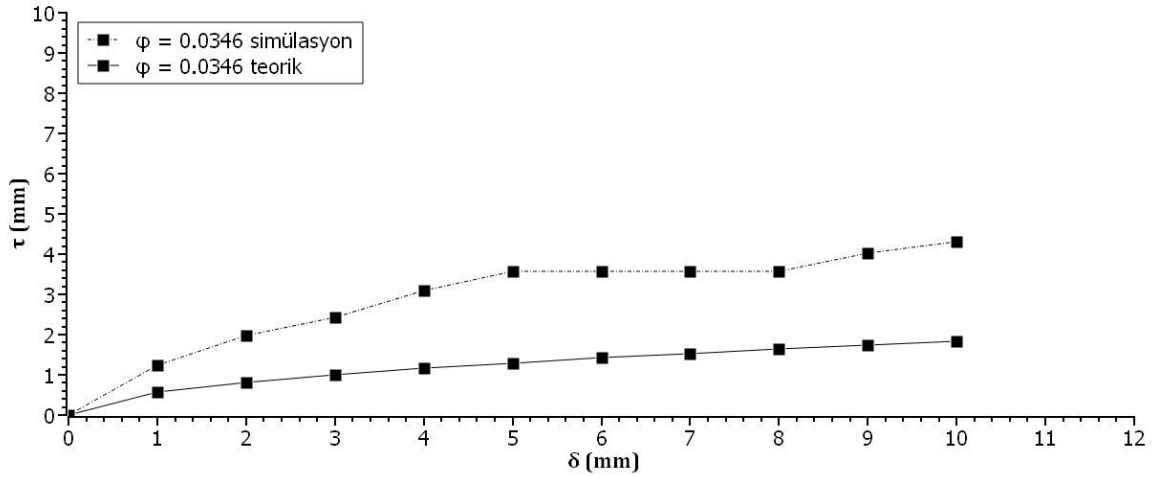
altıgen bal petek çekirdekli sandviç kompozit malzemenin çökme dirençlerine bağlı enerji emme özellikleri verilmiştir.

4.3.1. Temas yarıçapı τ sonuçları

a- Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ için temas yarıçapı τ simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan ilk modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm den 10 mm kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas yarıçapı sonuçları verilmiştir.

Burada simülasyon sonuçlarının teorik sonuçlardan yüksek çıktığı görülmektedir. $\delta = 5$ mm ve $\delta = 10$ mm değerleri için simülasyon sonuçları ile teorik sonuçlar arasında temas yarıçapı bakımından yakın bir oran bulunmaktadır.

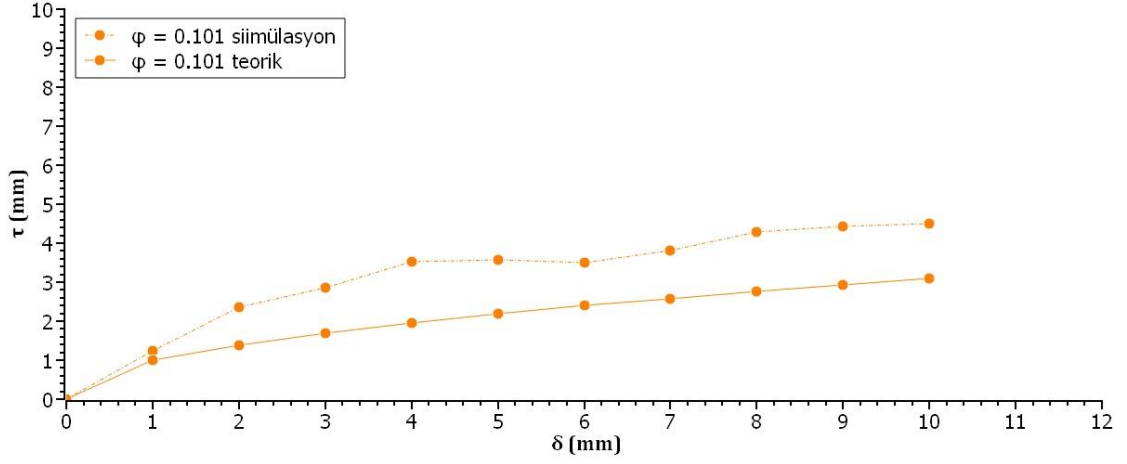


Şekil 4.27. Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

b- Çökme direnci $\varphi = 0,101$ için temas yarıçapı τ simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,101$ olan ikinci modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas yarıçapı simülasyon ve teorik sonuçlar bakımından daha yakın bir uyum vermiştir.

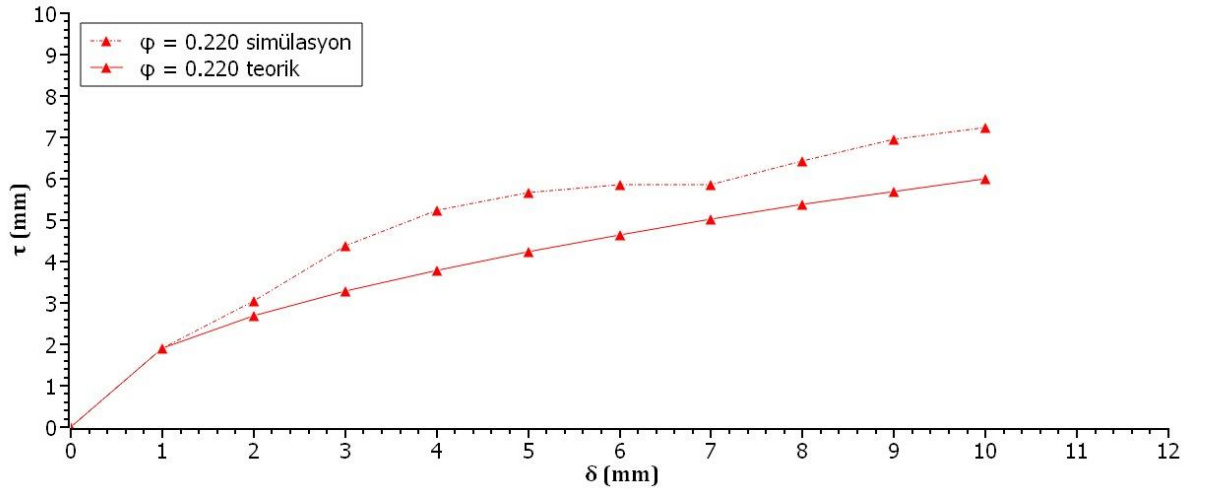
Bu durum bağlı yoğunluk artışı ile daha fazla rijitlik kazanan çekirdek malzemesi hücre duvarları ile üst yüzey malzemesi ile küresel çöktürücü arasındaki temas yarıçapı değerlerinin teorik ve simülasyon değerler açısından daha iyi sonuçlar sağladığını göstermektedir.



Şekil 4.28. Çökme direnci $\varphi = 0,101$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

c- Çökme direnci $\varphi = 0,220$ için temas yarıçapı τ simülasyon ve teorik sonuçlar:

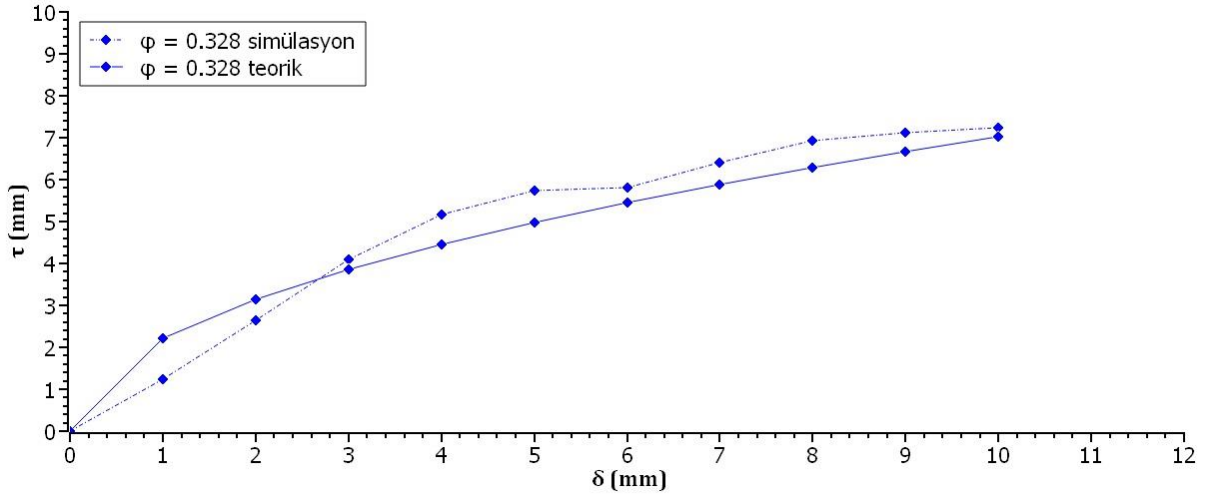
Çökme direnci $\varphi = 0,220$ olan üçüncü modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas yarıçapı simülasyon ve teorik sonuçlar bakımından $\delta = 1$ mm kadar aynı ilerlemiş olup 1 mm'den sonra küresel cisim yarıçap artışından ötürü daha yüksek değerlerde $\varphi = 0,101$ çökme direnci ile benzer ilerlemeler kaydetmiştir. Bağlı yoğunluk artışı çekirdeği daha rijit yapmıştır ve $\delta = 10$ mm'ye doğru teorik sonuçlara paralel bir simülasyon sonucu ortaya çıkarmıştır. Bu durum hem bağlı yoğunluk artışının hem de küresel çöktürücü yarıçap artışının temas yarıçapı bakımından daha iyi sağladığı gözlemlenmiştir.



