



**FONKSİYONEL DERECELENDİRİLMİŞ
ORTOTROP TABAKANIN TEMAS MEKANİĞİ**

Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO

Yüksek Lisans Tezi

İnşaat Mühendisliği

Ana Bilim Dalı

Doç. Dr. Erdal ÖNER

2024

(Her Hakkı Saklıdır)

T.C.
BAYBURT ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ TEZLİ YÜKSEK LİSANS PROGRAMI

**FONKSİYONEL DERECELENDİRİLMİŞ ORTOTROP TABAKANIN TEMAS
MEKANİĞİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO

Danışman: Doç. Dr. Erdal ÖNER

BAYBURT - 2024

KABUL VE ONAY

Doç. Dr. Erdal ÖNER danışmanlığında, Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO tarafından hazırlanan “Fonksiyonel Derecelendirilmiş Ortotrop Tabakanın Temas Mekanığı” başlıklı bu çalışma, 25.07.2024 tarihinde yapılan savunma sınavı sonucunda oy birliği ile başarılı bulunarak jürimiz tarafından Yüksek Lisans Tezi olarak kabul edilmiştir.

Başkan : Doç. Dr. Gökhan ADIYAMAN

Üye : Doç. Dr. Muhittin TURAN

Üye : Doç. Dr. Erdal ÖNER

Bu tezin kabulü Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Yönetim Kurulu’nun/...../20... tarih ve 20...../.....-..... sayılı kararıyla onaylanmıştır.

Doç. Dr. Murat KUL
Enstitü Müdürü

BEYANNAME

Bayburt Üniversitesi Lisansüstü Eğitim Enstitüsü tez yazım kılavuzuna göre Doç. Dr. Erdal ÖNER danışmanlığında hazırlamış olduğum “Fonksiyonel Derecelendirilmiş Ortotrop Tabakanın Temas Mekanığı” başlıklı yüksek lisans tezimin bilimsel etik değerlere ve kurallara uygun, özgün bir çalışma olduğunu, aksinin tespit edilmesi halinde her türlü yasal yaptırımını kabul edeceğimi beyan ederim.

25.07.2024

Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO



ÖN SÖZ

Bu tez çalışmasında fonksiyonel derecelendirilmiş ortotrop tabakanın temas probleminin incelenmesi amaçlanmaktadır.

Tez sürecim boyunca her adımda beni destekleyen, olumlu tavrı ve cesaretlendirici sözleriyle yol gösteren, bilgi birikimiyle çalışmama yeni bakış açıları kazandıran, beraber çalışmaktan ve öğrencisi olmaktan gurur duyduğum danışman hocam Sayın Doç. Dr. Erdal ÖNER'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Eğitim sürecimde bilgi ve deneyimlerini benimle paylaşan, üzerimde emeği olan tüm hocalarıma teşekkürü bir borç bilirim.

Hayatım boyunca beni destekleyen aileme ve özellikle babam Wasfi Hasan AL-QADO'ya minnet ve şükranlarımı sunarım.

Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO

ÖZET

YÜKSEK LİSANS TEZİ

FONKSİYONEL DERECELENDİRİLMİŞ ORTOTROP TABAKANIN TEMAS MEKANİĞİ

Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO

Bayburt Üniversitesi

Lisansüstü Eğitim Enstitüsü

İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Erdal ÖNER

Bayburt-2024, Sayfa: 114

Bu çalışmada, sürtünme etkileri ihmal edilerek, rijit temele oturan fonksiyonel derecelendirilmiş (FD) ortotrop bir tabakanın sürekli temas problemi incelenmiştir. FD ortotrop tabakaya, üst yüzeyinden rijit bir panç aracılığıyla iletilen tekil bir yük uygulanmıştır. Çözümlerde, FD ortotrop tabakanın ağırlık etkileri de hesaba katılmıştır. Ortotropik malzeme parametrelerinin ve yoğunluğun tabaka yüksekliği doğrultusunda üstel olarak değiştiği varsayılmıştır. Problemin çözümünde, gerilme ve yer değiştirme ifadeleri elastisite teorisi ve integral dönüşüm tekniklerinden faydalanılarak türetilmiştir. Problemin sınır şartları kullanılarak bir singüler integral denklem elde edilmiştir. Gauss-Chebyshev integrasyon yöntemi yardımıyla, silindirik ve düz panç profilleri için integral denklem nümerik olarak çözülmüştür. Çalışma sonucunda panç altındaki temas gerilmeleri, temas uzunlukları, FD ortotrop tabaka ve rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yükü ve ilk ayrılmanın meydana geleceği kritik ayrılma noktası, FD ortotrop tabakada simetri eksenini boyunca oluşan normal gerilmeler ve simetri eksenini yakınında seçilen bir kesit boyunca oluşan kayma gerilmeleri, FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenini boyunca oluşan normal gerilmeler çeşitli parametrelere ve farklı ortotrop malzeme türlerine bağlı olarak boyutsuz şekilde elde edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Sürekli temas problemi, integral denklem, temas gerilmesi, kritik ayrılma yükü, kritik ayrılma noktası.

ABSTRACT

M. SC. THESIS

CONTACT MECHANICS OF A FUNCTIONALLY GRADED ORTHOTROPIC LAYER

Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO

Bayburt University

Institute of Graduate Studies

Department of Civil Engineering

Thesis Advisor: Assoc. Prof. Dr. Erdal ÖNER

Bayburt-2024, Pages: 114

In this study, the continuous contact problem of a functionally graded (FG) orthotropic layer resting on a rigid foundation is investigated while neglecting frictional effects. A point load is applied to the FG orthotropic layer through a rigid punch from its top surface. The weight effects of the FG orthotropic layer are also considered in the solutions. Orthotropic material parameters and density are assumed to vary exponentially in the direction of the layer height. Stress and displacement expressions are derived using elasticity theory and integral transformation techniques. A singular integral equation is formulated based on the boundary conditions of the problem. This integral equation is numerically solved for cylindrical and flat punch profiles using the Gauss-Chebyshev integration method. The study's results include dimensionless contact stresses under the punch, contact lengths, the critical separation load, and the critical separation point where the first separation occurs between the FG orthotropic layer and the rigid foundation. Additionally, normal stresses along the symmetry axis in the FG orthotropic layer, shear stresses along a selected section near the symmetry axis, and normal stresses along the x-axis on the bottom surface of the FG orthotropic layer are obtained, depending on various parameters and different orthotropic material types.

Keywords: Continuous contact problem, integral equation, contact stress, critical separation load, critical separation point.

İÇİNDEKİLER

KABUL VE ONAY.....	II
BEYANNAME	III
ÖN SÖZ	IV
ÖZET	V
ABSTRACT	VI
İÇİNDEKİLER.....	VII
TABLOLAR.....	IX
ŞEKİLLER.....	X
KISALTMALAR.....	XIV
SİMGELER.....	XIV
GİRİŞ.....	1
Araştırmanın Konusu ve Problemi	2
Araştırmanın Amacı	2
Araştırmanın Önemi ve Gerekçesi	2
Araştırmanın Sınırlılıkları	2
Varsayımlar	3
BİRİNCİ BÖLÜM.....	4
1. KURAMSAL ÇERÇEVE	4
1.1. LİTERATÜR ÖZETİ	4
1.2. GENEL DENKLEMLERİN ELDE EDİLMESİ.....	28
1.2.1. Kütle Kuvvetlerinin Olmaması Durumu	28
1.2.2. Kütle Kuvvetlerinin Olması Durumu	36
İKİNCİ BÖLÜM	40
2. YÖNTEM.....	40
2.1. PROBLEMİN TANIMI VE FORMÜLASYONU	40
2.2. KATSAYILARIN BELİRLENMESİ	42
2.3. İNTEGRAL DENKLEMİN ELDE EDİLMESİ	44
2.4. İNTEGRAL DENKLEMİN SAYISAL ÇÖZÜMÜ	46
2.4.1. Silindirik Panç Durumunda İntegral Denklemin Sayısal Çözümü.....	46
2.4.2. Düz Panç Durumunda İntegral Denklemin Sayısal Çözümü	48
ÜÇÜNCÜ BÖLÜM.....	50
3. BULGULAR	50
3.1. BU ÇALIŞMADA ELDE EDİLEN SONUÇLARIN LİTERATÜR İLE KARŞILAŞTIRILMASI	50
3.2. PANÇ PROFİLİNİN SİLİNDİRİK OLMASI DURUMUNDA TEMAS UZUNLUKLARI	54
3.3. PANÇ PROFİLİNİN SİLİNDİRİK OLMASI DURUMUNDA PANÇ ALTINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI.....	57
3.4. PANÇ PROFİLİNİN DÜZ OLMASI DURUMUNDA PANÇ ALTINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI.....	60
3.5. PANÇ PROFİLİNİN SİLİNDİRİK OLMASI DURUMUNDA FD ORTOTROP TABAKA İLE RİJİT TEMEL ARASINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI, KRİTİK AYRILMA YÜKÜ VE KRİTİK AYRILMA NOKTASI.....	63

3.6. PANÇ PROFİLİNİN DÜZ OLMASI DURUMUNDA FD ORTOTROP TABAKA İLE RİJİT TEMEL ARASINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI, KRİTİK AYRILMA YÜKÜ VE KRİTİK AYRILMA NOKTASI.....	68
3.7. GERİLMELERİN İNCELENMESİ.....	73
3.7.1. σ_x Normal Gerilmelerinin İncelenmesi	73
3.7.1.1. Simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilmelerinin incelenmesi	73
3.7.1.2. FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilmelerinin incelenmesi	80
3.7.2. σ_z Normal Gerilmelerinin İncelenmesi	88
3.7.3. τ_{xz} Kayma Gerilmelerinin İncelenmesi.....	94
SONUÇ VE ÖNERİLER	99
Sonuç	99
Öneriler.....	102
KAYNAKÇA.....	103
ÖZ GEÇMİŞ	114

TABLÖLER

Tablo 1: Çalışmada Kullanılan Ortotrop Malzemelerin Malzeme Özellikleri	50
Tablo 2: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) İçin Bulunan Temas Uzunluklarının Öner (2021) ile Karşılaştırılması ($R/h=100$)	51
Tablo 3: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) İçin Bulunan Temas Uzunluklarının Öner (2021) ile Karşılaştırılması ($R/h=500$)	51
Tablo 4: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) İçin Bulunan Temas Uzunluklarının Çömez vd. (2019) ile Karşılaştırılması.....	51
Tablo 5: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yüğü Değerlerinin Civelek vd. (1978) ile Karşılaştırılması	52
Tablo 6: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yüğü ve Kritik Ayrılma Noktası Değerlerinin Civelek ve Erdoğan (1976) ile Karşılaştırılması	53
Tablo 7: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yüğü ve Kritik Ayrılma Noktası Değerlerinin Öner (2021) ile Karşılaştırılması ($a/h=0.5$).....	53
Tablo 8: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yüğü ve Kritik Ayrılma Noktası Değerlerinin Öner (2021) ile Karşılaştırılması ($a/h=1.5$).....	53
Tablo 9: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yüğü ve Panç Yarıçapının Temas Uzunluğına Etkisi (G_r/E_p T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$).....	55
Tablo 10: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Temas Uzunluğına Etkisi (B/Al , $h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$).....	56
Tablo 11: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Temas Uzunluğına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $C_{550}=5.515$).....	57

ŞEKİLLER

Şekil 1: Problemin Geometrisi (Panç Profilinin Silindirik Olması Durumu)	40
Şekil 2: Problemin Geometrisi (Panç Profilinin Düz Olması Durumu).....	41
Şekil 3: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün ve Panç Yarıçapının Temas Uzunluğuna Etkisi (Gr/Ep T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$)	54
Şekil 4: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Temas Uzunluğuna Etkisi (B/Al , $h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$).....	56
Şekil 5: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Ep T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$, $(P/h)/C_{550}=9 \times 10^{-3}$)	58
Şekil 6: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Ep T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$, $R/h=80$)	59
Şekil 7: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (B/Al , $R/h=100$, $h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$)	59
Şekil 8: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\beta=-1$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $C_{550}=5.515$)	60
Şekil 9: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gl/Ep , $h=1$, $\beta=0.7$, $(P/h)/C_{550}=10^{-4}$)	61
Şekil 10: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Ep P75/934, $h=1$, $\beta=0.2$, $a/h=0.7$).....	62
Şekil 11: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Al , $a/h=0.8$, $h=1$, $(P/h)/C_{550}=10^{-4}$)	62
Şekil 12: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi ($a/h=0.6$, $h=1$, $\beta=0.3$, $(P/h)/C_{550}=10^{-3}$)	63
Şekil 13: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Panç Yarıçapının Etkisi ($h=1$, $\beta=0.4$, $\gamma=0.5$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-5}$, Gr/Ep P75/934)	65
Şekil 14: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına FD Ortotrop Tabakanın Kütle Kuvvetinin Etkisi ($R/h=60$, $\beta=0.2$, $\gamma=0.3$, Gr/Ep T300/934, $h=1$).....	65
Şekil 15: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Rijitlik Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $R/h=80$, $\gamma=0.5$, Gl/Ep).....	66
Şekil 16: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Yoğunluk Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $R/h=100$, $\beta=0.3$, B/Al)	67
Şekil 17: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Ortotrop Malzeme Türünün Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-5}$, $R/h=200$, $\beta=0.2$, $\gamma=0.1$)	68

Şekil 18: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Panç Uzunluğunun Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=3 \times 10^{-6}$, $\beta=0.3$, $\gamma=0.2$, GI/Ep)...	71
Şekil 19: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Rijitlik Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=5 \times 10^{-6}$, $a/h=1.5$, $\gamma=0.5$, Gr/Ep T300/934).....	71
Şekil 20: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Yoğunluk Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=4 \times 10^{-6}$, $a/h=0.6$, $\beta=0.6$, Gr/Al)	72
Şekil 21: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Ortotrop Malzeme Türünün Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=1$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.4$)	72
Şekil 22: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına FD Ortotrop Tabakanın Kütle Kuvvetinin Etkisi ($h=1$, $a/h=0.6$, $\beta=0.2$, $\gamma=0.3$, Gr/Ep P75/934)	73
Şekil 23: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, Gr/Ep T300/934, $(P/h)/C_{550}=7 \times 10^{-3}$, $h=1$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$).....	75
Şekil 24: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$, Gr/Ep T300/934)	75
Şekil 25: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $\gamma=0.3$, $(P/h)/C_{550}=7 \times 10^{-3}$, $R/h=50$, B/Al)	76
Şekil 26: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $\gamma=0.3$, $\beta=-1$).....	76
Şekil 27: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.01$, $\beta=0.3$, $\gamma=0.2$, GI/Ep).....	78
Şekil 28: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.02$, $a/h=0.4$, $\gamma=0.4$, Gr/Ep P75/934)	78
Şekil 29: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=1.4$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.3$, Gr/Ep T300/934).....	79
Şekil 30: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $a/h=0.4$, $\gamma=0.3$, $\beta=-1$).....	79

- Şekil 31:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=9 \times 10^{-3}$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.7$, Gr/Ep T300/934) **81**
- Şekil 32:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $h=1$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.4$, Gr/Ep T300/934) **81**
- Şekil 33:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $R/h=50$, $\gamma=0.5$, B/Al)..... **82**
- Şekil 34:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Yoğunluk Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=4 \times 10^{-3}$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, Gr/Ep T300/934) **82**
- Şekil 35:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabakanın Kütle Kuvvetinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=4 \times 10^{-3}$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, $\gamma=1$, Gr/Ep T300/934) **83**
- Şekil 36:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $C_{550}=5.515$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $\beta=-1$, $\gamma=1$) **84**
- Şekil 37:** Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $\beta=0.7$, $\gamma=0.5$, Gl/Ep) **85**
- Şekil 38:** Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $h=1$, $a/h=0.4$, $\beta=0.6$, $\gamma=0.4$, Gr/Ep P75/934) **85**
- Şekil 39:** Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.002$, $a/h=0.5$, $\gamma=0.7$, Gr/Ep T300/934)..... **86**
- Şekil 40:** Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Yoğunluk Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksen Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.004$, $a/h=0.6$, $\beta=0.6$, Gl/Ep) **87**
- Şekil 41:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının Simetri Eksen Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, Gr/Ep T300/934, $(P/h)/C_{550}=4 \times 10^{-3}$, $h=1$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$)..... **89**
- Şekil 42:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün Simetri Eksen Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $R/h=10$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$, Gr/Ep T300/934) **89**
- Şekil 43:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksen Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $R/h=50$, $\gamma=0.2$, B/Al)..... **90**
- Şekil 44:** Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksen Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $\gamma=0.3$, $\beta=-1$)..... **90**