Şekil 4.29. Çökme direnci $\varphi = 0,220$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

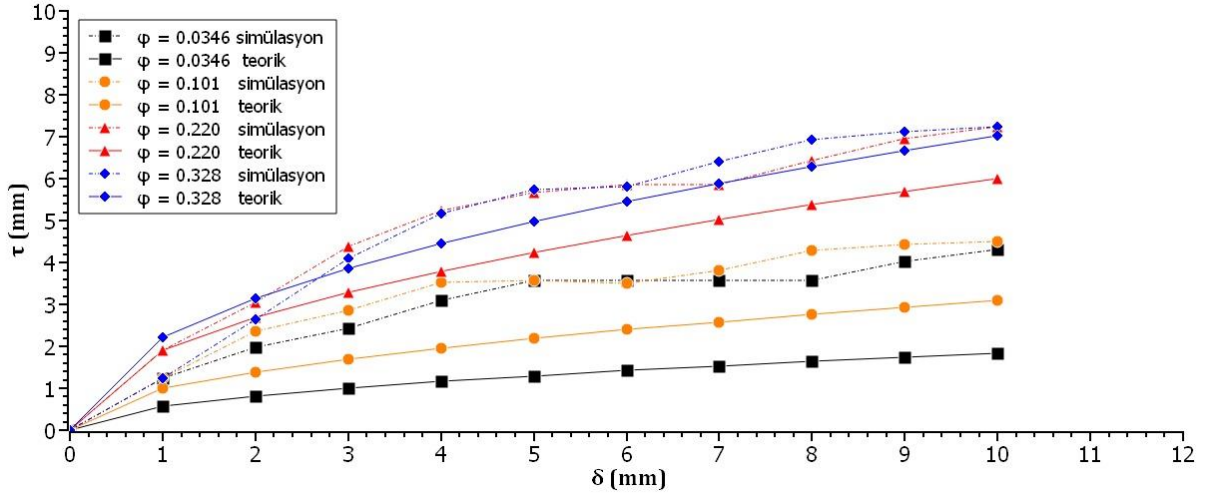
d- Çökme direnci $\varphi = 0,328$ için temas yarıçapı τ simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,328$ olan dördüncü modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas yarıçapı simülasyon ve teorik sonuçlar bakımından $\delta = 10$ mm değerinde örtüşen bir uyum vermiştir. Üst yüzey tabaka kalınlığının azaldığı bu son modelde simülasyon sonuçları ile teorik sonuçlar arasında $\delta = 3$ mm'de % 93,8, $\delta = 6$ mm'de % 93,8 ve $\delta = 10$ mm'de % 97 oranlarında bir örtüşme oluşmaktadır. Temas yarıçapı tüm modeller açısından göz önüne alındığında temas yarıçapının küresel çöktürücü yarıçapı artışı bağlı yoğunluk artışı ve üst yüzey tabaka kalınlığı azalması ile doğru orantılı bir yol izlediği gözlemlenmiştir.



Şekil 4.30. Çökme direnci $\varphi = 0,328$ için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

Temas yarıçap simülasyon ve teorik sonuçlarının çökme direncine bağlı değişimleri tek bir grafikte verilecek olunursa:



Şekil 4.31. Tüm çökme direnci değerleri için temas yarıçapı τ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

- 1- Bağıl yoğunluk artışı; temas yarıçaplarının simülasyon ve teorik sonuçlarını olumlu etkilemektedir. Bkz. ($\varphi = 0,101$, $\varphi = 0,220$ ve $\varphi = 0,328$),
- 2- Küresel çöktürücü yarıçap artışı; temas yarıçaplarının simülasyon ve teorik sonuçları açısından olumlu etkilemektedir. Bkz. ($\varphi = 0,220$ ve $\varphi = 0,328$),
- 3- Yüzey tabakası kalınlık azalması; temas yarıçapı simülasyon ve teorik sonuçlar göz önüne alındığında en iyi uyumu sağlanmıştır. Bkz. ($\varphi = 0,328$),

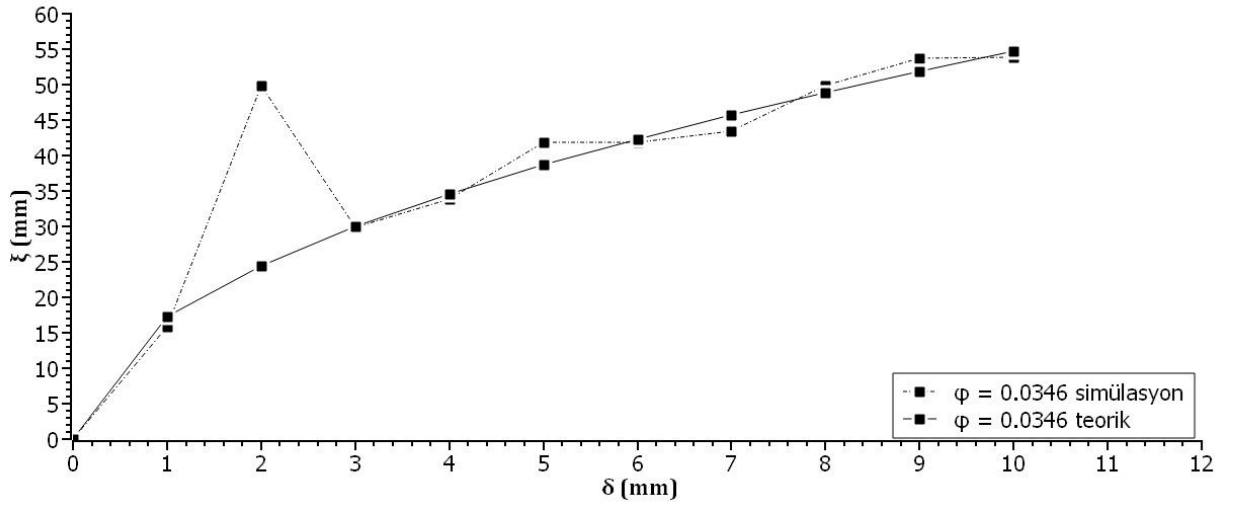
Bu durumlar bize bağıl yoğunluk artışının, küresel çöktürücü yarıçapının artışının ve üst yüzey tabakası tabaka kalınlığının azalmasının temas yarıçapı değerlerini simülasyon ve teorik sonuçlar açısından olumlu etkilediğini göstermektedir.

4.3.2. Çökme bölgesi uzunluğu ξ sonuçları

- a- Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan birinci modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki çökme bölgesi uzunluğu simülasyon ve teorik sonuçlar bakımından örtüşmektedir. Burada $\delta = 0$ mm ile $\delta = 3$ mm arasında ve $\delta = 3$ mm ile $\delta = 10$ mm arasında

iki farklı çökme bölgesi uzaması oluşmaktadır. İlk çökme bölgesi uzaması üst yüzey tabakasının çekirdek üzerinde ezilmesi sonucu çekirdek hücre duvarlarında oluşan burkulmadan ötürü pik yapmıştır. Daha sonra küresel çöktürücü çekirdek içerisinde ilerlemeye devam ettikçe ikinci çökme bölgesi uzama durumu oluşup teorik sonuçlar ile simülasyon sonuçları arasında $\delta = 3$ mm değerinde % 99,9 oranında, $\delta = 4$ mm değerinde % 98,1 oranında, $\delta = 6$ mm değerinde % 98,7 oranında, $\delta = 8$ mm değerinde % 98,2 oranında, $\delta = 10$ mm değerinde % 98,5 oranında bir uyum gözlemlenmiştir.



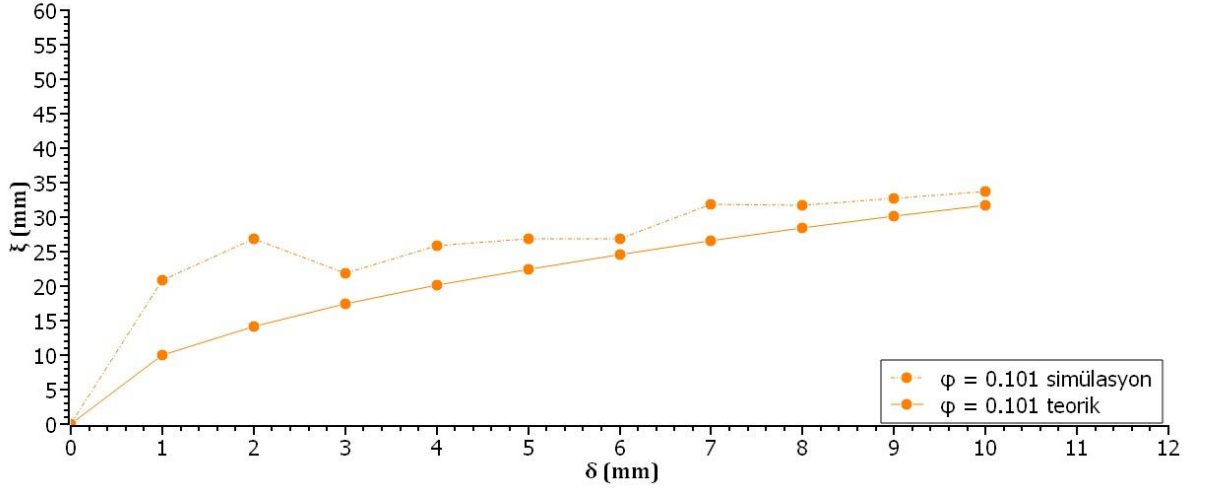
Şekil 4.32. Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

b- Çökme direnci $\varphi = 0,101$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,101$ olan ikinci modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki çökme bölgesi uzunluğu simülasyon ve teorik sonuçlar bakımından örtüşmektedir. Burada da $\delta = 0$ mm ile $\delta = 3$ mm arasında ve $\delta = 3$ mm ile $\delta = 10$ mm arasında iki farklı çökme bölgesi uzaması oluşmaktadır. Bu modelde üst yüzey tabakasının çekirdek üzerinde ezilmesi sonucu çekirdek hücre duvarlarında oluşan burkulma, çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan birinci modele kıyasla bağıl yoğunluk artışına bağlı olarak daha rijit özellik gösteren bal peteği çekirdeği ile çökme bölgesi uzunluğu daha az ve uyumlu bir pik yapmıştır. Bu çökme direncinde de küresel çöktürücü çekirdek içerisinde ilerlemeye devam ettikçe ikinci çökme bölgesi uzama durumu oluşup teorik sonuçlar ile simülasyon sonuçları arasında bir uyum gözlemlenmiştir.

Böylece bağıl yoğunluk artışının aynı durumlar için teorik sonuçlara kıyasla daha az bir çökme bölgesi uzunluğu pik sapması sağlar iken, bağıl yoğunluğun artmadığı ilk duruma göre simülasyon ve teorik sonuç uyum yüzdelерinde azalmalar gözlemlenmiştir.

Bu da bize bağıl yoğunluk artmasıyla merkez hücre duvarlarının darbe yükünü çökme yer değıştirmesi yönünde lokal bölgede emdiğini ve böylece temas yarıçapının bağıl yoğunluk artışıyla uyum içinde olduğunu göstermektedir. Ayrıca bağıl yoğunluğun artması ile çekirdekdeki yüzey çökmelerinin daha lokal bölgelerde sınırlı kalmasından ötürü çökme bölgesi uzaması uyumunun, $\delta = 6$ mm değıerinde % 91,9 oranında, $\delta = 8$ mm değıerinde % 89,6 oranında, $\delta = 10$ mm değıerinde % 95,3 oranında bir uyum ile ilk duruma göre azaldığını göstermektedir.



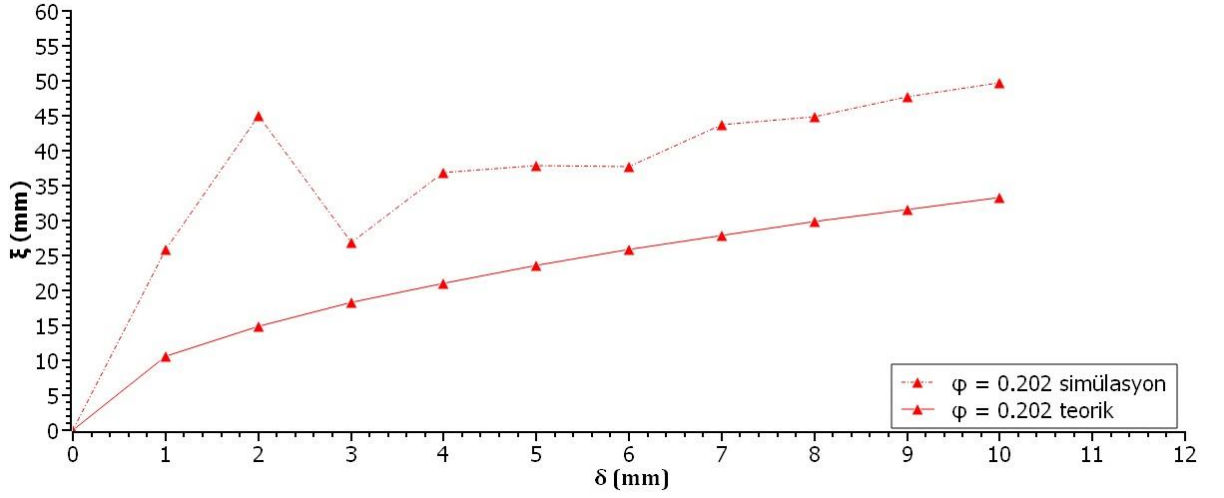
Şekil 4.33. Çökme direnci $\phi = 0,101$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değıştirmesi δ (mm) sonuçları

c- Çökme direnci $\phi = 0,220$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\phi = 0,220$ olan üçüncü modelde çökme yer değıştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değıştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki çökme bölgesi uzunluğu simülasyon ve teorik sonuçlar bakımından paralellik göstermektedir. Burada da $\delta = 0$ mm ile $\delta = 3$ mm arasında ve $\delta = 3$ mm ile $\delta = 10$ mm arasında iki farklı deformasyon uzaması oluşmaktadır. Küresel çöktürücü yarıçap artışının çökme bölgesi uzunluğu teorik sonuçlara kıyasla arttırdığı, teorik ve simülasyon sonuçlar arasında fark oluşturduğu incelenmiştir.

Bağıl yoğunluk artışına bağılı olarak daha rijit özellik gösteren bal peteğı çekirdeğı ile çökme bölgesi uzunluğu daha az ve uyumlu bir pik yapıyor iken küresel çöktürücü

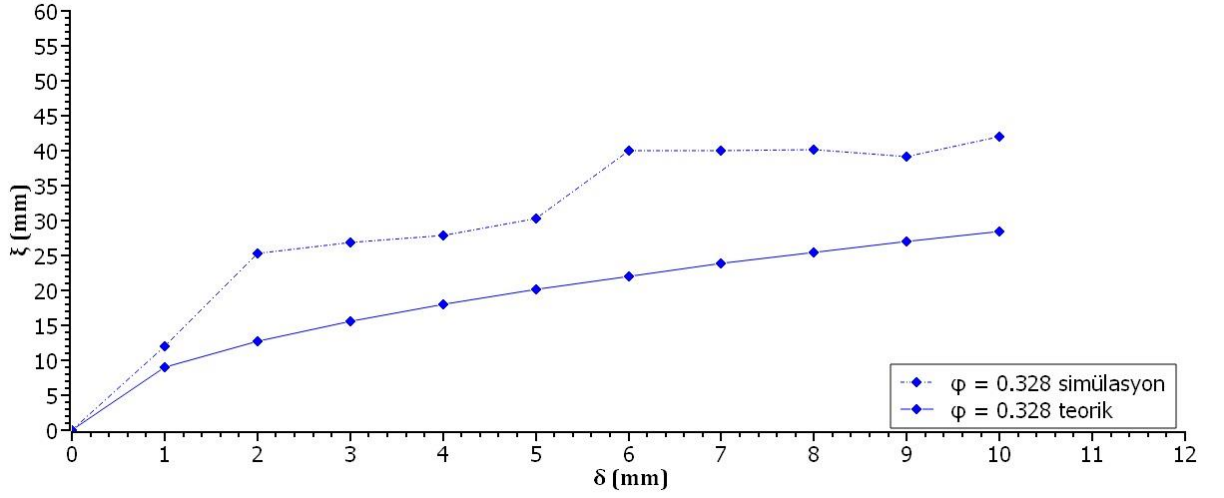
yarıçap artışı ile çökme bölgesinde bu pik tekrar oluşmaktadır. Yarıçap artışı çökme bölgesi uzunluğu arttırmıştır.



Şekil 4.34. Çökme direnci $\phi = 0,220$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

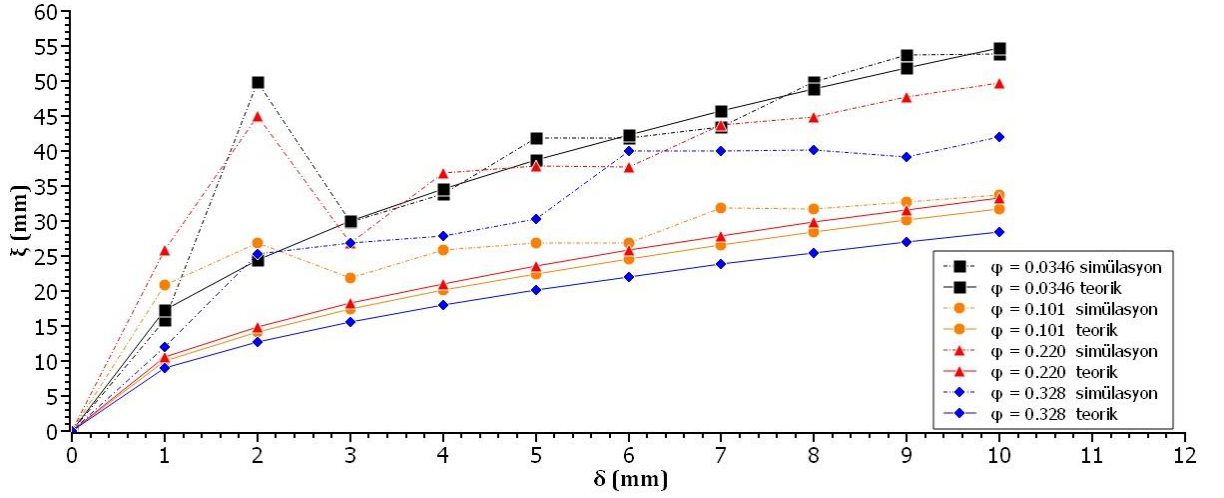
d- Çökme direnci $\phi = 0,328$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\phi = 0,328$ olan üçüncü modelde çökme yer değiştirmesi $\delta = 2$ mm ile $\delta = 5$ mm arasındaki sonuçlarda paralellik bulunurken, $\delta = 5$ mm ile $\delta = 9$ mm arasında önce artan sonra azalıp paralelle şen bir çökme bölgesi uzunluğu incelenmiştir. Bu durum yüzey tabakası kalınlığı azalmasıyla ilk darbeyi karşılayan yüzey tabakasının önceki modellerde emdiği darbe enerjisinin bu modelde bal peteği çekirdeği tarafından emilmesi ile oluşmaktadır. Ayrıca aynı bağıl yoğunluk değerlerindeki modellemeler de bkz. çökme direnci $\phi = 0,101$, $\phi = 0,220$ ve $\phi = 0,328$ göz önüne alındığında $\delta = 0$ mm ile $\delta = 1$ mm arasında oluşan çökme bölgesi uzunluğu bu modelde teorik sonuçlarla daha yakın uyum içinde ilerlemiştir. Yüzey tabakası kalınlığı azalması ile darbe yükü daha erken bir şekilde çekirdeğin merkez birim hücrelerine etkimekte olup çekirdek hücre duvarları tarafından emilen darbe yükü karşılığı ile çökme bölgesi uzunluğu azalmaktadır.



Şekil 4.35. Çökme direnci $\varphi = 0,328$ için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

Çökme bölgesi uzamalarının tüm çökme direnci değerleri için kıyaslanması tek bir şekil ile verilecek olunursa:



Şekil 4.36. Tüm çökme direnci değerleri için çökme bölgesi uzunluğu ξ (mm) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

- 1- Çökme bölgesi uzunluğu değerlerini simülasyon ve teorik sonuçlar açısından en iyi veren model çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan modeldir.
- 2- Bağıl yoğunluk artışı; çökme bölgesinde oluşan ilk yüzey deformasyon piki azalmakta olup simülasyon ve teorik sonuçlar arasında uyumu sağlamaktadır.
- 3- Küresel çöktürücü yarıçap artışı; çökme bölgesi uzama değerlerinin simülasyon ve teorik sonuçlarının uyumu bozmaktadır.