Şekil 45: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.0005$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.3$, GI/Ep).....	92
Şekil 46: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=0.05$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.3$, GI/Ep).....	92
Şekil 47: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=0.1$, $(P/h)/C_{550}=0.003$, $\gamma=0.2$, Gr/Ep T300/934).....	93
Şekil 48: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=0.08$, $\beta=0.7$, $\gamma=0.4$, $(P/h)/C_{550}=0.0004$).....	93
Şekil 49: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($(P/h)/C_{550}=7 \times 10^{-3}$, $\beta=0.5$, Gr/Ep T300/934, $h=1$).....	95
Şekil 50: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $R/h=10$, $\beta=0.5$, Gr/Ep T300/934).....	95
Şekil 51: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $R/h=50$, B/Al).....	96
Şekil 52: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $\beta=-1$, $R/h=50$).....	96
Şekil 53: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.0004$, $\beta=0.7$, GI/Ep).....	97
Şekil 54: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $a/h=0.1$, $\beta=1$, GI/Ep).....	98
Şekil 55: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $a/h=0.04$, $(P/h)/C_{550}=0.0004$, GI/Ep).....	98

KISALTMALAR

FD	: Fonksiyonel Derecelendirilmiş
Gr/Ep	: Grafit/Epoksi
Gl/Ep	: Cam/Epoksi
Gr/Al	: Grafit/Alüminyum
B/Al	: Bor/ Alüminyum

SİMGELER

a	: Rijit panç ile FD ortotrop tabaka arasındaki yarı temas uzunluğu
E	: Elastisite modülü
F_x, F_z	: x ve z doğrultularındaki kütle kuvveti bileşenleri
g	: Yer çekimi ivmesi
h	: FD ortotrop tabakanın yüksekliği
n	: Gauss-Chebyshev integrasyonunda alınan nokta sayısı
P	: Rijit pança uygulanan dış yük
$P(x)$	: Panç altındaki temas gerilme fonksiyonu
R	: Silindirik pançın yarıçapı
x_{cr}	: Kritik ayrılma noktası (kritik ayrılma mesafesi)
β	: Rijitlik parametresi
γ	: Yoğunluk parametresi
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	: x, y ve z doğrultularındaki birim uzamalar
$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$	: Kayma şekil değiştirme bileşenleri
λ	: Yük faktörü
λ_{cr}	: Kritik ayrılma yükü

GİRİŞ

İki elastik ortam temas halinde olduğunda, ortamdaki gerilme durumunun belirlenmesi uzun yıllardır literatürde çalışma konusu olmuştur ve problemler genellikle temas problemleri olarak adlandırılır. Katı mekaniğinde temas problemlerinin önemi, deforme olabilen cisimlere yük uygulamasının esas olarak iki cisim arasındaki temas yoluyla yapılması gerçeğinden kaynaklanmaktadır (Barik vd., 2008).

Temas mekaniği, birçok fiziksel, teknik ve tıbbi uygulama için kritik öneme sahip durumlarla ilgilenir. Başlangıçta bu alan ray-tekerlek teması veya bina temellerindeki gerilmelerin hesaplanması gibi büyük ölçekteki problemleri anlama arzusundan ortaya çıkmıştır. Ancak, son yıllarda, teknoloji ve küresel toplum gelişmelerinin öncüsü olarak, niteliksel olarak yeni uygulama alanlarına açılmıştır. Sınır özelliklerinin belirleyici olduğu mikro teknoloji alanlarının yanı sıra, biyoloji ve tıp gibi alanlar da özellikle geniş bir uygulama yelpazesine katkıda bulunmuştur. Bu genişleme, teknolojik, deneysel ve sayısal kökenlerden kaynaklanmaktadır. Özellikle, temasların hesaplanması için sayısal yöntemlerin hızlı gelişimi büyük etkindir. Son yıllarda, Hızlı Fourier Dönüşümü tabanlı sınır elemanları yönteminin geliştirilmesi sayesinde, temas mekaniği, sayısal hesaplama yöntemlerinin öncüsü haline gelmiştir. Ancak, bu gelişme, analitik çözümlerin hâlâ geçerli olduğu gerçeğini ortadan kaldırmaz. Yeni sayısal yöntemlere rağmen, mevcut analitik çözümler önemini korumaktadır. Günümüzde, sayısal yöntemler, test edilerek, genel "analitik anlayışın" geliştirilmesine veya çok boyutlu parametre uzaylarında sayısal sonuçların deneysel olarak doğrulanmasına yardımcı olmak için kullanılmaktadır. "Kesin çözümler", tartışmasız güvenilirlikleri nedeniyle özel bir öneme sahiptir ve çağdaş bilim ve teknolojide büyük bir rol oynamaktadır (Popov vd., 2019).

Temas mekaniği mühendislik açısından, önde gelen bilim insanlarının ilk deneysel katkılarından günümüz hesaplama yöntemlerine kadar uzanan bir geçmişe sahiptir. Geçmişte temas koşulları, gerçek dünya uygulamaları için analitik çözümler mevcut olmadığından, mühendislik analizlerinde genellikle daha basit sınır koşulları ile modellenmiştir. Bu gibi durumlarda temas, tüm yapı için yapılan analizden kaynaklanan gerilme ve gerinim alanları kullanılarak yerel bir problem olarak incelenirdi. Modern bilgisayarların hızla artan gücüyle birlikte, mühendislikte giderek daha fazla sayısal simülasyon temas kısıtlamalarını doğrudan içerebilmekte ve bu da problemleri doğrusal olmayan hale getirmektedir (Wriggers, 2006).

Derecelendirilmiş malzemeler veya fonksiyonel derecelendirilmiş (FD) malzemeler, sürekli olarak değişen hacim oranlarına ve dolayısıyla termo-mekanik özelliklere sahip çok fazlı kompozitlerdir. Kaplamalar ve ara yüzey bölgeleri olarak kullanıldıklarında, malzeme özelliği uyumsuzluğundan kaynaklanan artık ve termal gerilmeleri azaltır, bağlanma mukavemetini artırır, yüzey özelliklerini iyileştirir ve şiddetli termal ve kimyasal ortamlara karşı koruma sağlarlar. Son yıllarda FD malzemelerin yaygınlaşması, temas mekaniği alanında da önemli bir etki yaratmıştır (Dağ ve Erdoğan, 2002).

Araştırmanın Konusu ve Problemi

Temas mekaniği, mekanik veya yapısal bileşenler arasındaki yüklerin temas ile aktarılması nedeniyle katı mekaniğinde önemli bir yere sahiptir. Yol kaplamaları, optik ekipmanlar, türbin kanatları gibi mühendislik uygulamalarında, temas bölgesi, temas gerilmesi dağılımları ve temas tipi, temas eden bileşenlerin mekanik tepkisini etkilemektedir. Bu sebeple, temas mekaniği birçok araştırmacı için önemli bir odak noktası haline gelmiştir. Bu araştırmanın konusu, rijit bir panç aracılığıyla yüklenmiş ve rijit bir temele oturan FD ortotrop bir tabakanın sürekli temas problemidir.

Araştırmanın Amacı

Bu araştırmanın amacı, sürtünme etkilerini ihmal ederek, rijit bir temele oturan FD ortotrop bir tabakanın sürekli temas problemini elastisite teorisini kullanarak incelemektir. Çalışma, FD tabakanın üst yüzeyine rijit bir panç aracılığıyla iletilen tekil yükün etkilerini ve FD ortotrop tabakanın ağırlık etkilerini hesaba katarak çeşitli parametrelere bağlı olarak temas gerilmelerini, temas uzunluklarını, kritik ayrılma yükünü ve noktasını, simetri eksenini boyunca oluşan normal gerilmeleri ve simetri eksenini yakınındaki kayma gerilmelerini belirlemeyi hedeflemektedir.

Araştırmanın Önemi ve Gerekçesi

Elastik bir yarım düzlem, elastik temel ve/veya rijit temel üzerinde uzanan elastik bir tabakayı içeren katı mekaniğindeki temas problemleri, temel ızgaraları, yollardaki ve pistlerdeki kaplamalar, demiryolu balastı ve tabakalı ortamlardan oluşan diğer yapılar gibi pratikte ilgi çeken çok çeşitli önemli yapılara uygulanması nedeniyle çok yaygın olarak çalışılmıştır. Bu durum, araştırmanın önemini ve gerekçesini ortaya koymaktadır.

Araştırmanın Sınırlılıkları

Bu çalışmada, rijit temele oturan FD ortotrop tabakanın temas problemi sürtünme etkileri ihmal edilerek incelenmiştir. FD ortotrop tabakaya tekil bir yük uygulanmıştır, bu yük

tabakanın üst yüzeyinden rijit bir panç aracılığıyla iletilmektedir. Ayrıca, FD ortotrop tabakanın ağırlık etkileri de özümelerde dikkate alınmıştır. Ancak, çalışmanın sınırlılıkları arasında, modelde göz ardı edilen sürtünme etkileri ve malzeme parametrelerinin yükseklik boyunca değişkenlik gösterdiği varsayımı yer almaktadır.

Varsayımlar

Bu tez çalışmasında, sürtünme etkilerinin ihmal edilmesi, malzeme parametrelerinde ve yoğunlukta üstel değişimlerin kabul edilmesi, lineer elastisite teorisinin kullanılması, belirli panç profillerine odaklanması, statik bir yükleme durumunun kabul edilmesi ve temas yüzeylerinde sadece basınç gerilmelerinin iletilebilmesi varsayılmıştır.



BİRİNCİ BÖLÜM

1. KURAMSAL ÇERÇEVE

1.1. LİTERATÜR ÖZETİ

Temas mekaniğinin uzun bir geçmişi olup, bu alandaki ilk çalışma Hertz (1882) tarafından yapılmıştır. Hertz çalışmasında ikinci dereceden profile sahip iki elastik cismin sürtünmesiz normal teması için çözümü incelemiştir. Hertz tarafından başlatılan temas problemleri konusundaki çalışmalar, 1900'li yılların sonuna kadar önemli ilerlemeler kaydetmiş olup, bu dönemde çok sayıda araştırma gerçekleştirilmiştir.

Mahajan vd. (1992) çalışmalarında, filmlerle güçlendirilmiş ortotrop bir alt tabakanın çeşitli temas ve çatlak problemlerini incelemiştir. Film membran olarak modellenmiştir. Alt tabaka ise ortotrop yarım düzlem olarak modellenmiştir. Problem bir singüler integral denklem sistemi olarak formüle edilmiştir. Gerilme tekilliklerinin doğasını belirlemek için çeşitli asimptotik analizler gerçekleştirilmiştir. Çalışma sonunda ilgili çatlak/güçlendirici boyutlarının, film/alt tabaka rijitlik oranlarının ve malzeme ortotropisinin gerilme şiddet faktörleri üzerindeki etkisi incelenmiş ve bazı örnek sonuçlar verilmiştir.

Birinci (1998) çalışmasında, iki tabakadan oluşan ve alt tabakasında düşey bir çatlak bulunan bileşik tabakada temas ve çatlak problemlerini elastisite teorisini kullanarak ele almıştır. Çalışma sonunda çeşitli boyutsuz parametrelerin temas gerilmeleri, normal gerilmeler, tabakalar arasındaki ilk ayrılma yükü ve uzaklığı, çatlak uçlarındaki gerilme şiddet faktörü ve çatlak yüzey yer değiştirmelerine etkisini incelemiştir.

Chaudhuri ve Ray (1998) çalışmalarında, ortotrop tabaka ve ortotrop yarı sonsuz düzlem arasındaki sürtünmesiz ayrılmalı temas problemini araştırmışlardır. Çalışmada Fredholm integral denklemin çekirdeği tabakanın elastik sabitlerine bağlı olarak bulunmuştur. Fakat yarım düzlemin elastik sabitlerinden bağımsızdır.

Giannakopoulos ve Pallot (2000) çalışmalarında, rijit silindirik panç ile yüklenen elastik derecelendirilmiş sistem için iki boyutlu temas problemini araştırmışlardır. Normal, kayan ve yuvarlanan temas türlerini ele almışlardır. Sürtünmesiz temas durumunu da incelemiştir. Güçlü ve aşınmaya dirençli yüzeylerin tasarımında elastik derecelendirmenin çok avantajlı olabileceğini tespit etmişlerdir.

Kahya vd. (2001) çalışmalarında, üst yüzeyinde rijit temele bağlanmış elastik bir tabakanın düzlem temas problemini elastisite teorisine göre ele almışlardır. Tabaka alt yüzeyinde rijit bir blok aracılığıyla aktarılan tekil yüke maruzdur. Silindirik, parabolik ve düz

blok profilleri çalışmada kullanılmıştır. Çalışma sonucunda çeşitli boyutsuz büyüklükler için nümerik sonuçlar sunulmuş ve tartışılmıştır.

Kahya (2003) ortotrop iki tabakadan oluşan tabakalı sistemin sürekli ve süreksiz temas problemlerini irdelemiştir. Çalışmada tabakalı sistem üst yüzeyinden rijit düz profilli bir blok aracılığıyla yüklenmiştir. Sistemin alt yüzeyi ise rijit temele yapışıktır. Problemin çözümünde sürtünme olmadığı varsayılmıştır. Normalize edilmiş çeşitli parametreler için kritik yük faktörü, kritik ayrılma mesafesi, ayrılma bölgesinin başlangıç-bitiş koordinatları ve ayrılma bölgesi belirlenmiştir.

Dağ ve Erdoğan (2002) çalışmalarında, homojen olmayan bir ortamda çatlak/temas mekaniği problemini incelemişlerdir. Derecelendirilmiş ortamın boyutlarının, çatlak/temas bölgesinin yerel uzunluk parametrelerine kıyasla çok büyük olduğunu varsaymışlardır. Söz konusu karma sınır değer problemi çözülmüş ve malzeme homojensizlik sabiti, sürtünme katsayısı ve çatlak/temas uzunluğu parametrelerinin çeşitli kombinasyonları için sonuçlar sunulmuştur.

Çömez vd. (2004) çalışmalarında, iki elastik izotrop tabaka için düzlem simetrik ayrılmalı temas problemini çözmüşlerdir. Çalışmada dış yük üst tabakaya rijit bir panç vasıtasıyla uygulanmıştır. Alt tabaka ise rijit temele yapışıktır. Problemin çözümünde elde edilen tekil integral denklem sistemi, iki panç geometrisi için uygun Gauss-Chebyshev integrasyon formülleri kullanılarak sayısal olarak çözülmüştür. Normal gerilmeler, temas uzunlukları, kayma gerilmesi ve temas gerilmeleri için sayısal sonuçlar sunulmuştur.

Güler ve Erdoğan (2004) çalışmalarında, kayan temas yüklemesi altında derecelendirilmiş kaplamalarda kırılma başlangıcını araştırmışlardır. Kaplamanın kayma modülünün kalınlık değişiminin üstel olduğu ve Poisson oranının sabit olduğu varsayılmıştır. Yükleme, sabit normal ve teğetsel kuvvetlere maruz kalan kayan rijit bir panç ile sağlanmıştır. Coulomb sürtünmesi koşullarının temas alanlarında geçerli olduğu varsayılmıştır. Sürtünme katsayısı, malzeme homojenlik sabitleri ve çeşitli uzunluk parametreleri gibi faktörlerin kaplamanın yorulması ve kırılması üzerinde etkili olabilecek gerilmelere etkisi incelenmiştir.

El-Borgi vd. (2005), homojen yarım düzlem ile fonksiyonel derecelendirilmiş elastik tabaka arasındaki sürtünmesiz ayrılmalı temas problemini incelemişlerdir. Problemin çözümünde elde edilen tekil integral denklem Chebychev polinomları kullanılarak nümerik olarak çözülmüş ve denge koşulunu sağlayan doğru yarı temas uzunluğunu hesaplamak için iteratif bir yöntem kullanılmıştır. Derecelendirilmiş tabaka kalınlığının ve malzeme homojen olmama parametresinin temas uzunlukları ve gerilmeleri üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Kahya vd. (2007) çalışmalarında, iki cismin rijit dairesel bir blok vasıtasıyla birbirine bastırılması durumunda, anizotropik elastik bir tabaka ile anizotropik elastik bir yarım düzlem arasındaki sürtünmesiz ayrılmalı temas problemini ele almışlardır. Çeşitli lif yönelimlerine bağlı olarak temas uzunlukları ve gerilmeleri için sayısal sonuçlar sunulmuştur.