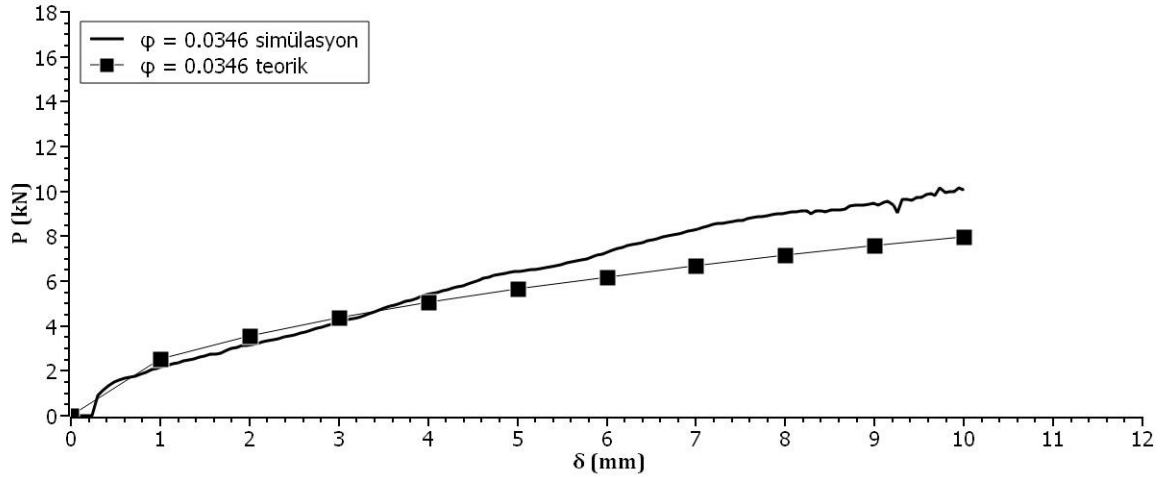
- 4- Yüzey tabakası tabaka kalınlığının azalması; çökme bölgesinde oluşan ilk deformasyon pikini azaltıp, çökme direnci $\varphi = 0,220$ e göre daha uyumlu sonuçlar sağlamaktadır.

Bu durumlar bize çökme bölgesi uzunluğunun düşük bağıl yoğunluk ve düşük küresel çöktürücü yarıçapı ile doğru orantılı ilişki içinde olduğunu göstermektedir. Ayrıca üst yüzey tabakası kalınlığının azalması ve bağıl yoğunluğun artması çökme bölgesinde oluşan ilk çökme bölgesi deformasyon pikini azalttığını da göstermektedir.

4.3.3. Temas kuvveti P sonuçları

- a- Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ için temas kuvveti P simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan birinci modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas kuvveti simülasyon ve teorik sonuçlar bakımından $\delta = 0$ mm ile $\delta = 4$ mm arasında uyum göstermiştir. Bu aralıktaki uyumlar oransal olarak $\delta = 1$ mm değerinde % 85,6 oranında, $\delta = 2$ mm değerinde % 89 oranında, $\delta = 3$ mm değerinde % 95,4 oranında ve $\delta = 4$ mm değerinde % 93,3 oranında uyum sağlamaktadır. Çökme yer değiştirmesi arttıkça aradaki fark artmıştır.

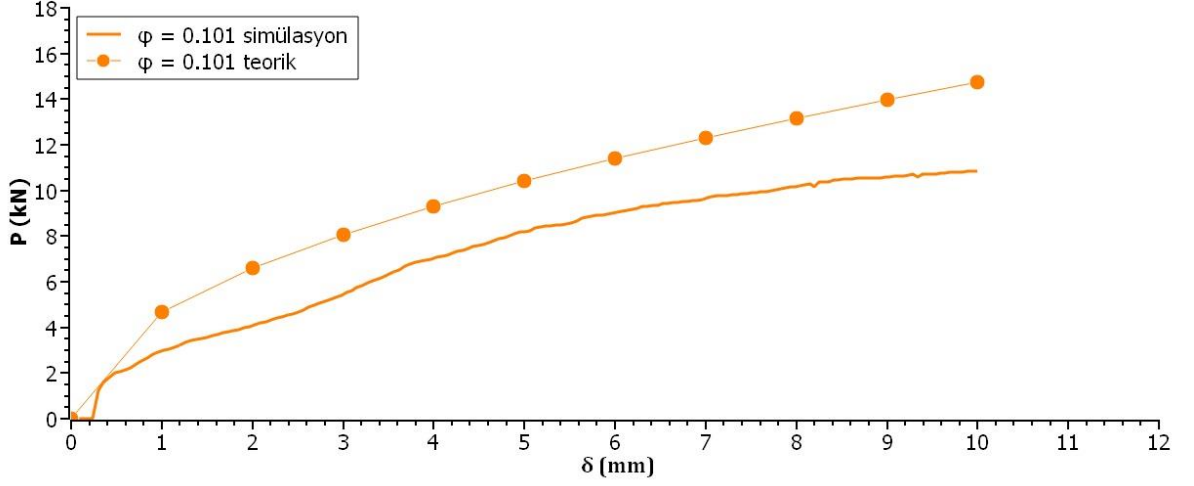


Şekil 4.37. Çökme direnci $\varphi = 0,0346$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

- b- Çökme direnci $\varphi = 0,101$ için temas kuvveti P simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,101$ olan ikinci modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey

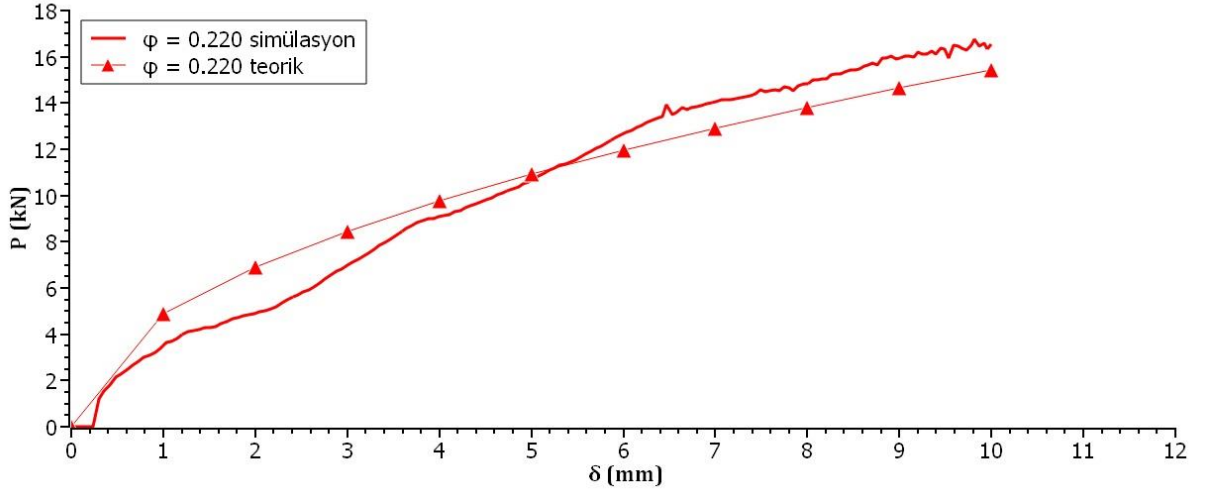
tabakası arasındaki temas kuvvetinin simülasyon ve teorik sonuçlarına bakıldığında simülasyon sonuçları teorik sonuçlardan daha az değerler vermiş olup $\delta = 0$ mm'den $\delta = 7$ mm'ye kadar neredeyse lineer bir ilişki görülmektedir.



Şekil 4.38. Çökme direnci $\varphi = 0,101$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

c- Çökme direnci $\varphi = 0,220$ için temas kuvveti P simülasyon ve teorik sonuçlar:

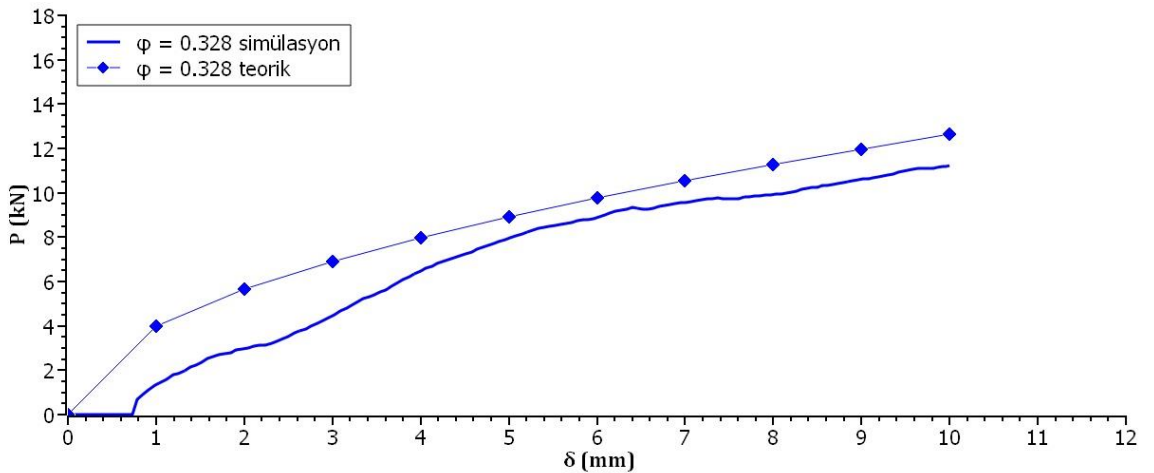
Çökme direnci $\varphi = 0,220$ olan üçüncü modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas kuvvetinin simülasyon ve teorik sonuçları arasında yakın bir uyum görülmüştür. Bu da bize temas kuvvetinin küresel çöktürücü yarıçapı ve bağlı yoğunluğun birlikte artışı ile teorik sonuçlarla uyumlu sonuçlar verdiğini göstermektedir. Temas kuvvetinin simülasyon ve teorik sonuçları bakımından en uyumlu sonucun $\delta = 5$ mm ile $\delta = 6$ mm arasında alındığı gözlemlenmiştir. Ayrıca $\delta = 4$ mm değerinde % 93 oranında, $\delta = 5$ mm değerinde % 97,6 oranında, $\delta = 6$ mm değerinde % 94,4 oranında, $\delta = 7$ mm değerinde % 91,9 oranında $\delta = 8$ mm değerinde % 93,1 oranında, $\delta = 9$ mm değerinde % 91,8 oranında ve $\delta = 10$ mm değerinde % 93,2 oranında bir uyum gözlemlenmiştir.



Şekil 4.39. Çökme direnci $\varphi = 0,220$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

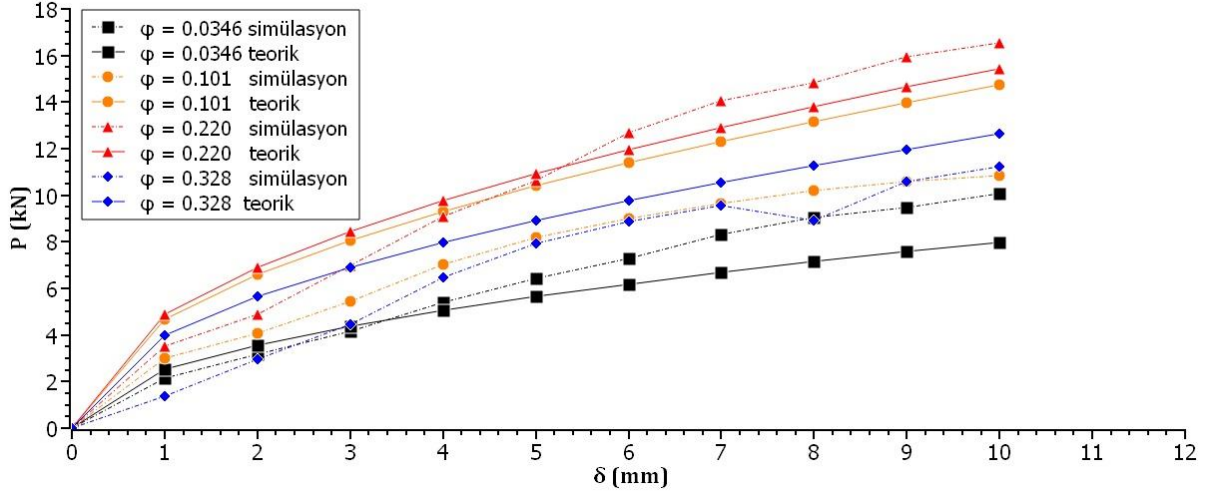
d- Çökme direnci $\varphi = 0,328$ için temas kuvveti P simülasyon ve teorik sonuçlar:

Çökme direnci $\varphi = 0,328$ olan dördüncü modelde çökme yer değiştirmesi δ 'nın 0 mm'den 10 mm'ye kadar olan yer değiştirme durumu için küresel çöktürücü ile üst yüzey tabakası arasındaki temas kuvvetinin simülasyon ve teorik sonuçları arasında $\delta = 5$ mm ile $\delta = 7$ mm arasında yakın bir uyum olduğu görülmüştür. Bu uyum oransal olarak $\delta = 5$ mm değerinde % 88,9 oranında, $\delta = 6$ mm değerinde % 90,9 oranında, $\delta = 7$ mm değerinde % 90,4 oranında olur iken, $\delta = 10$ mm değerinde % 89 oranında uyum sağlanmıştır. Ayrıca üst yüzey tabaka kalınlığının azaldığı bu modelde $\delta = 0 - 5$ mm arasında oluşan farkın, üst yüzey tabaka kalınlığı daha fazla olan çökme direnci $\varphi = 0,220$ olan modele kıyasla, arttığı gözlemlenmiştir.



Şekil 4.40. Çökme direnci $\varphi = 0,328$ için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

Temas kuvvetinin tüm çökme direnci değerleri için kıyaslanması tek bir şekil ile verilecek olunursa:



Şekil 4.41. Tüm çökme direnci değerleri için temas kuvveti P (kN) ve çökme yer değıştirmesi δ (mm) sonuçları

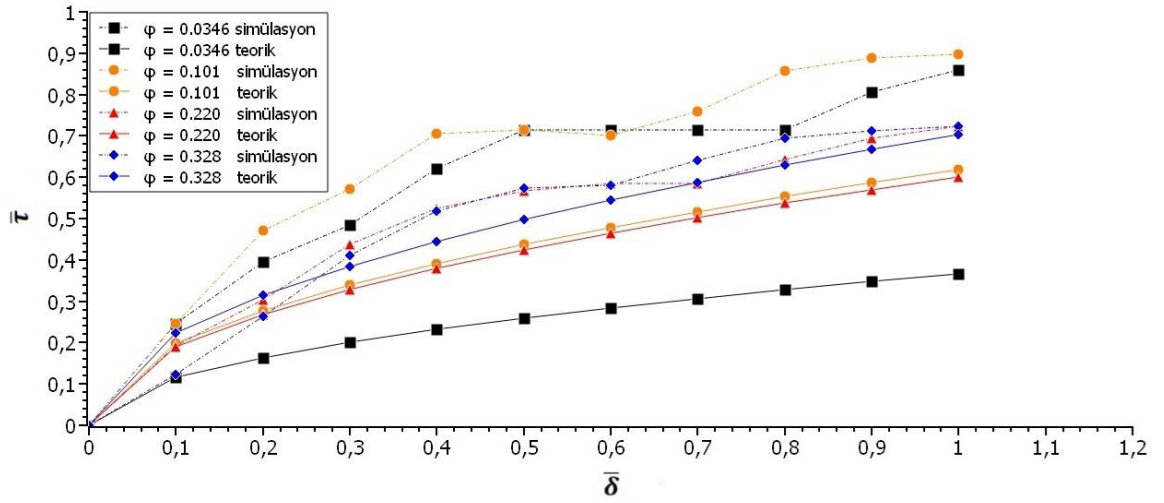
- 1- Bağıl yoğunluk ve küresel çöktürücü yarıçapının düşük olduğu çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olduğu değerde temas kuvveti açısından en iyi değerler $\delta = 0 \text{ mm} - 4 \text{ mm}$ aralığında elde edilmiştir.
- 2- Bağıl yoğunluk artışı; çökme direnci $\varphi = 0,0346$ değesinde oluşan $\delta = 0 \text{ mm} - 4 \text{ mm}$ aralığındaki uyumu bozmaktadır. Sadece bağıl yoğunluk artışı temas kuvvetinin simülasyon ve teorik sonuçlar arasındaki uyumu azaltmaktadır.
- 3- Küresel çöktürücü yarıçap artışı; temas kuvvetinin simülasyon ve teorik sonuçları açısından en iyi sonuçları vermiştir. Böylece küresel çöktürücü çap artışının temas kuvveti değerlerini sonuçlar açısından olumlu etkilediği gözlemlenmiştir.
- 4- Yüzey tabakası tabaka kalınlığının azalması; çökme yer değıştirmesi $\delta = 5 \text{ mm}$ den $\delta = 7 \text{ mm}$ ye kadar %90 uyum sağlamaktadır.

Bu durumlar bize temas kuvvetinin düşük bağıl yoğunluk ve düşük küresel çöktürücü yarıçapı ile $\delta = 0 \text{ mm} - 4 \text{ mm}$ aralığında sonuçsal yakın uyum içinde olduğunu göstermektedir. Sadece bağıl yoğunluk artışının sonuçsal uyumu azalttığı, küresel çöktürücü yarıçap artışı durumunda en iyi sonuçsal uyumu sağladığını ve yüzey tabakası tabaka kalınlığının azalması ile $\delta = 5 \text{ mm}$ den $\delta = 7 \text{ mm}$ ye kadar %90 aralığında uyum sağladığını göstermektedir.

4.3.4. Boyutsuz parametre sonuçlar

a- Temas yarıçapı sonuçları:

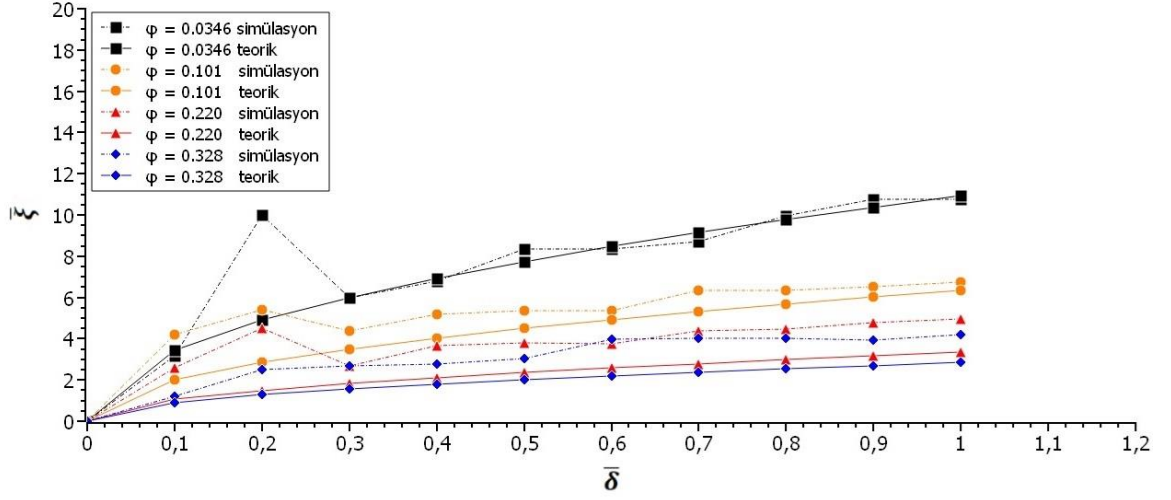
Tüm çökme dirençleri için boyutsuzlaştırılmış temas yarıçapı çökme yer değiştirme grafiğinde çökme direnci $\varphi = 0,328$ in teorik ve simülasyon sonuçlarının uyum içinde olduğu gözlemlenmiştir. Bu durum bize küresel çöktürücü yarıçapından bağımsız olarak üst yüzey tabaka kalınlığı azaldıkça teorik sonuçların simülasyon sonuçları ile uyum içine girdiğini göstermektedir.