Özşahin vd. (2007) çalışmalarında, keskin kenarlı iki rijit düz mesnet üzerine oturan iki tabakadan oluşan bir kompozitin temas problemini incelemişlerdir. Tabakalar arasındaki sürtünme dikkate alınırken, mesnetler ve tabakalı kompozit arasında sürtünme olmadığı ve böylece arayüzey boyunca sadece basınç gerilmelerinin iletilebileceği varsayılmıştır. Tekil integral denklem sayısal olarak çözülmüş ve çeşitli boyutsuz büyüklükler için sonuçlar grafiksel formlarda sunulmuştur.

Dağ vd. (2007) tarafından yapılan çalışmada, ortotropik fonksiyonel derecelendirilmiş malzemelerin karışık modlu kırılma problemleri termal ve mekanik yükleme koşulları altında incelenmiştir. Çalışmada mekanik yükleme durumunda, ortotropik bir FD tabakada gömülü bir çatlak göz önünde bulundurulmuş ve çatlağın yüzeylerine uygulanan rastgele normal ve kayma gerilmeleri ile yüklendiği varsayılmıştır.

Güler vd. (2007) çalışmalarında, derecelendirilmiş kaplamalar üzerindeki silindirik ve parabolik pançların temas problemleri ele almışlardır. Çeşitli uzunluk parametrelerinin, malzeme homojenliği sabitlerinin ve sürtünme katsayısının derecelendirilmiş kaplamalı bileşenlerin yorulması ve kırılması üzerinde etkili olabilecek kritik gerilmelere etkisini incelemişlerdir.

Betra ve Wang (2008) çalışmalarında, rijit bir alt tabakaya bağlanmış ve rijit silindirik bir panç ile girintilenmiş doğrusal elastik anizotropik bir tabakanın analitik olarak geliştirilmiş düzlem gerilme deformasyonlarını incelemek Stroh formalizmini kullanmışlardır. Eksenel yük ile rijit silindirin neden olduğu girinti derinliği arasında türetilen ilişkinin geçerli olduğu tabaka uzunluğunu ve kalınlığını sınırlamak için parametrik çalışmalar yapmışlardır.

Barik vd. (2008) çalışmalarında, FD ısı ileten bir panç ile rijit yalıtımlı bir yarı uzayın sabit düzlem temasını incelemişlerdir. Elastik katsayı, ısı genleşme katsayısı ve ısı iletkenlik katsayısının temas düzleminin normali boyunca değiştiği varsayılmıştır. Fourier integral dönüşümü yardımıyla problem iki tekil integral denklem sistemine indirgenmiştir. Denklemler sayısal olarak çözülmüştür. Termal etki ve FD malzemelerdeki homojen olmayan parametrelerin etkileri tartışılmış ve grafiksel olarak gösterilmiştir.

Choi ve Paulino (2008) çalışmalarında, rijit düz bloğun sürtünmeli ısı üretimi içeren kaplama yüzeyi üzerinde kaydığı varsayımı altında FD özelliklere sahip kaplama/alt tabaka sistemi için termoelastik temas mekaniği problemini incelenmişlerdir. Çalışmada sürtünme katsayısı sabit tutularak atalet etkileri ihmal edilmiş ve çözüm, kararlı durum düzlem termoelastisite çerçevesinde elde edilmiştir. Kaplanmış ortamın geometrik, yükleme ve malzeme parametrelerinin çeşitli kombinasyonları için öngörülen termoelastik ortam altında yüzey gerilmesinin ve temas gerilmesinin düzlem içi bileşeninin dağılımları çalışma sonunda sunulmuştur.

Rhimi vd. (2009) çalışmalarında, birbirine bastırılan elastik FD bir tabaka ile homojen bir yarı uzay arasındaki sürtünmesiz ayrılmalı temasının eksenel simetrik problemini ele almışlardır. Problemin çözümünde elde edilen tekil integral denklem ortogonal Chebychev polinomları kullanılarak sayısal olarak çözülmüş ve denge koşulunu sağlayan doğru temas uzunluğunu elde etmek için iteratif bir yöntem kullanılmıştır. FD tabaka kalınlığının ve malzeme homojensizlik parametresinin temas uzunluğu ve gerilmesi üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Choi (2009) çalışmasında, sürtünmeli kayan düz bir panç ile yüklenen FD tabakanın temas mekaniğini araştırmıştır. Sürtünme katsayısının sabit olduğunu ve FD tabakanın alt tarafının rijit bir temele sıkıca bağlı olduğu varsaymıştır. Sonuç olarak, sürtünme katsayısı, Poisson oranı, zımba genişliği ve malzeme homojensizliği gibi çeşitli parametrelerin düzlem içi yüzey gerilme bileşeni ve temas gerilmesi dağılımları üzerindeki etkilerini sunmuştur.

Ke vd. (2010) tarafından yapılan çalışmada, düzlem gerilme durumunda FD piezoelektrik malzemelerden yapılmış tabakalı bir yarım düzlemin kayma sürtünmeli temas problemi araştırılmıştır. Çalışmada pançın sıfır elektrik yükü dağılımına sahip mükemmel bir elektrik yalıtkanı olduğu ve temas bölgesindeki sürtünmenin Coulomb tipi olduğu varsayılmıştır. Elde edilen sayısal sonuçlar, hem malzeme özelliği gradyanının hem de sürtünme katsayısının FD piezoelektrik malzemelerden yapılmış tabakalı yarım düzlemin temas performansı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu göstermiştir.

Çömez (2010) çalışmasında, homojen bir yarım düzlem üzerine oturan bir tabaka için sürtünmeli temas problemini doğrusal elastisite teorisini kullanarak çözmüştür. Çalışmada ele alınan tabaka, tabaka üzerinde bulunan ve normal ve teğetsel yönlerde tekil bir kuvvet uygulayan rijit silindirik bir panç ile temas halindedir. Temas uzunlukları ve gerilmeleri için sayısal sonuçlar hem sürtünmeli hem de sürtünmesiz durumlar için verilmiştir.

Öner (2011) çalışmasında, elastik yarı sonsuz düzleme oturan iki homojen izotrop tabakanın sürekli temas problemini tabakaların kütle kuvvetlerini hesaba katarak incelemiştir.

Çalışmada sürtünmenin olmadığı varsayılmıştır. Panç altındaki temas gerilme dağılımları, temas uzunlukları, kritik ayrılma yükü ve uzunluğu ile simetri ekseninde meydana gelen gerilmeler çalışma kapsamında incelenen parametrelerdir.

Rhimi vd. (2011) çalışmalarında, eksenel simetrik profilli rijit bir panç, elastik FD bir tabaka ve homojen bir yarı uzay arasındaki eksenel simetrik sürtünmesiz ayrılmalı temas problemini ele almışlardır. Uygulanan yükün büyüklüğünün, FD tabaka kalınlığının ve homojen olmama parametresinin temas gerilmeleri, ayrılmalı temas bölgelerinin yarıçapları ve küresel bir rijit panç için girinti üzerindeki etkisini incelemişlerdir.

Erbaş vd. (2011) çalışmalarında, bir pançın elastik ortotropik bir şerit ile temasını ele almışlardır. Temas gerilmesi için tekil bir integral denklem türetilmiştir. Kalın bir şeridi incelemek için iteratif bir çözüm yöntemi geliştirilmiştir. Bağlı şerit kalınlığının çeşitli değerleri için sayısal örnekler sunulmuştur.

Liu vd. (2011) çalışmalarında, FD malzemelerin düzlem şekil değiştirme durumu deformasyonu altında kaplanmış yarım düzlemin iki boyutlu termoelastik kayma sürtünme temasını incelenmişlerdir. Elde edilen sayısal sonuçlar, Peclet sayısı, gradyan indeksi ve sürtünme katsayısındaki değişimin yüzey temas gerilmesi dağılımlarını etkileyebileceğini göstermiştir.

Liu vd. (2011) çalışmalarında, düzlem şekil değiştirme durumunda FD malzeme kaplı yarım düzlemin iki boyutlu termoelastik kayma sürtünme temasını incelemişlerdir. Sürtünme katsayısının, Peclet sayısının ve gradyan indeksinin termoelastik temas özellikleri üzerindeki etkileri ayrıntılı olarak tartışılmıştır. Termoelastik temas hasarının sürtünme katsayısı, Peclet sayısı ve gradyan indeksinin ayarlanmasıyla değiştirilebileceği görülmüştür.

P. Chen ve S. Chen (2012) çalışmalarında, FD bir katmana sahip homojen bir yarı-uzay ile rijit bir panç arasındaki bir temas modelini incelemişlerdir. Temas arayüzündeki yer değiştirmelerin ve normal gerilmelerin ilişkisini tanımlayan denklem, Fourier dönüşümü ve transfer matrisi yöntemi ile elde edilmiştir. Denklemi sayısal olarak çözmek için uygun kolokasyon yöntemleri kullanılmıştır.

Chen vd. (2012) çalışmalarında, ısı iletkenlik katsayısı, Young modülü ve ısı genleşme katsayısı kalınlık yönünde üstel olarak değişen sonlu dereceli bir elastik tabaka üzerinde kayan R yarıçaplı rijit yalıtımlı bir silindirin kararlı durum termo-temas modelini incelemişlerdir. Çalışma sonucunda elde edilen bulguların triboloji, havacılık, kaplama vb. alanlarda potansiyel uygulamaları olan yeni derecelendirilmiş malzemelerin tasarımı için faydalı olacağı görülmüştür.

Özşahin ve Taşkıner (2013) çalışmalarında, elastik bir yarım düzlem üzerine oturan elastik tabakanın temas problemini sürtünme etkilerini ihmal ederek ele almışlardır. Problem elastisite teorisi ve integral dönüşüm tekniği kullanılarak çözülmüştür. İki dış yük tabakaya üç rijit düz blok aracılığıyla uygulanmıştır. Çalışma sonucunda sürekli ve süreksiz temas durumlarına ilişkin sayısal sonuçlar sunulmuştur.

Çömez ve Erdöl (2013) çalışmalarında, homojen yarım düzleme bağlı bir tabaka için sürtünmeli temas problemini elastisite teorisine göre incelemişlerdir. Tabaka, tekil normal ve teğetsel kuvvetlere maruz kalan rijit silindirik bir panç tarafından bastırılmaktadır. Tabaka ile panç arasındaki sürtünme dikkate alınmıştır. Hem sürtünmeli hem de sürtünmesiz temas durumlarına ilişkin temas uzunlukları ve gerilmeleri, normal gerilmeler ve kayma gerilmeleri için sayısal sonuçlar verilmiştir.

P. Chen ve S. Chen (2013) çalışmalarında, rijit bir pançın rijit alt tabaka üzerindeki FD tabakaya temasını, temas sürtünmesi ile üretilen ısının sabit bir sürtünme katsayısı ile dikkate alındığı ve atalet etkilerinin ihmal edildiği kararlı durum düzlem şekil değiştirme termoelastisitesi çerçevesinde incelemişlerdir. Gerçek uygulamalar için güçlü aşınma direncine sahip yüzeylerin ve yeni derecelendirilmiş malzemelerin tasarımında yardımcı olacağı sonucuna varılmıştır.

El-Borgi vd. (2014) çalışmalarında, elastik FD bir tabaka ile homojen yarı uzay arasında, birbirlerine bastırıldıklarında oluşan sürtünmeli ayrılmalı düzlemsel temas problemini incelemişlerdir. Çalışmada, homojensizlik faktörünün ve sürtünme katsayısının temas gerilme dağılımı ve temas uzunluğu üzerindeki etkisini incelemek amaçlanmıştır.

Küçüksucu vd. (2014) çalışmalarında, kama şeklindeki bir panç ile temas halinde olan homojen ortotropik bir malzemenin sürtünmeli temas problemini ele almışlardır. Çalışmada, homojen ortotropik bir yarım düzlem üzerinde kayan rijit bir kama şeklindeki pançtan kaynaklanan temas mekaniği problemleri için bir çözüm yöntemi geliştirilmiştir. Yapılan parametrik analizlerde, sürtünme katsayısının ve ortotropi parametrelerinin gerilme dağılımları üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

Güler (2014) çalışmasında, ortotropik bir ortam üzerinde kayan rijit bir pançın sürtünmeli temas problemini ele almıştır. Temas alanında Coulomb sürtünme koşulunun geçerli olduğunu varsaymıştır. İki boyutlu yarım düzlem problemi, Fourier integral dönüşüm yöntemi kullanılarak formüle edilmiştir. Temas problemin analitik formülasyonu bilinmeyen temas gerilmeleri için ikinci türden bir Cauchy tipi singüler integral denkleme indirgenmiştir. Singüler integral denklem, Jacobi polinomları kullanılarak analitik olarak çözülmüştür. Sürtünme

katsayısının ve ortotrop malzeme parametrelerinin, temas gerilmelerinin dağılımı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu belirlenmiştir.

Yaylacı vd. (2014) çalışmalarında, elastik iki çeyrek düzleme oturan elastik iki tabaka için ayrılmalı temas problemini incelemişlerdir. Üst tabaka simetrik yayılı bir yük ile yüklenmiştir. Söz konusu temas problemi öncelikle analitik yöntemle çözülmüş, daha sonra sonlu elemanlar yöntemini esas alan ANSYS programı kullanılarak problemin çözümü gerçekleştirilmiştir. Analitik yöntemle elde edilen sonuçlar ile ANSYS sonuçların birbiri ile oldukça iyi bir uyum içerisinde olduğu görülmüştür.

Öner ve Birinci (2014) çalışmalarında, izotrop iki tabaka ve rijit blok arasındaki temas problemini kütle kuvvetinin etkisini hesaba katarak incelemişlerdir. Problemde alt tabaka herhangi bir bağlantı olmadan yarım düzlem üzerine oturtulmuşken, üst tabakaya tekil yük rijit panç aracılığıyla etki etmektedir. Temas uzunlukları, temas gerilmeleri, kritik yük faktörü ve kritik ayrılma uzaklığı çeşitli parametreler için elde edilmiştir.

Abhiash ve Murthy (2014) çalışmalarında, FD malzeme kaplı homojen elastik yarı uzay ile temas halindeki elastik pançların davranışını incelemişlerdir. Çalışmada sonlu elemanlar yöntemi karmaşık geometri, malzeme ve sınır koşullarını ele alma kabiliyeti nedeniyle kullanılmıştır. Farklı tipik yüzey profillerine sahip pançlar dikkate alınmış ve problem sadece normal yükleri dikkate alan iki boyutlu bir düzlem gerilme problemi olarak idealize edilmiştir.

Ma vd. (2014) çalışmalarında, FD manyeto-elektro-elastik malzemelerin rijit düz profilli veya silindirik profilli bir blok aracılığıyla yüklenen tabakalı yarım düzlemin iki boyutlu sürtünmesiz temas problemini incelemişlerdir. Fourier dönüşüm tekniği kullanılarak, temas problemi Cauchy tekil integral denklemlerine indirgenmiş ve daha sonra temas yüzeyindeki normal temas gerilmesi, elektrik yer değiştirmesi ve manyetik indüksiyonu belirlemek için sayısal olarak çözülmüştür.

Chidlow ve Teodorescu (2014) çalışmalarında, rijit bir panç tarafından normal ve teğetsel olarak yüklenen çok tabaka elastik bir cisim içeren iki boyutlu temas problemi için yarı analitik bir model önermişlerdir. Çalışmada, Coulomb sürtünmesi varsayımı kullanılmış ve malzeme derecelendirmesinin, kaplama/ara katman kalınlığının ve sürtünme katsayısının temas uzunluğu ve yüzey altı gerilme alanı üzerindeki etkileri ayrıntılı olarak incelenmiştir.

Öner vd. (2014) tarafından yapılan çalışmada, Winkler temele oturan iki elastik tabaka için ayrılmalı temas problemi analitik yöntem ve sonlu elemanlar yöntemi olmak üzere iki farklı yöntem kullanılarak ele alınmıştır. İlk olarak, problem doğrusal elastisite teorisi kullanılarak analitik olarak çözülmüştür. Daha sonra aynı problemi farklı bir şekilde çözmek için ANSYS

yazılımı ile problemin sonlu eleman modeli oluşturulmuş ve problemin sonlu eleman analizi gerçekleştirilmiştir. Her iki çözüm için de panç-üst tabaka, üst tabaka-alt tabaka ara yüzeylerindeki temas uzunlukları ve gerilmeleri elde edilmiş ve sonlu elemanlar yönteminin analitik yöntemle iyi bir uyum gösterdiği görülmüştür.

Mao vd. (2014) çalışmalarında, pertürbasyon yöntemini kullanarak FD bir tabaka ile homojen bir yarım düzlemin termoelastik temas instabilitesini araştırmışlardır. Katman kalınlığı, Gradyan indeksi ve malzeme kombinasyonunun kritik ısı akısı üzerindeki etkileri parametrik bir çalışma ile ayrıntılı olarak tartışılmıştır. Elde edilen sonuçlar, termoelastik stabilite davranışının FD tabakanın gradyan indeksinin ayarlanmasıyla değiştirilebileceğini göstermiştir.

Öner vd. (2015) tarafından yapılan çalışmada, Winkler temele oturan izotop iki tabaka için temas probleminin sürekli ve süreksiz durumları sonlu elemanlar yöntemi ve analitik yöntem kullanılarak analiz edilmiştir. Kütle kuvvetleri sadece tabakalar için dikkate alınmıştır. İlk olarak, problem elastisite teorisi ve integral dönüşüm teknikleri kullanılarak analitik olarak çözülmüştür. Daha sonra, problemin sonlu eleman analizi ANSYS yazılım programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Analitik sonuçlar sonlu eleman sonuçları ile karşılaştırılarak doğrulanmıştır.

Karabulut vd. (2015) çalışmalarında, yarım düzlem üzerine yerleştirilmiş ve rijit iki düz blok aracılığıyla yüklenmiş bir tabakanın simetrik ayrılmalı temas problemini elastisite teorisi esasına göre araştırmışlardır. Problemi çözmek için sınır şartları ve integral dönüşüm teknikleri kullanılarak bir integral denklem sistemi oluşturulmuştur. Sonuç olarak temas uzunluklarına ve temas gerilmelerine ait sayısal değerler normalize edilmiş çeşitli büyüklükler için belirlenmiştir.

Birinci vd. (2015) tarafından yapılan çalışmada, Winkler temele oturan iki izotrop tabaka için temas probleminin sürekli ve süreksiz durumları sonlu elemanlar yöntemi ve analitik yöntem kullanılarak incelenmiştir. İlk olarak, problem elastisite teorisi ve integral dönüşüm teknikleri kullanılarak analitik olarak çözülmüştür. Daha sonra, problemin sonlu eleman analizi ANSYS yazılım programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Analitik sonuçlar sonlu eleman sonuçları ile karşılaştırılarak doğrulanmıştır.

Balcı vd. (2015) çalışmalarında, homojen izotrop yarım düzlem üzerinde kayan düz rijit bir panç arasındaki termoelastik temas problemini incelemişlerdir. Kayan panç nedeniyle ortaya çıkacak sürtünme sebebiyle ısıyı dikkate almışlardır. Sonlu elemanlar analizini kullanarak bir iteratif kod geliştirmişler ve uygulamışlardır. Homojen izotrop yarım düzlem ile pançın temasında kararlı durum için sonuçlar elde etmişlerdir. Ayrıca, sıcaklık dağılımları ve temas gerilmesi için karşılaştırmalı bir çalışma yapmışlardır.

Çömez (2015) tarafından yapılan çalışmada, rijit silindirik bir pançın FD bir tabaka ile temas ettiği hareketli temas problemi incelenmiştir. Panç, sınırdaki sabit bir ses altı hızında hareket etmektedir ve tekil normal kuvvete maruzdur. Temas uzunluğu, temas gerilmesi ve normal gerilmeler için sayısal sonuçlar sunulmuştur. Çalışma elastisite modülü ve yoğunluk değişiminin aynı fonksiyona sahip olduğu sınırlı bir alanda gerçekleştirilmiştir.

Yan ve Li (2015) çalışmalarında, FD bir tabaka ile elastik bir tabakanın birbirine bastırılması durumunda ortaya çıkan düzlem ayrılmalı temas problemini incelemişlerdir. FD tabakanın izotrop olduğu ve bu tabakanın kayma modülünün kalınlık yönü boyunca üstel fonksiyona bağlı olarak değiştiği varsayılmıştır. Temas uzunlukları ve temas gerilmeleri için sayısal sonuçlar normalize edilmiş büyüklükler için sunulmuştur.

Chen vd. (2015) çalışmalarında, kayma modülü keyfi bir yönde üstel bir gradyana göre değişen bir yarım düzlem üzerindeki rijit bloğun sürtünmeli temas problemini irdelemişlerdir. Temas gerilmesi ve düzlem içi gerilmenin yanı sıra her iki temas kenarı yakınındaki gerilme tekilliği ve gerilme şiddet faktörü elde edilmiş ve bunlar farklı gradyan yönelim açıları, homojensizlik parametreleri ve sürtünme katsayıları için ayrıca analiz edilmiştir. Elde edilen tüm sonuçların, aşınma direnci yüksek yüzeylerin tasarımında ve doğadaki derecelendirilmiş malzemelerin mekanik mekanizmasının anlaşılmasında yardımcı olacağı vurgulanmıştır.

Küçüksucu vd. (2015) çalışmalarında, kayan temas koşulları altında FD ortotrop malzemelerde çatlak başlangıcını araştırmışlardır. Bu kapsamda FD ortotrop yarım düzlem ile keyfi bir profile sahip rijit bir panç arasındaki iki boyutlu kayma teması problemini ele almışlardır. Problem düzlem gerilme veya genelleştirilmiş düzlem gerilme koşulları altında formüle edilmiştir.

Turan vd. (2016) tarafından yapılan çalışmada, homojen elastik alt tabaka üzerine oturan FD elastik bir tabaka eksenel simetrik statik yükleme altında transfer matrisi metoduyla ele alınmıştır. Gerilmeler ve yer değiştirmeler için sayısal sonuçlar elde edilmiştir. Elde edilen bu sonuçlar sonlu elemanlar ve elastisite teorisi çözümleri ile karşılaştırılmıştır. Çalışmanın sonuçlarına göre, kullanılan yaklaşımın FD malzemelerin elasto-statik problemleri için doğru ve etkili olduğu görülmüştür.

Balcı vd. (2017) çalışmalarında, FD bir kaplama ve homojen bir alt tabaka içeren sistemin termoelastik temas problemini incelemişlerdir. Çalışmada geliştirilen yöntem, temas bölgesi ısı akısı değerlerinde yakınsama gözlenene kadar devam eden iterasyonlara dayanmaktadır. Sunulan sonuçlar, çeşitli geometrik parametrelerin ve malzeme parametrelerinin yüzey altı gerilmeler üzerindeki etkilerini göstermiştir.

Adıyaman vd. (2016) çalışmalarında, FD tabaka çeyrek düzlemlere bastırılması durumunda FD izotrop bir tabaka ile iki homojen çeyrek düzlem arasındaki sürtünmesiz ayrılmalı temas problemini ele almışlardır. Tabakanın üst kısmı sonlu bir segment üzerinde normal çekme kuvvetlerine maruz bırakılmıştır. Malzeme homojensizlik parametresinin temas uzunluğu ve temas gerilmesi üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Küçüksucu ve Güler (2016) tarafından yapılan çalışmada, yarı dairesel bir panç ile girintili homojen ortotrop malzemeler için sürtünmeli kayma teması problemine analitik bir çözüm geliştirilmiştir. Çözümde karma sınır değer problemi, Fourier dönüşümü tekniği kullanılarak ikinci türden bir Fredholm integral denklemine indirgenmiştir. Tekil integral denklem, bilinmeyen yüzey temas gerilmeleri için Jacobi Polinomları kullanılarak analitik olarak çözülmüştür. Sayısal sonuçlar, sürtünme katsayısının ve ortotrop malzeme parametrelerinin, yüke karşı temas uzunluğu davranışı ve temas gerilme dağılımı üzerindeki etkisini göstermiştir.

Su vd. (2016) çalışmalarında, düz dairesel, küresel ve konik olmak üzere üç tipik rijit pança maruz kalan FD piezoelektrik tabakalı bir yarım uzayın eksenel simetrik sürtünmesiz temasını incelemişlerdir. Hankel integral dönüşüm tekniği kullanılarak, problem birinci türden bir dizi tekil integral denkleme indirgenmiştir. Bu denklemler daha sonra ayrıklaştırılmış ve bilinmeyen normal temas gerilmesini ve elektrik yükünü belirlemek için sayısal olarak çözülmüştür. Panç geometrisinin ve Gradyan indeksinin yüzey elektro-mekanik temas davranışları üzerindeki etkileri ayrıntılı olarak tartışılmıştır.

Arslan (2016) çalışmasında, yarı-sonsuz izotrop homojen alt tabakaya yapışık FD ortotrop kaplamanın temas mekaniğini araştırmıştır. Çalışmada analitik ve hesaplamalı yöntemler kullanılmıştır. Geliştirilen analitik yöntemde farklı yüzey profillerine sahip rijit pançlar ile FD ortotrop kaplama yüzeyi arasındaki sürtünmeli temas düzlem gerilme varsayımıyla incelenmiştir. Daha sonra hesaplamalı yöntemde farklı yüzey profillerine sahip rijit pançlar ile FD ortotrop kaplama yüzeyi arasındaki sürtünmeli temas sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak ele alınmıştır. Her iki yöntemin farklı panç profilleri için elde edilen sonuçları karşılaştırarak yöntemlerin doğruluğu kanıtlanmıştır.

Patra vd. (2016) tarafından yapılan çalışmada, enine izotrop elastik bir tabaka ile rijit bir panç arasındaki sürtünmesiz temas problemi incelenmiştir. Rijit pançın uygulanan tekil bir yük tarafından tabakaya doğru bastırıldığı ve eksenel simetrik olduğu varsayılmıştır. Uygulanan dış yük ile temas alanı arasındaki ilişki, matematiksel olarak formüle edilen problemin farklı mertebeden Hankel dönüşümü kullanılarak çözülmesiyle elde edilmiştir. Uygulanan yük ile

temas alanı arasındaki ilişki ve pançın yüzeydeki normal gerilme dağılımı üzerindeki etkisi grafiksel olarak gösterilmiştir.

Çömez vd. (2016) çalışmalarında, rijit silindirik profil bir panç vasıtasıyla yüklenen ve arayüzeyde uyumsuz malzeme özelliklerine sahip iki FD tabakanın ayrılmalı sürtünmesiz temas problemini düzlem şekil değiştirme hali için ele almışlardır. Arayüzey malzeme özelliği uyumsuzluğunun ve malzeme homojenliği parametrelerinin temas bölgelerinin boyutu ve temas gerilmesi üzerindeki etkisini incelemişlerdir.

Sarıkaya ve Dağ (2016) çalışmalarında, rijit bir düz panç ile sürtünmeli temasa maruz kalan ortotrop elastik bir ortamdaki yüzey çatlağının birleşik problemini çözebilen analitik bir yöntem sunmuşlardır. Yüzey çatlağı ve düz panç arasındaki karşılıklı etkiler, tamamen birleşik bir formülasyon oluşturularak hesaba katılmıştır. Yer değiştirme bileşenlerini içeren kısmi diferansiyel denklemler ortotropik elastisite düzlem teorisine uygun olarak türetilmiştir. Mod I ve II çatlak problemlerine ve temas problemine karşılık gelen genel çözümler Fourier dönüşüm teknikleri kullanılarak elde edilmiştir.

Elloumi vd. (2016) çalışmalarında, FD manyeto-elektro-elastik bir malzeme ile manyeto-elektromekanik yüklere maruz kalan mükemmel iletken özelliğe sahip rijit bir blok arasındaki sürtünmeli kayma temas problemini araştırmışlardır. Dairesel ve düz panç profilleri için sürtünme katsayısının, homojensizlik parametresinin ve elastik, elektrik ve manyetik katsayıların elektrik yer değiştirme, yüzey temas gerilmesi ve manyetik indüksiyon dağılımları üzerindeki etkisini incelemişlerdir.

Öner (2017) tarafından yapılan çalışmada, yarım düzleme oturan FD tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemleri elastisite teorisi kullanılarak çözülmüştür. Dış yük rijit panç aracılığıyla tabakaya etki etmektedir. FD tabakanın kütle kuvveti dikkate alınmıştır. Temas uzunlukları, temas gerilmeleri, normal gerilmeler, kayma gerilmeleri, kritik yük faktörü, kritik ayrılma mesafesi, ayrılmanın başlangıç-bitiş koordinatları ve ayrılma bölgesinin uzunluğu normalize edilmiş çeşitli parametreler için elde edilmiştir.

El-Borgi ve Çömez (2017) çalışmalarında, rijit bir panç tarafından birbirlerine bastırıldıklarında, homojen bir yarı-uzay ile FD bir tabaka arasında, sürtünmeli doğrusal olmayan düzlem temas problemini ele almışlardır. FD tabakayı modellemek için homojen olmayan izotrop bir gerilme-şekil değiştirme kanunu kullanmışlardır. Temas bölgelerindeki sürtünme katsayısının, FD tabakanın homojensizlik parametresinin ve panç profilinin yarıçapının temas uzunlukları ve gerilmeleri üzerindeki etkisini araştırmışlardır.

Adıyaman vd. (2017) çalışmalarında, rijit bir temel üzerine oturan FD bir tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemi ele almışlardır. FD tabaka ile temel arasındaki ayrılma mesafesi ve temas gerilmeleri çeşitli malzeme özellikleri ve yüklemeler için analiz edilmiştir. Tabakanın üst kısmında azalan rijitlik ve yoğunluğun hem sürekli temas durumunda kritik yükte hem de süreksiz temas durumunda ayrılma mesafesinde artışa neden olduğu görülmüştür.

Çömez (2017) tarafından yapılan çalışmada, elastik bir tabaka ve rijit silindirik bir panç için sürtünmeli hareketli temas problemi incelenmiştir. Panç, tekil teğetsel ve normal kuvvete maruz kalmakta ve sınır üzerinde sabit bir ses altı hız ile hareket etmektedir. Sonuçlar, bağlı hareket hızının artan değerleriyle birlikte, tabaka ile hareketli panç arasındaki temas gerilmesinin azaldığını, temas uzunluğunun ise arttığını göstermiştir.

Güler vd. (2017) çalışmalarında, FD ortotrop bir ortam üzerindeki silindirik bir pançın düzlem sürtünmeli temas problemini incelemişlerdir. Temas gerilmelerini elde etmek için hem analitik hem de hesaplamalı yöntemler geliştirmişlerdir. Çalışmanın sonuçlarının, temas eden bileşenlerin aşınma direnci üzerinde büyük etkisi olan temas gerilmelerinin belirlenmesinde triboloji mühendislerine yol gösterebileceğini belirtmişlerdir.

Alinia ve Güler (2017) çalışmalarında, ortotrop malzemeler için tam bağlı kayma temas problemlerini ele almışlardır. Problem Fourier dönüşümü yöntemi ile formüle edilmiştir. Çözümde ortaya çıkan tekil integral denklemler, düzlem şekil değiştirme koşulları altında hem silindirik hem de düz pançlar için sayısal olarak çözülmüştür. Malzeme ortotropi parametresinin yanı sıra sürtünme katsayısının temas gerilmeleri ve gerilme şiddet faktörleri üzerindeki etkisini araştırmak için kapsamlı bir parametrik çalışma yürütülmüştür.

Alinia vd. (2017) çalışmalarında, ortotrop bir yarım düzlem ile rijit bir silindir arasındaki iki boyutlu yuvarlanma temas problemini incelemişlerdir. İntegral denklemler Goodman yaklaşımı kullanılarak ayrıştırılmış ve ardından sayısal olarak çözülmüştür. Sürtünme katsayısının ve ortotrop malzeme parametrelerinin ortotrop bir ortam için yuvarlanma temas özellikleri ve temas gerilmeleri üzerindeki etkisi vurgulanmıştır.