Şekil 4.42. Tüm çökme direnci değerleri için temas yarıçapı $\bar{\tau}$ ve çökme yer değiştirmesi $\bar{\delta}$ sonuçları

b- Çökme bölgesi uzunluğu sonuçları:

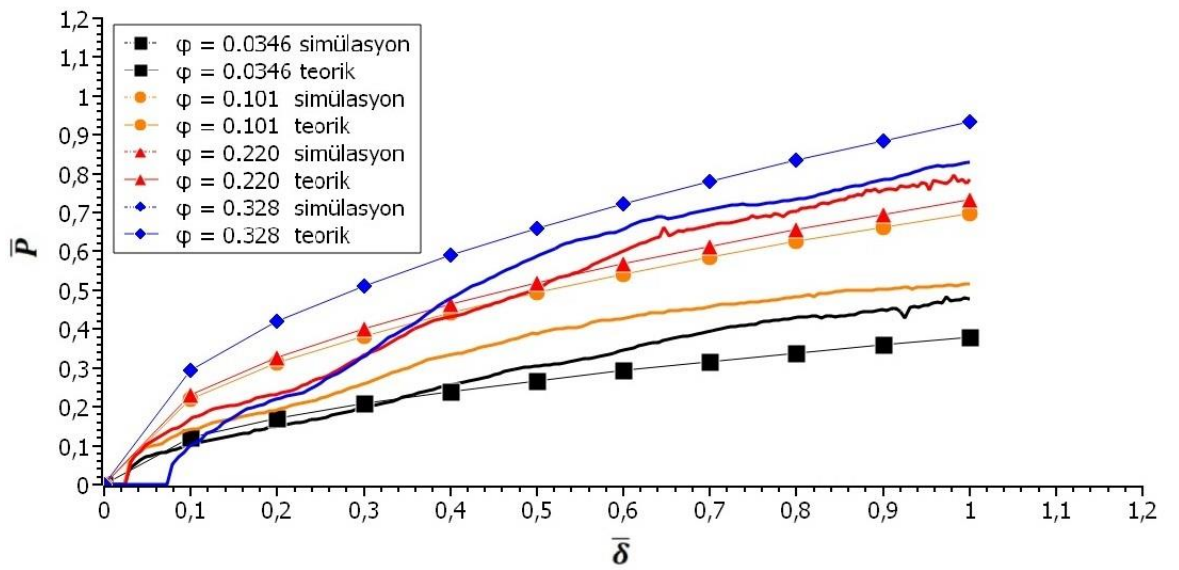
Tüm çökme dirençleri için boyutsuzlaştırılmış deformasyon uzaması çökme yer değiştirme grafiğinde çökme direnci $\varphi = 0,0346$ ve $\varphi = 0,101$ de teorik ve simülasyon sonuçlarının uyum içinde olduğu gözlemlenmiştir. Bu durum bize boyutsuzlaştırma ile küresel çöktürücü yarıçapından bağımsız hale gelen sonuçların uyum içerisinde olduğunu ve çökme dirençleri $\varphi = 0,220$ ile $\varphi = 0,328$ nin yarıçap artışından ötürü oluşan farkın kapandığını küresel çöktürücü yarıçap değişimden bağımsız değerlerin bir birlerine yaklaşıp uyum içine girdiğini göstermektedir.



Şekil 4.43. Tüm çökme direnci değerleri için çökme bölgesi uzunluğu $\bar{\xi}$ ve çökme yer değiştirmesi $\bar{\delta}$ sonuçları

c- Temas kuvveti sonuçları:

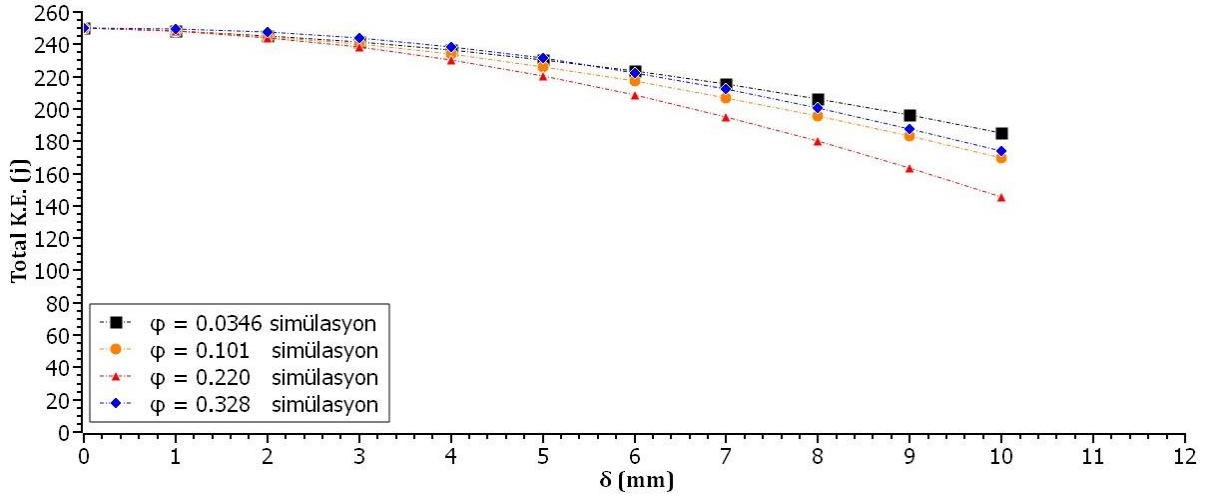
Tüm çökme dirençleri için boyutsuzlaştırılmış çökme kuvveti çökme yer değiştirme grafiğinde çökme direnci $\varphi = 0,328$ de ki uyum boyutsuzlaştırma ile devam etmektedir. Boyutsuzlaştırılmamış çökme kuvveti sonuçlarının aksine burada çökme dirençleri artışı doğrultusunda artışlar görülmektedir. Temas kuvvetini etkileyen tam plastik membrane kuvveti ve bal peteği sandviç kompozit kalınlığı b değerleri boyutsuzlaştırma ile göz ardı edildiğinde simülasyon sonuçları ile teorik sonuçlar daha yakın uyum içerisine girmişlerdir.



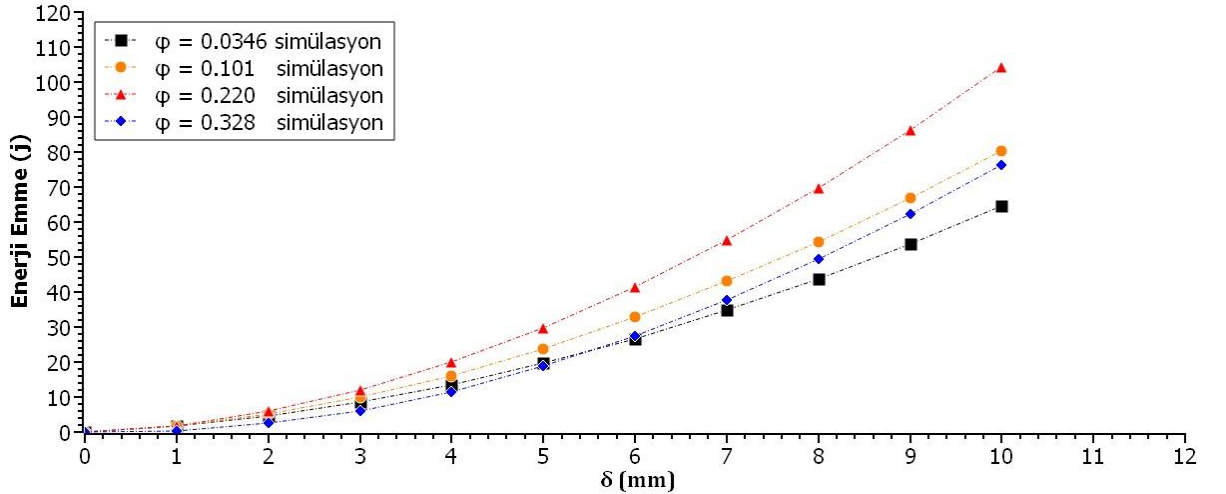
Şekil 4.44. Tüm çökme direnci değerleri için temas kuvveti $\bar{P}$ ve çökme yer değiştirmesi $\bar{\delta}$ sonuçları

4.3.5. Sandviç bal peteği kompozit malzemenin enerji emme özelliği

Kütlesi $m = 5 \text{ kg}$ ve hızı $v = 10 \text{ m/s}$ olan küresel çöktürücün düzgün altıgen bal peteği çekirdekli sandviç yapının üst yüzeyine temas etmeden önceki total kinetik enerjisi $T.K.E = 250 \text{ joule}$ dür. Çökme dirençlerine bağlı olarak temas sonrası total kinetik enerjisindeki değişim ve sandviç yapının absorbe etmiş oldu enerji değerlerini aşağıda şekiller yardımıyla gösterilmiştir.



Şekil 4.45. Tüm çökme direnci değerleri için Total K.E. (j) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları



Şekil 4.46. Tüm çökme direnci değerleri için Enerji Emme (j) ve çökme yer değiştirmesi δ (mm) sonuçları

Tüm çökme değerleri göz önüne alındığında:

- 1- Enerji emme özelliği en fazla olan sandviç panel modeli çökme direnci $\varphi = 0,220$ üçüncü modeldir. Bu modelde bağıl yoğunluk 2 katına çıkarılmış, küresel çöktürücü yarıçapı 2 katına çıkarılmış ve yüzey tabakası tabaka kalınlığı $\bar{t}_f = 1,65 \text{ mm}$ olarak seçilmişti.
- 2- Bağıl yoğunluk artışın enerji emme özelliğini arttırdığı görülmektedir.
- 3- Hem bağıl yoğunluk hem de küresel çöktürücü yarıçapının artırılmasının enerji emme özelliğini olumlu yönde etkilediği görülmüştür.
- 4- Aynı bağıl yoğunluk ve aynı küresel çöktürücü yarıçapı için üst yüzey tabakası tabaka kalınlığının azaltılmasının enerji emme özelliği azalttığı görülmektedir. Bu durumda ilk darbe yükünü üst yüzey tabakasının karşılıyor olmasından ötürüdür. Üst yüzey tabakası tabaka kalınlığı azalınca üst yüzey tabakası incelendiği için daha erken ezilmelere sebep olur çekirdek malzemesinin hücre duvarlarında daha erken burkulma ezilmelerine sebep olmaktadır bu durumda yüzey tabakası tarafından önceki çökme dirençleri durumunda emilmesi gereken yükün çekirdeğe daha fazla etkimesine sebep olmaktadır.