Çömez ve Güler (2017) çalışmalarında, rijit silindirik bir panç ve FD bir çift tabaka için düzlem temas problemini incelemişlerdir. Teğetsel ve normal kuvvetler üst tabakaya rijit silindirik bir panç ile uygulanmış, tabakalar birbirine ve alt tabaka rijit temele tamamen bağlanmıştır. Tabakaların yüksekliği, malzeme homojensizliği, ara yüzeydeki malzeme özelliklerindeki uyumsuzluk, sürtünme katsayısı ve temas uzunluğu gibi çeşitli geometrik ve fiziksel parametrelerin düzlem içi gerilme ve temas gerilmesi üzerindeki etkisi ayrıntılı olarak incelenmiştir.

Su vd. (2018) çalışmalarında, FD piezoelektrik kaplı bir yarım düzlem ile rijit iletken silindirik bir panç arasındaki kayma sürtünme temasını çözmek için bir yöntem sunmuşlardır. Panç için sabit bir yüzey elektrik potansiyeli ve sürtünmenin Coulomb tipinde olduğu varsayılmıştır. Gradyan indeksinin ve sürtünme katsayısının yüzey elektro-mekanik alanları üzerindeki etkileri tartışılmıştır.

Polat vd. (2018) tarafından yapılan çalışmada, iki farklı panç ile bastırılan ve elastik yarım düzleme oturan FD tabakanın sürekli temas problemi araştırılmıştır. Elastik yarı sonsuz düzlemin homojen-izotrop olduğu ve tüm yüzeylerin sürtünmesiz-sürekli olduğu varsayılmıştır. FD tabakanın kayma modülü ve kütle yoğunluğunun kalınlık yönü boyunca üstel olarak değiştiği varsayımına göre çözüm gerçekleştirilmiştir.

Arslan ve Dağ (2018) tarafından yapılan çalışmada, izotrop bir alt tabakaya tam olarak bağlı sonlu kalınlığa sahip ortotrop derecelendirilmiş kaplamanın kayan temas problemi için sonlu elemanlar ve tekil integral denklem yöntemleri geliştirilmiştir. Tekil integral denklem ve sonlu elemanlar yöntemleriyle elde edilen temas gerilmelerinin karşılaştırmaları, bu iki ayrı tekniğin bulgularının mükemmel bir uyum içinde olduğunu göstermiştir. Bağlı kaplama kalınlığı, homojenlik sabitleri, ortotropi derecesi ve sürtünme katsayısının kaplama-alt tabaka sisteminin temas davranışı üzerindeki etkileri değerlendirilmiştir.

Balcı ve Dağ (2018) çalışmalarında, sabit hızla hareket eden rijit bir panç tarafından bastırılan elastik kaplamaların dinamik sürtünme temasının genel bir teorisini sunmuşlardır. Fourier ve Galilean dönüşümleri uygulanmak suretiyle elastodinamiğin temel denklemleri çözülmüştür. Geliştirilen prosedürler, mevcut hesaplama ve analitik sonuçlarla yapılan karşılaştırmalarla doğrulanmıştır. Sürtünmenin, malzeme ve geometrik parametrelerin ve panç hızının temas gerilmeleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

Çömez ve Yılmaz (2018) tarafından yapılan çalışmada, monoklinik malzeme özelliğine sahip bir yarım düzlemin sürtünmeli temas problemi doğrusal elastisite teorisi çerçevesinde ele alınmıştır. Monoklinik yarım düzlem, hem normal hem de teğetsel yükleri ileten rijit bir silindirik panç tarafından bastırılmaktadır. Panç yarıçapının, dış yükün, sürtünme katsayısının, malzeme tipinin ve fiber açısının düzlem içi gerilme ve temas gerilmesi üzerindeki etkisi sunulmuştur.

Çömez vd. (2018) çalışmalarında, iki çeyrek düzlem üzerine oturan FD bir tabaka için doğrusal elastisite teorisini kullanarak ayrılmalı temas problemini incelemişlerdir. Tabaka-panç arayüzündeki ve tabaka-alt tabaka arayüzündeki temasın sürtünmesiz olduğu ve temas bölgeleri boyunca yalnızca normal çekme gerilmelerin iletilebileceği varsayılmıştır. Panç yarıçapının,

çeyrek düzlemler arasındaki mesafenin ve malzeme homojenliğinin keskin kenarlardaki gerilme şiddet faktörleri ve temas uzunlukları-gerilmeleri üzerindeki etkileri gösterilmiştir.

Adıyaman vd. (2018) çalışmalarında, rijit temel üzerine oturan tabakalı ortamın ayrılmalı temas probleminin genel çözümünü ele almışlardır. Tabakalı ortam, farklı malzeme özelliklerine ve yüksekliklere sahip N adet homojen tabakadan oluşmaktadır. Kullanıcı tarafından verilen problemi herhangi bir geometri ve yükleme ile çözmek için Matlab’de bir program yazılmıştır. Program literatürden iki çalışma ile test edilmiş ve sonuçların uyumlu olduğu görülmüştür.

Alinia vd. (2018) çalışmalarında, ortotrop bir kaplama/alt tabaka sisteminin kayan temas problemini ele almışlardır. Rijit silindirik veya düz bir panç aracılığıyla kaplama/alt tabaka sistemi yüklenmiştir. Uygulanan yükün sabit bir değeri için sonuçlar, rijitlik oranı ve kayma parametresinin yüzey gerilme bileşenleri üzerinde etkin Poisson oranından daha belirgin bir etkiye sahip olduğunu göstermiştir. Ayrıca, düz pançın keskin kenarlarındaki gerilme şiddet faktörünün, kaplama alt tabakaya göre yumuşadıkça ve/veya kaplama kalınlığı azaldıkça azaldığı belirlenmiştir.

Yılmaz vd. (2019) çalışmalarında, homojen ortotrop kaplama-izotrop alt tabaka sistemi için temas problemini incelemişlerdir. Rijit panç, alt yüzeyi homojen bir izotrop alt tabakaya bağlı olan ortotrop kaplama üzerinde kaymaktadır. Alt tabakanın alt yüzeyi zemine sabitlenmiştir. Çalışma sonuçlarının, triboloji mühendislerinin kaplama-alt tabaka sistemlerinin deformasyon özelliklerini anlamalarına ve kayan yüzeylerin sürtünme ve aşınma mekanizmaları hakkındaki bilgilerini geliştirmelerine yardımcı olacağı belirtilmiştir.

Abanoz vd. (2019) çalışmalarında, FD bir tabaka için sürtünmesiz temas problemini ele almışlardır. FD tabaka rijit bir panç ile yüke maruz bırakılmış ve rijit bir temel üzerine bağlanmıştır. FD tabakanın homojensizlik parametresinin temas uzunlukları ve gerilmeleri üzerindeki etkisini araştırmışlardır.

Çömez (2019), rijit bir alt tabaka üzerinde yer alan FD bir tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemleri için temel formülasyonu süperpozisyon tekniğini kullanmadan elde etmiştir. Çalışma sonucunda kritik yük faktörü, ilk ayrılma mesafesi, süreksiz temasta ayrılma bölgesi, panç altındaki temas uzunluğu, tabaka-panç ve tabaka-alt tabaka arasındaki temas gerilme dağılımları için sayısal sonuçlar verilmiştir.

Yıldırım vd. (2019) çalışmalarında, silindirik bir panç ile yüklenen ortotrop bir çift tabaka için çift sürtünmeli ayrılmalı temas problemini araştırmışlardır. Analitik çözümün doğruluğunu kontrol etmek ve ortaya çıkan gerilme yayılışlarını ve temas sınırlarını

karşılaştırmak için, artırılmış Lagrange temas algoritması ile sayısal olarak verimli bir sonlu elemanlar yöntemi kullanılmıştır.

Çömez (2019) tarafından yapılan çalışmada, rijit hareketli silindirik bir panç tarafından bastırılan ortotrop bir tabakanın sürtünmeli temas problemi ele alınmıştır. Tabaka rijit temele tamamen bağlıdır. Dış ve teğetsel kuvvetler rijit panç aracılığıyla uygulanmıştır. Cam-Epoksi ve Bor-Alüminyum olmak üzere iki malzeme tipi seçilmiş ve panç yarıçapının, sürtünme katsayısının ve hareket hızının düzlem içi gerilme, temas gerilmesi ve uzunluğu üzerindeki etkisi analiz edilmiştir.

Çömez vd. (2019) çalışmalarında, rijit silindirik bir panç tarafından yüklenen homojen ortotrop bir tabaka için temas problemini ele almışlardır. Rijit silindirik panç, alt yüzeyi her yönde zemine sabitlenmiş temas eden ortam üzerinde kaymaktadır. Çalışmada analitik formülasyona ek olarak, bir sonlu elemanlar yöntemi çalışması da yapılmıştır. Sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlar analitik formülasyon kullanılarak bulunan sonuçlarla karşılaştırılmıştır.

Yılmaz vd. (2019) tarafından yapılan çalışmada, rijit silindirik bir panç ile monoklinik bir kaplama/izotrop alt tabaka sistemi arasındaki kayma sürtünmesi teması, analitik bir formülasyon ve sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak incelenmiştir. Elde edilen sonuçlara göre, analitik formülasyon ve sonlu elemanlar yöntemi sonuçlarının uyumlu olduğu görülmüştür.

Balcı ve Dağ (2019) çalışmalarında, FD bir kaplama ile rijit hareketli silindirik bir panç arasındaki dinamik sürtünmeli temas problemini araştırmak için geliştirdikleri analitik bir yöntemi sunmuşlardır. Galilean ve Fourier dönüşümleri uygulanmak suretiyle elastodinamiğin kısmi diferansiyel denklemleri analitik olarak çözülmüştür. Geliştirilen çözüm prosedürleri, literatürde mevcut olan sonuçlarla yapılan karşılaştırmalarla doğrulanmıştır. Sunulan parametrik analizler, malzeme homojensizliği, sürtünme katsayısı, panç hızı ve geometrik parametrelerin temas gerilmeleri üzerindeki etkilerini göstermiştir.

Lopes ve Hills (2019) çalışmalarında, tekil bir kuvvet tarafından bir yarım uzaya bastırılan yarı sonsuz bir tabakanın ayrılmalı temas problemini çözmüşlerdir. Tabaka yüzeyleri ile yarım uzay arasındaki sürtünme davranışı Coulomb sürtünmesi ile modellenmiştir. Problem tamamen arayüzeyler arasındaki sürtünme katsayısı ile karakterize edilmiştir. Temas uzunluğunun yükten bağımsız olduğu, ara yüzey gerilmelerinin ise uygulanan yük ile orantılı olduğu gösterilmiştir.

Yılmaz vd. (2019) çalışmalarında, rijit silindirik bir panç ile FD ortotrop kaplama-alt tabaka sistemi için kayan temas problemini ele almışlardır. FD ortotrop kaplama, sonlu

kalınlığa sahip izotrop bir alt tabakaya yapışık olarak modellenmiştir ve düzlem şekil değiştirme koşulları altında kayan rijit silindirik bir panç ile yüklenmiştir. Malzeme ortotropisi için beş farklı gerçek ortotrop malzeme kullanılmış ve her bir asal doğrultunun rijitlik katsayıları ayrı ayrı derecelendirilmiştir. Çalışmada parametrik bir sonlu eleman analizi de gerçekleştirilmiştir. Sonlu elemanlar analizinden elde edilen normalize edilmiş yüzey gerilme dağılımları ve normalize edilmiş temas uzunlukları, tekil integral denklem yaklaşımından elde edilen sonuçlarla doğrulanmıştır.

Hou vd. (2019) çalışmalarında, enine izotrop malzemenin üç boyutlu genel çözümlerine dayanarak, eğik dairesel düz panç teması altında enine izotrop kaplamalı yapının üç boyutlu çözümlerini türetmişlerdir. Çözümler, sürtünmesiz ve sürtünmeli temas olmak üzere iki durumda elde edilmiştir. Sayısal sonuçlar, bu yöntemin yüksek verimlilik, yüksek doğruluk, iyi yakınsama ve yüksek kararlılığa sahip olduğunu göstermiştir.

Yaylacı vd. (2020) çalışmalarında, rijit bir temel üzerine oturan FD tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemlerini ele almışlardır. Problem öncelikle analitik olarak çözülmüş ve sonuçlar sonlu elemanlar çözümünden elde edilen sonuçlarla doğrulanmıştır. Analitik çözümde FD tabakaya ait gerilme ve yer değiştirme bileşenleri Fourier integral dönüşümü yardımıyla elde edilmiştir. Problemin sonlu elemanlar çözümü ANSYS yazılım programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sonuçların uyumluluğu tartışılmıştır.

Birinci ve Eyüboğlu (2020) çalışmalarında, Winkler temeli üzerine oturan biri FD olan elastik iki tabakanın düzlem ayrılmalı temas problemini ele almışlardır. FD tabaka, izotrop gerilme-şekil değiştirme yasasına sahip homojen olmayan bir ortam olarak modellenmiştir. Yerçekimi kuvvetlerinin etkisi ihmal edilmiştir. Homojensizlik parametresinin, Winkler temelinin elastik yay sabitinin, uygulanan yükün büyüklüğünün, rijit silindirik pançın yarıçapının ve malzeme özelliklerinin temas uzunlukları ve gerilmeleri üzerindeki etkisi analiz edilmiştir.

Kaya vd. (2020) çalışmalarında, rijit bir düzlem üzerine oturan, iki rijit düz pançla yüklenen, iki tabakanın sürekli temas problemini analitik ve sonlu elemanlar yöntemleriyle çözmüşlerdir. Problemin analitik çözümünde sınır koşullarında gerilme ve yer değiştirme ifadeleri yerine konularak problem, temas gerilmelerinin bilinmeyen fonksiyonlar olduğu tekil integral denklemlere indirgenmiştir. Bu tekil integral denklemler Gauss-Chebyshev entegrasyon formülleri kullanılarak sayısal olarak çözülmüştür. Problemin iki boyutlu sonlu elemanlar analizi ANSYS paket programı kullanılarak yapılmıştır. Sonuçlar karşılaştırmalı olarak grafik ve tablolar halinde sunulmuştur.

Çömez (2020) çalışmasında, FD monoklinik tabakanın sürtünmeli temas problemini lineer elastisite teorisine göre incelemiştir. FD monoklinik tabaka, hem teğetsel hem de normal tekil yükleri ileten rijit silindirik bir panç ile yüklenmiştir. Panç yarıçapının, malzeme homojensizliğinin, sürtünme katsayısının, fiber açısının, dış yükün ve malzeme tipinin düzlem içi gerilme ve temas uzunluğu-gerilmesi üzerindeki etkisi çalışma sonunda sunulmuştur.

Çömez vd. (2020) çalışmalarında, homojen bir tabaka ile elektriği ileten rijit düz bir panç arasındaki sürtünmesiz sürekli ve süreksiz temas problemlerini ele almışlardır. Çalışmada tabakanın kütle kuvveti dikkate alınarak çözüm gerçekleştirilmiştir.

Çömez vd. (2020) çalışmalarında, homojen tabaka ile kaplanmış bir yarım düzlem ile FD bir tabaka arasındaki sürtünmeli ayrılmalı temas problemini, bu sistem rijit silindirik bir panç ile bastırılması durumunda araştırmışlardır. Homojen tabakanın eklenmesiyle temas gerilmelerinin ve temas alanlarının kontrol edilebileceği sonucuna varılmıştır.

Öner ve Birinci (2020) tarafından yapılan çalışmada, rijit bir blok vasıtasıyla tekil yük ile simetrik olarak yüklenen FD bir tabaka ile homojen bir yarı uzay arasındaki süreksiz temas problemi, elastisite teorisi ve integral dönüşüm teknikleri kullanılarak çözülmüştür. Normalize edilmiş çeşitli büyüklükler için gerilme dağılımları, ayrılma bölgesinin başlangıç-bitiş noktaları ve FD tabaka ile homojen yarı uzay arasındaki ayrılma yer değiştirmeleri elde edilmiştir.

Toktaş ve Dağ (2020) çalışmalarında, temas yüklemesine maruz ortotrop bir ortamda eğimli yüzey çatlaklarının analizi için analitik yöntemler sunmuşlardır. Temas ve çatlak problemleri Fourier dönüşüm teknikleri kullanılarak ayrı ayrı formüle edilmiştir. Temas problemi, ortotrop bir yarı düzlem üzerine baskı yapan rijit düz bir pançtan oluşmaktadır ve ikinci türden tekil bir integral denkleme indirgenmiştir. Tamamen kapalı, kısmen kapalı ve tamamen açık olmak üzere üç farklı çatlak konfigürasyonu dikkate alınmıştır. Malzeme ortotropisi, çatlak yüzü ve temas yüzeyi sürtünme katsayıları, çatlak eğim açısı ve bağlı panç konumu gibi faktörlerin çatlak kapanma derecesi, çatlak yüzü temas gerilmeleri ve Mod I-II gerilme şiddet faktörleri üzerindeki etkileri gösterilmiştir.

Song vd. (2020) çalışmalarında, piezoelektrik yarım düzlemin rijit düz ve silindirik pançlar altındaki iki boyutlu sürtünmesiz temas problemini incelemişlerdir. Normal temas gerilmesi, düzlem içi gerilmeler ve düzlem içi elektriksel yer değiştirme üzerindeki yüzey etkisi ayrıntılı olarak araştırılmıştır. Mikro/nano ölçekte piezoelektrik malzemelerin temas davranışları üzerinde yüzey etkisinin önemli bir rol oynadığı belirlenmiştir.

Yaylacı vd. (2021) çalışmalarında, düzgün yayılı yük ile yüklenen FD bir tabaka ile homojen yarım düzlem arasındaki sürekli ve süreksiz temas problemlerini analitik bir yöntem

ve sonlu elemanlar yöntemini kullanarak incelemişlerdir. Öncelikle problemin sürekli ve süreksiz temas durumları için analitik bir çözüm gerçekleştirilmiştir. Daha sonra sonlu elemanlar yöntemi tabanlı ANSYS paket programı kullanılarak problemin modellenmesi ve iki boyutlu analizi yapılmıştır. Analitik formülasyondan elde edilen sonuçların sonlu elemanlar yöntemi sonuçlarıyla mükemmel bir uyum içinde olduğu görülmüştür.

Çömez ve Güler (2021) çalışmalarında, kayan rijit silindirik bir pançın etkisi altında izotrop bir yarım düzleme bağlanan ortotrop tabaka için sürtünmeli hareketli temas problemini ele almışlardır. Problemin sınır koşulları, tabakanın yüzeyinde yanal yönde sabit bir hızla hareket eden silindirik bir panç ile tabakaya uygulanan teğetsel ve normal kuvvetleri içermektedir. Çalışmada temas uzunlukları-gerilmeleri için sayısal sonuçlar sunulmuştur.

El-Borgi vd. (2021) çalışmalarında, FD piezoelektrik bir tabaka ile homojen piezoelektrik bir alt tabaka arasındaki ayrılmalı temas problemini ele almışlardır. Malzeme derecelendirmesinin temas gerilmesi, elektrik yükü dağılımı ve temas uzunluğu üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Homojensizlik parametresinin temas gerilmesi ve temas arayüzündeki elektrik yükü dağılımı üzerinde güçlü bir etkiye sahip olduğu belirlenmiştir. +z yönünde daha yumuşak bir FD piezoelektrik tabakanın daha küçük temas gerilmesi ve elektriksel yer değiştirme doğuracağı sonucuna varılmıştır.

Yaylacı vd. (2021) çalışmalarında, sürtünmesiz ayrılmalı temas problemini analiz etmek için analitik yöntem, sonlu elemanlar yöntemi ve çok katmanlı algılayıcı gibi farklı yöntemlerin karşılaştırmalı bir çalışmasını sunmuşlardır. Problem Winkler temele mesnetlenmiş iki tabakadan oluşmaktadır. Araştırmacılar analitik yöntem, sonlu elemanlar yöntemi ve çok katmanlı algılayıcı gibi üç farklı yöntemle elde edilen sonuçların birbiriyle son derece uyumlu olduğunu gözlemlemişlerdir.

Liu vd. (2021) çalışmalarında, FD kaplamalı yarı uzayın eksenel simetrik termoelastik temasını araştırmışlardır. Çalışmada rijit yalıtımlı bir panç, FD kaplamanın yüzeyinde sabit bir açısal hızla dönmektedir. Açısal hızın, kaplama kalınlığının, gradyan indeksinin, sürtünme katsayısının ve panç geometrisinin yüzey termoelastik temas özellikleri üzerindeki etkileri araştırmacılar tarafından detaylı olarak tartışılmıştır.

Öner (2021) çalışmasında, FD bir kaplama ile ortotrop bir alt tabaka arasındaki sürtünmesiz temas problemini araştırmak için yarı analitik bir yöntem sunmuştur. Çalışmada ortotrop alt tabaka tamamen rijit temele bağlanmıştır. Çözümde ortotrop alt tabakanın kütle kuvveti ihmal edilirken, FD kaplamanın kütle kuvveti dikkate alınmıştır. Geliştirilen çözüm prosedürleri literatürde mevcut sonuçlarla yapılan karşılaştırmalar yoluyla doğrulanmıştır.

Çömez ve Omurtag (2021), Pasternak temel modelini içeren temas mekaniği üzerine bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Çalışmanın kapsamını, doğrusal elastisite teorisinin sınırları dahilinde, Pasternak temeli üzerinde yer alan rijit bir panç ile FD ortotrop tabaka arasındaki sürtünmesiz düzlem temas problemi oluşturmaktadır. Dış yük, malzeme homojensizliği, panç yarıçapı, Pasternak temel parametreleri ve panç uzunluğunun tabakanın üst ve alt yüzeylerindeki düşey yer değiştirmeler, temas gerilmesi-uzunluğu, yüzey altı ve düzlem içi gerilmeler üzerindeki etkileri araştırmacılar tarafından sunulmuştur.

Çömez (2021) çalışmasında, elektriksel olarak iletken rijit silindirik bir panç ile piezoelektrik homojen bir yarım düzleme bağlanmış FD piezoelektrik tabaka arasındaki sürtünmeli hareketli temas problemini ele almıştır. Panç, ses altı sabit hız ile tabaka üzerinde yanal yönde hareket etmekte, teğetsel ve normal yükleri iletmektedir. Çalışma sonunda temas uzunluğu, temas gerilmesi ve elektrik yükü dağılımına ilişkin sayısal sonuçlar verilmiştir.

Öner (2021) çalışmasında, herhangi bir arayüz kusuru olmaksızın homojen izotrop bir alt tabakaya bağlanmayan homojen ortotrop bir kaplamanın ayrılmalı temas problemini araştırmıştır. Çalışmada izotrop alt tabaka Winkler temel üzerine oturmaktadır. Ortotrop malzeme özellikleri, panç yarıçapı, yük oranı, Winkler temel rijitliği gibi parametrelerin temas gerilmeleri ve uzunlukları üzerindeki etkisi araştırmacı tarafından analiz edilmiştir.

Cao vd. (2021) çalışmalarında, FD elastik bir tabaka ile rijit, düz kenarlı bir pançın yüklemesi altındaki ortotrop bir alt tabaka arasındaki sürtünmeli ayrılmalı temas problemini çözmüşlerdir. Problem ilk olarak yarı analitik olarak ele alınmıştır. Daha sonra yarı analitik çözümlerin doğruluğunu kanıtlamak için kademeli sonlu eleman modellemeleri uygulanmıştır. Araştırmacılar tarafından yapılan parametrik çalışmalar öncelikle sürtünme katsayısının, rijitlik ortotropisinin ve derecelendirmenin temas özellikleri üzerindeki etkilerine odaklanmıştır. FD tabaka ile ortotrop alt tabaka arasındaki girinti boyutu ve kalınlık oranının etkisi de araştırmacılar tarafından incelenmiştir. İki bağımsız yaklaşımdan temas gerilmeleri ve uzunlukları için elde edilen çözümler arasında makul uyumlar belirlenmiştir.

Çömez (2021) çalışmasında, rijit silindirik bir panç ile yarım düzlem üzerinde yer alan homojen bir tabaka arasındaki düzlemsel kararlı durum termoelastik ayrılmalı çift temas problemini araştırmıştır. Çalışmada sürtünmeye bağlı rijit yalıtımlı panç, tabaka üzerinde sabit bir hızla kaymaktadır ve sürtünme nedeniyle ısı akışı üretilmektedir. Dış yükün, sürtünme katsayısının, termoelastik parametrelerin, panç yarıçapının temas gerilmesi ve temas uzunlukları üzerindeki etkisi araştırmacı tarafından ayrıntılı olarak incelenmiştir.

Öner (2021) çalışmasında, rijit bir panç ile bastırılan ortotrop bir tabakanın iki boyutlu sürtünmesiz sürekli temas problemini çözmek için analitik bir yöntem sunmuştur. Probleme

ortotrop tabaka rijit bir temel üzerinde yer almaktadır ve tabakada düzlem şekil değiştirme ortotropisi hakimdir. Panç yarıçapının (silindirik panç durumunda), ortotrop malzeme parametrelerinin, uygulanan yükün ve panç uzunluğunun (düz panç durumunda) temas gerilme dağılımları, temas uzunluğu, ilk ayrılma yükü ve mesafesine etkisi araştırmacı tarafından tartışılmıştır.

Uzun Yaylacı vd. (2022) çalışmalarında, bir temas problemi için rijit panç altındaki temas gerilmeleri ve uzunluklarını, ilk ayrılma yüklerini ve ilk ayrılma mesafelerini belirlemek için elastisite teorisini ve yapay sinir ağlarını kullanmışlardır. Problem, rijit silindirik bir panç vasıtasıyla yüklenen ve yarı sonsuz bir düzlem üzerinde duran iki elastik sonsuz tabakadan oluşmaktadır. Problem öncelikle elastisite teorisi kullanılarak teorik olarak formüle edilmiş ve çözülmüştür. İkinci olarak, yapay sinir ağları temel alınarak problemin çözümü farklı bir yöntemle ele alınmıştır. İki farklı yöntemden elde edilen sonuçlar karşılaştırılarak aralarındaki uyum tartışılmıştır.

Çömez (2022) tarafından yapılan çalışmada, bir tabakanın hareketli sürekli ve süreksiz temas problemleri kütle kuvveti olması durumunda incelenmiştir. Çalışmada bağlanmamış tabaka, tabaka üzerinde sabit bir şekilde hareket eden rijit silindirik bir panç ile rijit bir temele bastırılmıştır. Araştırmacı tarafından ayrılma bölgesi, kritik yük, zımba altındaki, tabaka arasındaki temas gerilmesi dağılımları ve ilk ayrılma mesafesi için sayısal sonuçlar sunulmuştur.

Çömez vd. (2022) çalışmalarında, FD bir piezoelektrik tabaka ile homojen bir piezoelektrik yarım düzlem arasındaki düzlemsel sürekli ve süreksiz temas problemlerini ele almışlardır. Araştırmacılar elektriksel yük, mekanik yük, FD tabaka homojensizlik parametresi, temas uzunluğu gibi çeşitli parametrelerin normal elektrik yer değiştirmesi ve temas gerilmeleri üzerindeki etkisini araştırmışlardır.

Çömez (2022) çalışmasında, harmonik bir düşey kuvvet ileten rijit düz bir panç ile bastırılan ortotrop viskoelastik kaplamalı bir yarım düzlemin dinamik temas davranışını incelemek için analitik bir yöntem sunmuştur. Araştırmacı yoğunluk oranı, kayıp faktörü oranı, Poisson oranı ve Young modülü gibi parametrelerin dinamik düzlem içi gerilme ve dinamik temas gerilmesi üzerindeki etkilerini incelemiştir.

Yaylacı vd. (2022) çalışmalarında, FD bir tabaka için sürtünmesiz temas problemini ele almışlardır. Çalışmada FD tabaka rijit bir panç ile yüke maruz bırakılmış ve FD tabaka rijit bir temel üzerine bağlanmıştır. Araştırmacılar bu temas probleminin analizini analitik yöntem, sonlu elemanlar yöntemi ve çok katmanlı algılayıcı ile karşılaştırmalı olarak gerçekleştirmişlerdir.

Çömez (2022) tarafından yapılan çalışmada, FD monoklinik bir tabaka üzerindeki rijit düz ve silindirik bir pançın hareketli temas problemi doğrusal elastisite teorisine dayalı olarak ele alınmıştır. Araştırmacı tarafından hareket hızının, lif açısının, malzeme homojenliğinin, sürtünme katsayısının, panç yarıçapının, panç uzunluğunun ve dış yükün düzlem içi gerilme ve temas gerilmesi üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Öner vd. (2022) çalışmalarında, düzgün yayılı yük ile bastırılan iki FD tabaka için sürtünmesiz çift ayrılmalı temas problemini ele almışlardır. Çalışmada analitik yöntem, sonlu elemanlar yöntemi ve çok katmanlı algılayıcı olmak üzere üç farklı yöntem kullanmışlardır. Rijitlik parametreleri, normalleştirilmiş yük uzunluğu, kayma modülü oranı, FD tabaka yükseklikleri oranı gibi parametrelerin normalleştirilmiş temas uzunluklarına ve normalleştirilmiş maksimum temas gerilmelerine etkilerini araştırmışlardır.

Çömez (2022) çalışmasında, rijit bir panç ve izotrop homojen bir tabakaya bağlı FD ortotrop bir tabaka için hareketli temas problemini yarı analitik olarak çözmüştür. Araştırmacı düzlem içi gerilme, temas gerilmesi ve temas uzunluğu için sayısal sonuçlar sunmuştur.

Çömez vd. (2022) çalışmalarında, rijit silindirik bir panç tarafından bastırılan monoklinik kaplamalı yarım düzlem için kısmi kayma temas problemini ele almışlardır. Araştırmacılar malzeme anizotropisinin yüzey gerilmeleri, temas uzunluğu ve kısmi kayma temasının yapışma/kayma bölgesi üzerindeki etkilerini göstermişlerdir.

Çömez (2022) tarafından yapılan çalışmada, manyeto-elektro-elastik bir tabaka ile rijit düz veya silindirik bir panç arasındaki termoelastik sürtünmeli temas problemi düzlem hal için ele alınmıştır. Söz konusu problem için genel gerilme, yer değiştirme ve elektromanyetik ifadeler termoelastisite teorisi kullanılarak türetilmiştir. Sınır şartları uygulandığında, temas problemi Cauchy tipi tekil integral denkleme indirgenmiştir ve daha sonra Gauss-Jacobi integrasyon formülü kullanılarak sayısal olarak çözülmüştür.

Çömez ve Güler (2022) çalışmalarında, rijit silindirik bir panç ile homojen yarım düzleme yapıştırılmış FD piezoelektrik tabaka arasındaki düzlemsel kararlı durum termoelastik sürtünmeli temas problemini ele almışlardır. Sürtünme katsayısı, elektrik yükü, dış yük, malzeme homojensizlik parametresi, hareket hızı ve panç yarıçapının düzlem içi gerilme, elektriksel yer değiştirme, temas gerilmesi ve üretilen sıcaklık üzerindeki etkisi araştırmacılar tarafından ayrıntılı olarak tartışılmıştır.

Vasiliev vd. (2023) tarafından yapılan çalışmada, termoelastik kaplamalı bir yarı uzayın rijit bir panç ile sıcaklık etkisi altında yüklenmesi durumu incelenmiştir. Kaplamanın, derinlikle keyfi olarak değişen tüm özellik gruplarıyla fonksiyonel olarak derecelendirildiği

varsayılmıştır. Panç, merkezi olarak uygulanan normal bir kuvvete maruz kalmış ve ön ısıtmayla eşit dağılımlı bir sıcaklığa getirilmiştir. Çözüm, temas özelliklerinin problemin başlangıçtaki fiziksel parametrelerine olan bağımlılığını açıkça gösteren analitik bir formda elde edilmiştir. Kaplamanın kalınlığının ve varlığının sonuçlar üzerindeki etkisini göstermek için sayısal analiz uygulanmıştır. Homojen ve FD kaplamalar arasındaki farklar gösterilmiştir.