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

5.1 Sonuçlar

- Temas yarıçapı simülasyon ve teorik sonuçların uyumu:

Bağıl yoğunluk artışı, küresel çöktürücü yarıçapı artışı ve üst yüzey tabakası tabaka kalınlığı azalmasıyla arttığı sonucuna varılmıştır. En iyi sonuç hem bağıl yoğunluğun attığı hem küresel çöktürücü yarıçapının arttığı hem de üst yüzey tabakası tabaka kalınlığının azaldığı çökme direnci $\varphi = 0,328$ olan modelde görülmüştür ve $\delta = 3 \text{ mm}'de$ % 93,8, $\delta = 6 \text{ mm}'de$ % 93,8 ve $\delta = 10 \text{ mm}'de$ % 97 oranında uyum sağlanmıştır.

- Çökme bölgesi çökme uzunluğunun simülasyon ve teorik sonuçlarının uyumu:

En iyi uyumun bağıl yoğunluğun $P^*/P_k = 0,03$, küresel çöktürücü yarıçapının $R = 5 \text{ mm}$ ve üst yüzey tabaka kalınlığının $\bar{t}_f = 1,65 \text{ mm}$ olduğu çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan modelde olduğu ve $\delta = 3 \text{ mm}'de$ % 99,9, $\delta = 6 \text{ mm}'de$ % 98,5 ve $\delta = 10 \text{ mm}'de$ ise % 98,5 oranlarında bir uyum olduğu sonucuna varılmıştır. Çökme bölgesi çökme uzunluğunun bağıl yoğunluk artışı ve üst yüzey tabakası tabaka kalınlığının azalmasıyla azaldığı bunun yanında küresel çöktürücü yarıçapının artmasıyla arttığı sonucuna varılmıştır. Ayrıca çökme bölgesi çökme uzunluğunda oluşan ilk çökme deformasyon piki oluşumunun bağıl yoğunluk artışı ve üst yüzey tabakası tabaka kalınlığı azalması ile azaldığı sonucuna varılmıştır.

- Temas kuvveti simülasyon ve teorik sonuçlarının uyumu:

Temas kuvveti sonuç uyumları için çökme yer değiştirmesinin $\delta = 0 \text{ mm}'den$ $\delta = 4 \text{ mm}'ye$ kadar olan aralıkta en iyi sonuçları çökme direnci $\varphi = 0,0346$ olan modelin sağladığı, çökme yer değiştirmesi $\delta = 5 \text{ mm}'den$ $\delta = 10 \text{ mm}'ye$ kadar olan aralık için en iyi sonuçları çökme direnci $\varphi = 0,220$ olan modelin sağladığı sonucuna varılmıştır. (Çökme direnci değeri $\varphi = 0,0346$ için $\delta = 3 \text{ mm}'de$ % 95,4 ve $\delta = 4 \text{ mm}'de$ % 93,3 iken $\varphi = 0,220$ için $\delta = 5 \text{ mm}'de$ % 97,6 ve $\delta = 6 \text{ mm}'de$ % 94,4 ve $\delta = 8 \text{ mm}'de$ % 93,1 ve $\delta = 10 \text{ mm}'de$ % 93,2)

Bağıl yoğunluk artışının temas kuvveti uyumunu azalttığı, üst yüzey tabakası tabaka kalınlığının azalmasının $\delta = 0 \text{ mm}$ ile $\delta = 4 \text{ mm}$ arasındaki uyumu azalttığı ancak $\delta = 5 \text{ mm}$ ile $\delta = 10 \text{ mm}$ arasındaki değerler için yakın bir uyum içerdiği

sonucuna varılmıştır. Ayrıca küresel çöktürücü yarıçap artışı ile uyumun arttığı sonucuna varılmıştır.

- Boyutsuz parametre simülasyon ve teorik sonuçlarının uyumu:

Temas yarıçapı sonuçlarının küresel çöktürücü yarıçapına bölünerek elde edilmiş boyutsuz temas yarıçapı değerleri göz önünde alındığında en iyi sonucun yine çökme direnci $\varphi = 0,328$ değerinde elde edildiği ve bu durumun ile küresel çöktürücü yarıçapından bağımsız olarak bağıl yoğunluk artışı ve üst yüzey tabakası tabaka kalınlığının azalması ile en iyi uyumun yakalandığı sonucuna varılmıştır.

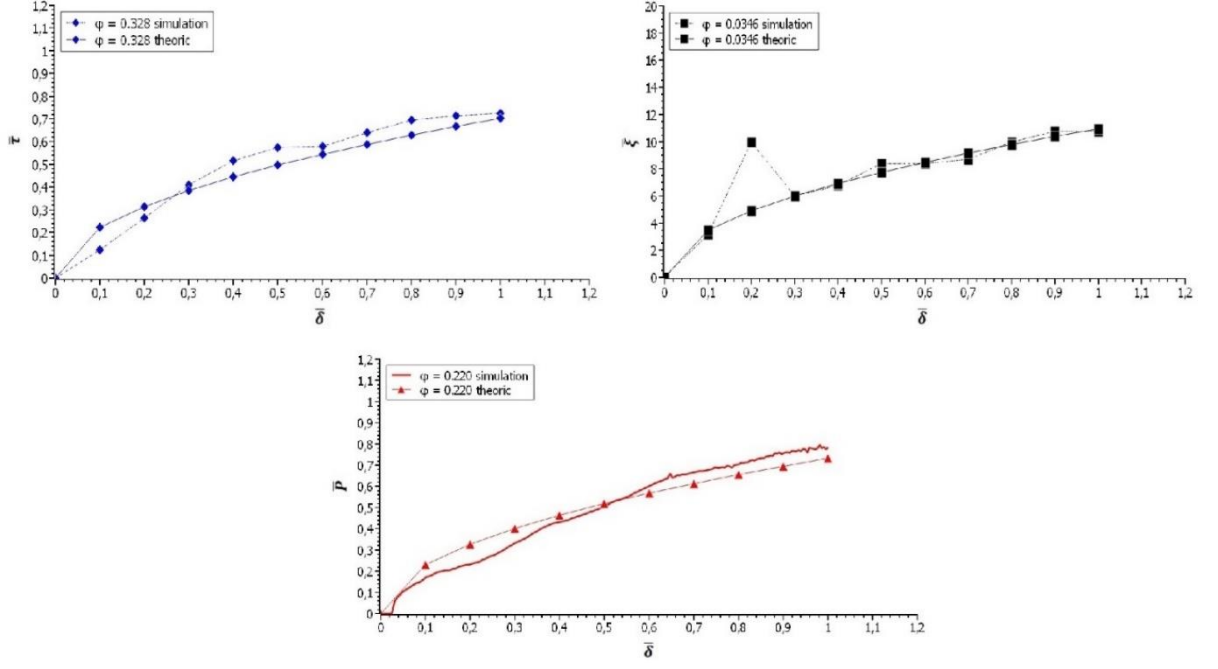
Çökme bölgesi çökme uzunluğu için boyutsuz parametre sonuçları ile küresel çöktürücü yarıçap artışının sebep olduğu uyumsuzluğun boyutsuzlaştırma sonuçları ile daha yakın uyum içine girdiği sonucuna varılmıştır. Bağıl yoğunluk artışına bağlı oluşan uyumsuzluk boyutsuzlaştırma ile de devam etmektedir.

Temas kuvveti boyutsuzlaştırılmış sonuçları ile en iyi sonuç yine çökme direnci $\varphi = 0,220$ değerinde sağlanmış olup sonuçlar boyutsuzlaştırma sonrası çökme direnci sayısal değer artışı doğrultusunda bir sıralama içerisine girdiği gözlemlenmiştir. Bu durum ile, tam plastik membrane kuvveti, bal peteği sandviç kompozit kalınlığı b etkisinin boyutsuzlaştırma ile göz ardı edilmesi, simülasyon ve teorik sonuçların daha yakın uyum içermesinde sonuçlar vermesine sebep olduğu sonucuna varılmıştır.

Xie ve arkadaşları köpük malzemesi ile yapmış oldukları çalışmada çökme direncinin sayısal olarak artmasının boyutsuz temas kuvveti ve çökme yer değiştirmesi teorik ve simülasyon sonuçları arasında çökme yer $\delta = 5$ mm'den $\delta = 10$ mm'ye kadar olan değerler için oldukça yakın sonuçlar bulmuşlardır. Çökme direncinin artmasının uyumu arttırdığı yorumunu yapmışlardır (Zhongyou, ve ark., 2013).

Çökme dirençleri açısından boyutsuz temas yarıçapı, çökme bölgesi deformasyon uzunluğu ve temas kuvvetinin en iyi analitik sonuçları Şekil 5.1'de gösterilmiştir.

Tablolarla ile de çökme dirençleri göz önüne alınarak çökme yer değişmesi değerlerine göre simülasyon sonuçları ile teorik sonuçların uyumları yüzdesel olarak verilmiştir.



Şekil 5.1. Boyutsuz temas yarıçapı, çökme bölgesi deformasyon uzunluğu ve temas kuvvetinin analitik sonuçları

Tablo 5.1. Boyutsuz temas yarıçapı analitik sonuçları

$\bar{\tau}$	Çökme yer değiştirme (δ)		
Çökme direnci (θ)	$\delta = 3 \text{ mm}$	$\delta = 6 \text{ mm}$	$\delta = 10 \text{ mm}$
0,328	% 93,8	% 93,8	% 97

Tablo 5.2. Boyutsuz çökme bölgesi deformasyon uzunluğu analitik sonuçları

$\bar{\xi}$	Çökme yer değiştirme (δ)		
Çökme direnci (θ)	$\delta = 3 \text{ mm}$	$\delta = 6 \text{ mm}$	$\delta = 10 \text{ mm}$
0,0346	% 99,1	% 98,7	% 98,5

Tablo 5.3. Boyutsuz temas kuvvetinin analitik sonuçları

$\bar{P}$	Çökme yer değıştirmesi (δ)		
Çökme direnci (θ)	$\delta = 5 \text{ mm}$	$\delta = 6 \text{ mm}$	$\delta = 10 \text{ mm}$
0,220	% 97,6	% 94,4	% 93,2

- Enerji emme özelliği:

Bağıl yoğunluk artışın enerji emme özelliğini arttırdığı hem bağıl yoğunluk hem de küresel çöktürücü yarıçapının artırılmasının enerji emme özelliğini olumlu yönde etkilediği sonucuna varılmıştır. Ayrıca aynı bağıl yoğunluk ve aynı küresel çöktürücü yarıçapı için üst yüzey tabakası tabaka kalınlığının azaltılmasının enerji emme özelliği azalttığı sonucuna varılmıştır.