Karabulut ve Çömez (2023) çalışmalarında, homojen-izotrop bir tabaka üzerinde yer alan FD ortotrop bir tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemlerini incelemişlerdir. Analitik çözüm için, elastisite teorisi ve Fourier integral dönüşümleri kullanılarak kütle kuvvetlerinin varlığında gerilmeler ve yer değiştirmeler için genel ifadeler elde edilmiştir. Sürekli ve süreksiz temas problemleri, sınır koşulları vasıtasıyla tekil integral denklemlere indirgenmiştir. Tekil integral denklem sistemi Gauss-Chebyshev integrasyon formülü kullanılarak çözülmüştür. Daha sonra, iki durumun sonlu eleman çözümü de gerçekleştirilmiştir.

Çömez ve El-Borgi (2023) çalışmalarında, rijit bir panç ile bastırılan homojen kaplamalı yarım düzlemin boyuta bağlı düzlem sürtünmeli temas problemini çift gerilme elastisitesine dayalı olarak ele almışlardır. Araştırmacılar tarafından tabaka yüksekliğinin, Poisson oranının, kayma modülünün, karakteristik malzeme uzunluğunun, panç yükünün ve sürtünme katsayısının düzlem içi ve temas gerilmeleri üzerindeki etkisini incelemek için ayrıntılı bir parametrik çalışma yapılmıştır.

Zhang vd. (2023) çalışmalarında, çift pançlı termoelektrik malzemenin termo-elektro-mekanik temas problemini analiz etmişlerdir. Araştırmacılar tarafından Fourier kosinüs dönüşüm tekniği kullanılarak, termo-elektro-elastik problem, üç tekil integral denklem sistemine dönüştürülmüştür. Elde edilen sayısal sonuçlar, iki panç arasındaki etkileşimi ve termoelektrik yükün girinti davranışları üzerindeki etkisini ortaya koymuştur.

Tian vd. (2023) yaptıkları çalışmada, FD termoelektrik tabakalı yarım düzlemin rijit düz bir panç etkisi altında sürtünmesiz temas problemini incelemişlerdir. Çalışma sonunda, FD termoelektrik tabaka- termoelektrik alt tabaka sistemlerinin temas davranışının, kusurlu arayüzey koşulundan ve malzeme özelliği gradyanından önemli ölçüde etkilendiği görülmüştür.

Kaya ve Polat (2023) çalışmalarında, elastik iki çeyrek düzlem üzerine oturan FD bir tabakanın temas probleminin çözümünü sonlu elemanlar yöntemini kullanarak gerçekleştirmişlerdir. Temas probleminin iki boyutlu modeli sonlu elemanlar yöntemi tabanlı ANSYS paket programı ile oluşturulmuş ve gerilme analizleri yapılmıştır. Çalışmada rijitlik parametresi, yoğunluk parametresi ve dış yük değişiminin normal gerilmeler, temas gerilmeleri ve derinlik boyunca gerilmeler üzerindeki etkileri incelenmiştir.

Adıyaman vd. (2023) çalışmalarında, yerçekimi etkisi altındaki FD bir tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemlerini ele almışlardır. Araştırmacılar tabakanın üst kısmında artan rijitliğin ve azalan yoğunluğun maksimum gerilmelerini azalttığını fakat ayrılma mesafelerini arttırdığını belirlemişlerdir.

Ma vd. (2023) tarafından yapılan çalışmada, tek boyutlu altıgen yarı kristal malzemelerden yapılmış dönen bir küre ile ara yüzey kusurlarına sahip bir tabaka-alt tabaka sistemi arasındaki birleşik termomekanik temas, ayrık konvolüsyon-hızlı Fourier dönüşümü algoritması uygulanarak incelenmiştir. Çalışmada sürtünme katsayısının, dislokasyon benzeri arayüz kusurlarının, kaplama kalınlığının ve dönme hızının termoelastik alan üzerindeki etkileri tartışılmıştır.

JiaLin vd. (2023) yaptıkları çalışmada, rijit küresel bir panç ile FD kaplamalı yarı uzayın sürtünmeli termoelastik temasını keyfi olarak değişen malzeme özellikleri ile incelemişlerdir. Araştırmacılar sürtünme katsayısı, gradyan indeksi, gradyan formu ve açısal hızın gerilmeler ve yüzey sıcaklığı üzerindeki etkilerini araştırmışlardır.

Yaylacı vd. (2023) çalışmalarında, FD bir tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemlerinin analitik ve sonlu elemanlar yöntemi çözümlerini gerçekleştirmişlerdir. Çözümlerde temas uzunluğu, temas gerilmesi, ilk ayrılma mesafesi ve ayrılmanın başlangıç ve bitiş noktaları belirlenmiş ve sonuçlar karşılaştırılmıştır. Sonlu elemanlar yöntemi bulgularının analitik sonuçlarla tatmin edici derecede tutarlı olduğu sonucuna varılmıştır.

Adıyaman vd. (2023) çalışmalarında, yayılı bir yüke maruz kalan FD bir tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemlerini çözmek için analitik bir yaklaşım önermişlerdir. Elastisite teorisi ve integral dönüşüm teknikleri bu analitik yaklaşımın temelini oluşturmaktadır. Araştırmacılar tarafından sunulan sonuçlar, yük faktörünün, yayılı yük uzunluğunun, homojenlik parametrelerinin ve arayüzey malzeme özelliği uyumsuzluğunun temas gerilme dağılımları, ilk ayrılma yükü (kritik yük), ilk ayrılma mesafesi, ayrılmanın başlangıç-bitiş noktası ve ayrılma aralığı üzerindeki etkilerini göstermiştir.

Polat (2023) çalışmasında, iki dairesel rijit blok ile bastırılan FD tabakalardaki temas mekaniği problemini sonlu elemanlar yöntemi ve makine öğrenmesi tekniklerini kullanarak incelemiştir. Çalışmada temas uzunluklarının tahmin edilmesi için rastgele orman, lineer regresyon ve en yakın komşu algoritması gibi makine öğrenimi yöntemleri kullanılmıştır. Araştırmacı rijitlik parametreleri, yükler, panç yarıçapları, pançlar arası mesafeler gibi parametrelerin normal gerilmeler, ilk ayrılma yükleri-mesafeleri, derinlik boyunca gerilmeler, temas bölgeleri ve temas gerilmeleri üzerindeki etkilerini araştırmıştır.

Kaya (2023) çalışmasında, rijit iki panç ile bastırılan FD tabakalardaki temas problemini ağırlık etkisini dikkate alarak incelemiştir. Araştırmacı temas probleminin analizinde yapay zeka ve sonlu elemanlar yöntemlerini kullanmıştır. Yapay zeka çözümleri ile elde edilen veriler sonlu elemanlar metodu analiziyle karşılaştırıldığında olumlu sonuçlar elde edilmiştir.

Çömez (2024) çalışmasında, viskoelastik ortotrop bir tabaka ile rijit düz bir panç arasındaki iki boyutlu dinamik temas problemini incelemiştir. Araştırmacı çeşitli parametrelerin temas gerilmeleri üzerindeki etkilerini analiz etmiş ve örnekler vermiştir. Winkler temel modülünün dinamik temas gerilmesini etkilemediğini, Pasternak temel modülünün ise temas gerilmesini önemli ölçüde etkilediğini belirlemiştir.

Fu vd. (2024) çalışmalarında FD tabaka-alt tabaka sistemlerinin elasto-plastik kısmi kayma temas problemlerini çözmek için bir hesaplama modeli geliştirmişlerdir. Araştırmacılar geliştirilen modele dayalı olarak, sürtünme katsayısının ve karakter homojenliğinin elasto-plastik tepki üzerindeki etkilerini araştırmak için bazı parametrik çalışmalar yapmışlardır.

Toktaş (2024) çalışmasında, iki boyutlu ortamdaki çeşitli akıllı sistemlerde rijit pançların elastodinamik temas problemleri için bir çözüm yöntemi sunmuştur. Çalışmada incelenen kompozit yapılar homojen bir elastik taban yüzeyinden ve bu yüzeyi koruyan tek veya çoklu tabaka kaplamalardan oluşmaktadır. Çalışmanın sonunda, panç hızı, kaplama kalınlığı-temas uzunluğu oranı, kaplama türü ve dinamik sürtünme katsayısının elektriksel yer değiştirme, temas gerilmeleri ve manyetik indüksiyon üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

Zhang vd. (2024) tarafından yapılan çalışmada, termoelektrik yarım düzlem ile periyodik dalgalı bir yüzeye sahip rijit bir katı arasındaki kayma sürtünmesi temas problemi incelenmiştir. Düzlem şekil değiştirme elastisite teorisine dayanan analiz, öncelikle uygulanan yük ile etkin temas alanı arasındaki ilişkiyi araştırmaktadır. Termoelektrik yüklerin varlığına bakılmaksızın, yüzeydeki normal gerilme dağılımı çeşitli sürtünme katsayıları için detaylı olarak ele alınmıştır.

Zhu vd. (2024) tarafından yapılan çalışmada, Poisson oranı, sürtünme katsayısı ve tabaka kalınlığının temas gerilmeleri dağılımı üzerindeki etkisi incelenmiştir. Çalışmada, malzeme ve geometrik bağlantılar arasındaki etkileşimin bir sonucu olarak "tam ayrışma" olarak adlandırılan belirli bir fiziksel özellik açıkça gözlemlenmiştir.

1.2. GENEL DENKLEMLERİN ELDE EDİLMESİ

1.2.1. Kütle Kuvvetlerinin Olmaması Durumu

Elastik bir ortam için kartezyen koordinatlarda üç boyutlu halde denge denklemleri aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\frac{\partial \sigma_{xh}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xyh}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xzh}}{\partial z} = 0 \quad (1a)$$

$$\frac{\partial \tau_{yxh}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yh}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yzh}}{\partial z} = 0 \quad (1b)$$

$$\frac{\partial \tau_{zxh}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zyh}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zh}}{\partial z} = 0 \quad (1c)$$

Burada (1) ifadelerinde geçen h alt indisi, kütle kuvvetinin bulunmaması durumunu göstermektedir. Şekil değiştirme bileşenleri ile yer değiştirme bileşenleri arasındaki bağıntılar ise;

$$\varepsilon_{xh} = \frac{\partial u_h}{\partial x} \quad (2a)$$

$$\varepsilon_{yh} = \frac{\partial v_h}{\partial y} \quad (2b)$$

$$\varepsilon_{zh} = \frac{\partial w_h}{\partial z} \quad (2c)$$

$$\gamma_{yzh} = \frac{\partial v_h}{\partial z} + \frac{\partial w_h}{\partial y} \quad (2d)$$

$$\gamma_{xzh} = \frac{\partial u_h}{\partial z} + \frac{\partial w_h}{\partial x} \quad (2e)$$

$$\gamma_{xyh} = \frac{\partial u_h}{\partial y} + \frac{\partial v_h}{\partial x} \quad (2f)$$

Burada u , v ve w kartezyen eksen takımında sırasıyla x , y ve z doğrultularındaki yer değiştirmeleri göstermektedir. ε_x , ε_y , ε_z , γ_{yz} , γ_{xz} ve γ_{xy} ise birim şekil değiştirme bileşenleridir.

Birbirine dik iki düzleme göre malzeme simetrisi olan malzemelerde elastik sabitlerin sayısı 9'a düşer. Birbirine dik iki düzleme göre malzeme simetrisi olması halinde bu iki düzleme dik üçüncü düzlemde simetri kendiliğinden sağlanır. Dolayısıyla birbirine dik üç düzleme göre simetrisi olan malzemelerde elastik sabitlerin sayısı 9'dur. Böyle malzemelere ortogonalli anizotrop kelimelerinin kısaltılmışı olan ortotrop malzeme adı verilir. Ahşap, lifli kompozit

malzeme ve haddeden geçirilmiş malzemeler bu tür ortotrop malzemelere örnektir (Bakioğlu, 2009).

Fonksiyonel derecelendirilmiş ortotrop malzeme için Hooke yasaları aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\sigma_{xh} = C_{11}(z)\varepsilon_{xh} + C_{12}(z)\varepsilon_{yh} + C_{13}(z)\varepsilon_{zh} \quad (3a)$$

$$\sigma_{yh} = C_{12}(z)\varepsilon_{xh} + C_{22}(z)\varepsilon_{yh} + C_{23}(z)\varepsilon_{zh} \quad (3b)$$

$$\sigma_{zh} = C_{13}(z)\varepsilon_{xh} + C_{23}(z)\varepsilon_{yh} + C_{33}(z)\varepsilon_{zh} \quad (3c)$$

$$\tau_{yzh} = C_{44}(z)\gamma_{yzh} \quad (3d)$$

$$\tau_{xzh} = C_{55}(z)\gamma_{xzh} \quad (3e)$$

$$\tau_{xyh} = C_{66}(z)\gamma_{xyh} \quad (3f)$$

Burada; σ normal gerilmeyi τ ise kayma gerilmesini göstermektedir. $C_{ij}(z)$ ise ortotrop malzemeler için elastik sabitler matrisinin elemanlarıdır ve tabaka yüksekliği doğrultusunda aşağıdaki formdaki gibi fonksiyonel olarak derecelendirilmişlerdir:

$$C_{11}(z) = C_{110}e^{\beta z} \quad (4a)$$

$$C_{12}(z) = C_{120}e^{\beta z} \quad (4b)$$

$$C_{13}(z) = C_{130}e^{\beta z} \quad (4c)$$

$$C_{22}(z) = C_{220}e^{\beta z} \quad (4d)$$

$$C_{23}(z) = C_{230}e^{\beta z} \quad (4e)$$

$$C_{33}(z) = C_{330}e^{\beta z} \quad (4f)$$

$$C_{44}(z) = C_{440}e^{\beta z} \quad (4g)$$

$$C_{55}(z) = C_{550}e^{\beta z} \quad (4h)$$

$$C_{66}(z) = C_{660}e^{\beta z} \quad (4i)$$

Burada β rijitlik parametresi olup aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır:

$$C_{ij}(z) = C_{ij0}e^{\beta z}, \quad \beta = \frac{\log(C_{ijh}/C_{ij0})}{h} \quad (5)$$

(5) ifadesinde geçen C_{ijh} tabakanın üst yüzeyindeki elastik sabitlerdir. C_{ij0} ise tabakanın alt yüzeyindeki elastik sabitler olup aşağıdaki formda yazılabilirler:

$$C_{110} = \frac{1 - \nu_{yz}\nu_{zy}}{E_y E_z \Delta_c} \quad (6a)$$

$$C_{120} = \frac{\nu_{yx} + \nu_{zx}\nu_{yz}}{E_y E_z \Delta_c} = \frac{\nu_{xy} + \nu_{zy}\nu_{xz}}{E_x E_z \Delta_c} \quad (6b)$$

$$C_{130} = \frac{\nu_{zx} + \nu_{yx}\nu_{zy}}{E_y E_z \Delta_c} = \frac{\nu_{xz} + \nu_{xy}\nu_{yz}}{E_x E_y \Delta_c} \quad (6c)$$

$$C_{220} = \frac{1 - \nu_{xz}\nu_{zx}}{E_x E_z \Delta_c} \quad (6d)$$

$$C_{230} = \frac{\nu_{zy} + \nu_{xy}\nu_{zx}}{E_x E_z \Delta_c} = \frac{\nu_{yz} + \nu_{yx}\nu_{xz}}{E_x E_y \Delta_c} \quad (6e)$$

$$C_{330} = \frac{1 - \nu_{xy}\nu_{yx}}{E_x E_y \Delta_c} \quad (6f)$$

$$C_{440} = \mu_{yz} \quad (6g)$$

$$C_{550} = \mu_{xz} \quad (6h)$$

$$C_{660} = \mu_{xy} \quad (6i)$$

Burada Δ_c aşağıdaki gibi tanımlıdır:

$$\Delta_c = \frac{1 - \nu_{xy}\nu_{yx} - \nu_{yz}\nu_{zy} - \nu_{zx}\nu_{xz} - 2\nu_{yx}\nu_{zy}\nu_{xz}}{E_x E_y E_z} \quad (6j)$$