5.2 Öneriler

Bal peteği çekirdekli sandviç kompozit malzemenin düşük hızlı darbe analizinin yapıldığı bu çalışmanın devam çalışmaları için;

- Düşük hızlı darbe analizleri için farklı hızlar kullanılabilir.
- Bağıl yoğunluk değeri ve yüzey tabaka kalınları değeri değıştirilerek farklı çalışmalar yapıla bilinir.
- Daha yüksek çökme yer değıştirmesi değeri için sonuçlar elde edilebilir.

KAYNAKLAR

- Aydın, F., 2018, Tek yönlü hibrit CTP/Al tabakalı kompozitlerin farklı R-oranları için yorulma ömrünün belirlenmesi., Yüksek lisans tezi., Batman Üniversitesi., Fen Bilimleri Enstitüsü, Batman,
- Bitzer, T.N., 1997, Honeycomb Technology: Materials, design, manufacturing, applications and testing. Chapman & Hall.
- Chai, G. B., Zhu, S., 2011, A review of low-velocity impact on sandwich structures., *Proceedings of Mechanical Engineers, Part-L: Journal of Materials: Desing and Applications*, vol. 225(4) pp. 207-230
- Dahai, Zhang, Qingguo, F., Peiwei, Z., 2017, Drop-weight impact behavior of honeycomb sandwich panels under a spherical impactor., *Composite Structures*., vol. 168, pp. 633-645.
- D, Feng., F, Aymerich., 2013, Damage prediction in composite sandwich panels subjected to low-velocity impact., *Composite Part-A: Applied Science and Manufacturing*., vol. 52, pp. 12-22.
- Foo, C.C., Seah, LK., G.B., 2008, Low velocity impact failure of aluminium honeycomb sandwich panels, *Composite Structure*, 85, 20-28.
- Galehdari SA, Kadkhodayan M, Hadidi- Moud S., 2015, Low velocity impact and quasi-static in-plane loading on a graded honeycomb structure; experimental, analytical and numerical study., *Aerospace Science and Technology*, 47:425-433, doi: 10.1016/j.ast.2015.10.010
- G. Sun., D. Chen., X. Hou., G. Zheng., and Q. Li., 2018, Experimental and numerical studies on indentation and perforation characteristics of honeycomb sandwich panels., *Composite Structure*, vol. 184, no. June 2018, pp. 110-124.
- Gibson, L.J., Ashby MF., 1997, Cellular solids: structure and properties. *Cambridge: Cambridge University Press*.
- Griffith, J., Vanzant, H., 1961, Large deformation of circular membranes under static and dynamic loads., In: *Proceedings of the first international congress on experimental mechanics*., New York; November, pp. 99-109.
- Hertz, H., 1881, Über die Berührung fester elastischer Körper., *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92., pp.. 156-171.
- Jiefu Liu, Wensu Chen, Hong Hao, Zhonggang Wang., 2019, Numerical study of low-speed impact response of sandwich panel with tube filled honeycomb core, Volume 220.
- Jones, N., 1989, Structural Impact. Cambridge: Cambridge University Press.

- Juho T., Siivola, Shu, M., Tadahito, M., 2015, Nobuo, T., Evaluation of damage detectability in practical sandwich structure application conditions using distributed fiber optic sensor., *Structural Health Monitoring*., pp. 1-18.
- Joris, L., Harald E.N, Bersee., Otto, K, Bergsma, Adriaan, B., 20019, Experimental study of the low-velocity impact behaviour of primary sandwich structures in aircraft., *Composites: Part-A*, vol. 40, pp. 164-175.
- Lin, Mu, Chongdu, C., Guiping, Z., Dengbao, X., 2015, A new indentation model for sandwich circular panels with gradient mettalic foam cores., *Composite Part-B Eng.*, vol. 83, pp. 270-275.
- Mengqian, Sun, Diane, W., Christopher, M., Il, Yong, K., 2019, An analytical study of the plasticity of sandwich honeycomb panels subjected to low-velocity impact., *Composite Part-B Eng.*, vol. 168, pp. 121-182.
- Meo, M., Vignjević, R., Marengo, 2005, G., The response of honeycomb sandwich panels under low-velocity impact loading, *International Journal of Mechanical Science*, 47,1301-1325.
- Mualla, H. Türk., Michelle, S., Hoo, F., 1999, Localized damage response of composite sandwich plates., *Composite Part-B Eng.*, vol. 30, pp. 157-165.
- MIT OpenCourseWare, 2013. Guide to citing Internet sources [pdf], https://ocw.mit.edu/courses/2-080j-structural-mechanics-fall-2013/resources/mit2_080jf13_lecture2/ [Ziyaret Tarihi: 06 Şubat 2024]
- MIT OpenCourseWare., 2015, Guide to citing Internet sources [pdf], https://ocw.mit.edu/courses/3-054-cellular-solids-structure-properties-and-applications-spring-2015/resources/mit3_054s15_15_outpl/ [Ziyaret Tarihi: 23 Ocak 2024]
- Park, J.H., SK., Kang, K.W., C, W., Kim, H., 2008, Impact damage resistance of sandwich structure subjected to low-velocity impact, *Journal of Materials Processing Technology*, 201., 425-430.
- S, Feli., S, Khodadadian., M, Safari., 2016, A modified new analytical model for low-velocity impact response of circular composite sandwich panels., *Sandwich Structures & Materials*, vol. 0, pp. 1-27.
- S. Xie., Z. Feng., H. Zhou., and D. Wang., 2020, Three-point bending behavior of Nomex honeycomb sandwich panels: Experiment and simulation., *Mech. Adv. Mater. Struct.*, vol.0, no. 0, pp. 1-15.
- Shi, S., Sun, Z., Hu, X., Chen., H, T., 2014, Carbon-fiber and alamium honeycomb sandwich composite with with and without Kevlar-fiber interfacial toughening., *Composites Part-A: Applied Sience and Manufacturing*, vol. 67, pp. 102-110.

- Simonetta, B., Giuseppe, F., Crash analysis of an impact attenuator for racing car in sandwich material, *Report*: F2008- SC-016.
- Sreekantha R., K Mogulanna., K Gobinadha R., P Rama S., Vemuri M., 2019, Effect of thickness on behaviour of E-glass / epoxy composite laminates under low velocity impact., *Procedia Structural Integrity*
- Vijayasimha Reddy, B, G., 2014, Sharma, K., V., Yella, Reddy, T., Deformation and impact energy absorption of cellular sandwich panels., *Materials & Design*, vol. 61, pp. 217-227.
- Y. Du., N. Yan., M. T. Kortschot., 2012, Light-weight honeycomb core sandwich panels containing biofiber-reinforced thermoset polymer composite skins: Fabrication and evaluation., *Composite Part B Eng.*, vol. 43, no. 7, pp. 2875-2882.
- Yu, Rong., Jingxi, Liu., Wei, Luo., Wentao, He., 2018, Effect of geometric configurations of corrugated cores on the local impact and planar compression of sandwich panels., *Composite Part-B Engineering.*, vol. 152, pp. 324-335.
- Zaera, R., Arias, A., Navvaro, C., 2002, Analytical modelling of metallic circular plates subjected to impulsive loads., *Int J Solids*, 39:659-72.
- Zhang, Z., Liu, S., Tang, Z., 2010, Crashworthiness investigation of kagome honeycomb sandwich cylindrical column under axial crushing loads., *Thin-Walled Structures.*, 48, 86-118.
- Zhang, X., Cheng, G., Zhang, H., 2006, Theoretical prediction and numerical simulation of multi-cell square thin-walled structures, *Thin-Walled Structures.*, 44, 1185-119.,
- Zheng He., Xuan Gu., Xiaoyu Sun., Jianxin Teng., YingShu Pang., 2017, Experimental and numerical study of low impact damage in composite materials., *International Core Journal of Engineering.*
- Zhongyou, Xie, Zhijun, Z., Jilin, Yu, 2011, Localized indentation of sandwich beam with metallic foam core., *Journal Of Sandwich Structures & Materials*, vol. 14(2), pp. 197-210,
- Zhongyou, Xie, Zhijun, Z., Jilin, Yu, 2013, Localized indentation of sandwich beam with metallic foam core: Analytical models for two types of indenters., *Composite Part-B Eng.*, vol. 44, pp. 212-217.
- Xie S, ve Zhou, H., 2015, Analysis and optimisation of parameters influencing the out-of-plane energy absorption of an aluminium honeycomb, *Thin-Walled Structures*, 89, 169-177.

ÖZGEÇMİŞ

KİŞİSEL BİLGİLER

Adı Soyadı : Fırat AYDIN
Uyruğu : T.C.

EĞİTİM

Derece	Adı, İlçe, İl	Bitirme Yılı
Üniversite	: Dicle Üniversitesi	2014
Yüksek Lisans	: Batman Üniversitesi	2018
Doktora	: Batman Üniversitesi	2024

İŞ DENEYİMLERİ

Yıl	Kurum	Görevi
2015	TPAO	Saha Şefi
2016	Tüpraş	Saha Şefi

UZMANLIK ALANI

Bal Peteği Kompozit Malzemeler, Hasar Analizi, Kompozit Malzemeler, Mekanik, Mekanik Özellikler, Mekanik Testler, Yorulma Ömrü

YABANCI DİLLER

İngilizce

YAYINLAR

Aydın, F., Deniz, M., E., 2019 Determination of fatigue life of the unidirectional GFRP/Al hybrid composite laminates, *Composite Part-B: Engineering.*, vol. 166, pp. 580-587.

Aydın, F., Deniz, M., E., Bardakçı, R., 2023, Buckling in rectangular hybrid composite plates with angled groove-shaped cut-outs, *Materialpruefung/Materials Testing.*, vol. 65, pp. 332-345.