Ortotrop malzemeler için teknik sabitler arasında aşağıdaki bağıntılar yazılabilir:

$$E_x \nu_{yx} = E_y \nu_{xy} \quad (6k)$$

$$E_y \nu_{zy} = E_z \nu_{yz} \quad (6l)$$

$$E_z \nu_{xz} = E_x \nu_{zx} \quad (6m)$$

Şekil değiştirme-yer değiştirme bağıntıları (2a-f) ve elastik sabitler matrisinin elemanları (4a-i), Hooke yasalarında (3a-f) yerlerine yazılırsa gerilme-yer değiştirme bağıntıları aşağıdaki gibi elde edilirler:

$$\sigma_{xh} = C_{110}e^{\beta z} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{120}e^{\beta z} \frac{\partial v_h}{\partial y} + C_{130}e^{\beta z} \frac{\partial w_h}{\partial z} \quad (7a)$$

$$\sigma_{yh} = C_{120}e^{\beta z} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{220}e^{\beta z} \frac{\partial v_h}{\partial y} + C_{230}e^{\beta z} \frac{\partial w_h}{\partial z} \quad (7b)$$

$$\sigma_{zh} = C_{130}e^{\beta z} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{230}e^{\beta z} \frac{\partial v_h}{\partial y} + C_{330}e^{\beta z} \frac{\partial w_h}{\partial z} \quad (7c)$$

$$\tau_{yzh} = C_{440}e^{\beta z} \left(\frac{\partial v_h}{\partial z} + \frac{\partial w_h}{\partial y} \right) \quad (7d)$$

$$\tau_{xzh} = C_{550}e^{\beta z} \left(\frac{\partial u_h}{\partial z} + \frac{\partial w_h}{\partial x} \right) \quad (7e)$$

$$\tau_{xyh} = C_{660}e^{\beta z} \left(\frac{\partial u_h}{\partial y} + \frac{\partial v_h}{\partial x} \right) \quad (7f)$$

(7) ifadelerinin gerekli türevleri alınarak denge denklemlerinde yerlerine yazılırsa yer değiştirmeler cinsinden denge denklemleri (Navier denklemleri) aşağıdaki gibi elde edilir:

$$\begin{aligned} C_{110} \frac{\partial^2 u_h}{\partial x^2} + C_{660} \frac{\partial^2 u_h}{\partial y^2} + C_{550} \frac{\partial^2 u_h}{\partial z^2} + (C_{120} + C_{660}) \frac{\partial^2 v_h}{\partial x \partial y} + (C_{130} + C_{550}) \frac{\partial^2 w_h}{\partial x \partial z} \\ + C_{550} \beta \left(\frac{\partial w_h}{\partial x} + \frac{\partial u_h}{\partial z} \right) = 0 \end{aligned} \quad (8a)$$

$$\begin{aligned} C_{660} \frac{\partial^2 v_h}{\partial x^2} + C_{220} \frac{\partial^2 v_h}{\partial y^2} + C_{440} \frac{\partial^2 v_h}{\partial z^2} + (C_{660} + C_{120}) \frac{\partial^2 u_h}{\partial x \partial y} + (C_{230} + C_{440}) \frac{\partial^2 w_h}{\partial y \partial z} \\ + C_{440} \beta \left(\frac{\partial w_h}{\partial y} + \frac{\partial v_h}{\partial z} \right) = 0 \end{aligned} \quad (8b)$$

$$\begin{aligned} C_{550} \frac{\partial^2 w_h}{\partial x^2} + C_{440} \frac{\partial^2 w_h}{\partial y^2} + C_{330} \frac{\partial^2 w_h}{\partial z^2} + (C_{130} + C_{550}) \frac{\partial^2 u_h}{\partial x \partial z} + (C_{230} + C_{440}) \frac{\partial^2 v_h}{\partial y \partial z} \\ + \beta \left(C_{130} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{230} \frac{\partial v_h}{\partial y} + C_{330} \frac{\partial w_h}{\partial z} \right) = 0 \end{aligned} \quad (8c)$$

Düzlem şekil değiştirme halinde yer değiştirme bileşenleri aşağıdaki gibi tanımlıdır:

$$u_h = u_h(x, z) \quad (9a)$$

$$w_h = w_h(x, z) \quad (9b)$$

$$v_h = 0 \quad (9c)$$

(9) ifadeleri dikkate alınır birim şekil değiştirme bileşenlerinden;

$$\varepsilon_{yh} = \gamma_{yzh} = \gamma_{xyh} = 0 \quad (10)$$

olarak elde edilir. Bu durumda (7) bağıntıları aşağıdaki hale indirgenirler:

$$\sigma_{xh} = C_{110}e^{\beta z} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{130}e^{\beta z} \frac{\partial w_h}{\partial z} \quad (11a)$$

$$\sigma_{yh} = C_{120}e^{\beta z} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{230}e^{\beta z} \frac{\partial w_h}{\partial z} \quad (11b)$$

$$\sigma_{zh} = C_{130}e^{\beta z} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{330}e^{\beta z} \frac{\partial w_h}{\partial z} \quad (11c)$$

$$\tau_{yzh} = 0 \quad (11d)$$

$$\tau_{xzh} = C_{550} e^{\beta z} \left(\frac{\partial u_h}{\partial z} + \frac{\partial w_h}{\partial x} \right) \quad (11e)$$

$$\tau_{xyh} = 0 \quad (11f)$$

Düzlem şekil değiştirme halinde Navier denklemleri ise aşağıdaki hale indirgenirler:

$$C_{110} \frac{\partial^2 u_h}{\partial x^2} + C_{550} \frac{\partial^2 u_h}{\partial z^2} + (C_{130} + C_{550}) \frac{\partial^2 w_h}{\partial x \partial z} + C_{550} \beta \left(\frac{\partial u_h}{\partial z} + \frac{\partial w_h}{\partial x} \right) = 0 \quad (12a)$$

$$C_{330} \frac{\partial^2 w_h}{\partial z^2} + C_{550} \frac{\partial^2 w_h}{\partial x^2} + (C_{130} + C_{550}) \frac{\partial^2 u_h}{\partial x \partial z} + \beta \left(C_{130} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{330} \frac{\partial w_h}{\partial z} \right) = 0 \quad (12b)$$

Problemın z eksenine göre simetrikliği nedeniyle yer değiştirme bileşenleri için aşağıdaki bağıntılar yazılabilir:

$$u_h(x, z) = -u_h(-x, z) \quad (13a)$$

$$w_h(x, z) = w_h(-x, z) \quad (13b)$$

Görüldüğü üzere Navier denklemleri kısmi diferansiyel denklemler içermektedir. Fourier sinüs ve kosinüs dönüşümleri kullanılarak (12) denklemleri adi diferansiyel denklemlere dönüştürülebilir. Söz konusu dönüşümler aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$u_h(x, z) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \phi_h(\alpha, z) \sin(\alpha x) d\alpha \quad (14a)$$

$$w_h(x, z) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \psi_h(\alpha, z) \cos(\alpha x) d\alpha \quad (14b)$$

(14) ifadelerinin ters dönüşümleri ise aşağıdaki gibidir.

$$\phi_h(\alpha, z) = \int_0^\infty u_h(x, z) \sin(\alpha x) dx \quad (15a)$$

$$\psi_h(\alpha, z) = \int_0^\infty w_h(x, z) \cos(\alpha x) dx \quad (15b)$$

Burada α dönüşüm değişkenidir. (15) ifadelerindeki $\phi_h(\alpha, z)$ ve $\psi_h(\alpha, z)$ fonksiyonlarını tayin edebilmek için (12a) $\sin(\alpha x) dx$ ile (12b) de $\cos(\alpha x) dx$ ile çapılıp, $(0, +\infty)$ aralığında integre edilirse;

$$\int_0^\infty \left[C_{110} \frac{\partial^2 u_h}{\partial x^2} + C_{550} \frac{\partial^2 u_h}{\partial z^2} + (C_{130} + C_{550}) \frac{\partial^2 w_h}{\partial x \partial z} + C_{550} \beta \left(\frac{\partial u_h}{\partial z} + \frac{\partial w_h}{\partial x} \right) \right] \sin(\alpha x) dx = 0 \quad (16a)$$

$$\int_0^\infty \left[C_{330} \frac{\partial^2 w_h}{\partial z^2} + C_{550} \frac{\partial^2 w_h}{\partial x^2} + (C_{130} + C_{550}) \frac{\partial^2 u_h}{\partial x \partial z} + \beta \left(C_{130} \frac{\partial u_h}{\partial x} + C_{330} \frac{\partial w_h}{\partial z} \right) \right] \cos(\alpha x) dx = 0 \quad (16b)$$

elde edilir. (16) denklemlerinde kullanılacak u_h ve w_h yer değiştirme bileşenlerinin gerekli türevleri aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\int_0^\infty \frac{\partial^2 u_h}{\partial x^2} \sin(\alpha x) dx = -\alpha \phi_h \quad (17a)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial^2 u_h}{\partial z^2} \sin(\alpha x) dx = \phi_h'' \quad (17b)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial^2 w_h}{\partial x \partial z} \sin(\alpha x) dx = -\alpha \psi_h' \quad (17c)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial w_h}{\partial x} \sin(\alpha x) dx = -\alpha \psi_h \quad (17d)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial u_h}{\partial z} \sin(\alpha x) dx = \phi_h' \quad (17e)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial^2 w_h}{\partial x^2} \cos(\alpha x) dx = -\alpha^2 \psi_h \quad (17f)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial^2 w_h}{\partial z^2} \cos(\alpha x) dx = \psi_h'' \quad (17g)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial^2 u_h}{\partial x \partial z} \cos(\alpha x) dx = \alpha \phi_h' \quad (17h)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial u_h}{\partial x} \cos(\alpha x) dx = \alpha \phi_h \quad (17i)$$

$$\int_0^\infty \frac{\partial w_h}{\partial z} \cos(\alpha x) dx = \psi_h' \quad (17j)$$

Burada üsler z 'ye göre türevleri göstermektedir. Bu ifadeler elde edilirken kısmi integrasyon uygulanmış ve aşağıdaki sınır şartları göz önünde bulundurulmuştur.

$$u_h(0, z) = u_h(\infty, z) = w_h(\infty, z) = \frac{\partial u_h(x, z)}{\partial x} \Big|_{x=\infty} = \frac{\partial w_h(x, z)}{\partial x} \Big|_{x=\infty} = \frac{\partial w_h(x, z)}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0 \quad (18 a - f)$$

(17)'de verilen türev ifadeleri (16)'da yerlerine yazılır ve gerekli düzenlemeler yapılırsa aşağıdaki adi diferansiyel denklem takımı elde edilir:

$$-C_{110}\alpha^2\phi_h + C_{550}\phi_h'' - \alpha\psi_h'(C_{130} + C_{550}) + C_{550}\beta\phi_h' - C_{550}\beta\alpha\psi_h = 0 \quad (19a)$$

$$C_{330}\psi_h'' - C_{550}\alpha^2\psi_h + \alpha\phi_h'(C_{550} + C_{130}) + C_{130}\beta\alpha\phi_h + C_{330}\beta\psi_h' = 0 \quad (19b)$$

(19) denklemleri $\ddot{z} = Q_1\dot{z} + Q_2z$ şeklinde bir diferansiyel denklem takımıdır (Apatay, 2010). Bu denklem sisteminin çözümü için aşağıdaki tanımlamalar yapılmıştır:

$$z_1 = \phi_h \quad \text{ve} \quad z_3 = \frac{d\phi_h}{dz} \quad (20)$$

$$z_2 = \psi_h \quad \text{ve} \quad z_4 = \frac{d\psi_h}{dz} \quad (21)$$

(20-21)'de verilen tanımlamalar yapılarak diferansiyel denklem sistemi $\dot{z} = Q_1z$ şeklinde aşağıdaki matris formda yazılabilir:

$$\begin{bmatrix} \dot{z}_1 \\ \dot{z}_2 \\ \dot{z}_3 \\ \dot{z}_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{\alpha^2 C_{110}}{C_{550}} & \beta\alpha & -\beta & \frac{\alpha(C_{130} + C_{550})}{C_{550}} \\ -\frac{C_{130}\beta\alpha}{C_{330}} & \frac{C_{550}\alpha^2}{C_{330}} & -\frac{\alpha(C_{550} + C_{130})}{C_{330}} & -\beta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} z_1 \\ z_2 \\ z_3 \\ z_4 \end{Bmatrix} \quad (22)$$

Burada;

$$Q_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{\alpha^2 C_{110}}{C_{550}} & \beta\alpha & -\beta & \frac{\alpha(C_{130} + C_{550})}{C_{550}} \\ -\frac{C_{130}\beta\alpha}{C_{330}} & \frac{C_{550}\alpha^2}{C_{330}} & -\frac{\alpha(C_{550} + C_{130})}{C_{330}} & -\beta \end{bmatrix} \quad (23)$$

$|Q_1 - nI| = 0$ yazılırsa, diferansiyel denklem sisteminin karakteristik denklemi aşağıdaki gibi elde edilir:

$$n^4 + 2\beta n^3 + (J_1\alpha^2 + \beta^2)n^2 + \beta J_1\alpha^2 n + (J_2\alpha^2 + J_3\beta^2)\alpha^2 = 0 \quad (24)$$

(24) ifadesinde geçen J_1 , J_2 ve J_3 aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır:

$$J_1 = \frac{C_{130}^2 - C_{110}C_{330} + 2C_{130}C_{550}}{C_{330}C_{550}} \quad (25a)$$

$$J_2 = \frac{C_{110}}{C_{330}} \quad (25b)$$

$$J_3 = \frac{C_{130}}{C_{330}} \quad (25c)$$

(24) nolu karakteristik denklemin kökleri aşağıdaki gibi elde edilirler:

$$n_1 = \frac{1}{2}(-\beta - \sqrt{\beta^2 - 2\alpha^2 J_1 + 2\sqrt{\alpha^4 J_1^2 - 4\alpha^4 J_2 - 4\beta^2 \alpha^2 J_3}}) \quad (26a)$$

$$n_2 = \frac{1}{2}(-\beta + \sqrt{\beta^2 - 2\alpha^2 J_1 + 2\sqrt{\alpha^4 J_1^2 - 4\alpha^4 J_2 - 4\beta^2 \alpha^2 J_3}}) \quad (26b)$$

$$n_3 = \frac{1}{2}(-\beta - \sqrt{\beta^2 - 2\left(\alpha^2 J_1 + \sqrt{\alpha^4 J_1^2 - 4\alpha^4 J_2 - 4\beta^2 \alpha^2 J_3}\right)}) \quad (26c)$$

$$n_4 = \frac{1}{2}(-\beta + \sqrt{\beta^2 - 2\left(\alpha^2 J_1 + \sqrt{\alpha^4 J_1^2 - 4\alpha^4 J_2 - 4\beta^2 \alpha^2 J_3}\right)}) \quad (26e)$$

Karakteristik denklemin köklerine bağlı olarak (16)'nın çözümü aşağıdaki gibi elde edilir:

$$\phi_h(\alpha, z) = \sum_{i=1}^4 A_i e^{n_i z} \quad (27)$$

$$\psi_h(\alpha, z) = \sum_{i=1}^4 A_i \gamma_i e^{n_i z} \quad (28)$$

(28)'de geçen γ_i ($i=1, \dots, 4$) aşağıdaki gibidir:

$$\gamma_1 = \frac{((C_{550}n_1 + C_{130}(\beta + n_1))(\alpha^2 C_{130}^2 - \alpha^2 C_{110}C_{330} + 2\alpha^2 C_{130}C_{550} + C_{550}(\alpha^2 C_{550} + C_{330}n_1(\beta + n_1))))}{(\alpha C_{550}(\alpha^2 C_{130}^2 + \alpha^2 C_{550}^2 + C_{130}(\beta^2 C_{330} + 2\alpha^2 C_{550})))} \quad (29a)$$

$$\gamma_2 = \frac{((C_{550}n_2 + C_{130}(\beta + n_2))(\alpha^2 C_{130}^2 - \alpha^2 C_{110}C_{330} + 2\alpha^2 C_{130}C_{550} + C_{550}(\alpha^2 C_{550} + C_{330}n_2(\beta + n_2))))}{(\alpha C_{550}(\alpha^2 C_{130}^2 + \alpha^2 C_{550}^2 + C_{130}(\beta^2 C_{330} + 2\alpha^2 C_{550})))} \quad (29b)$$

$$\gamma_3 = \frac{((C_{550}n_3 + C_{130}(\beta + n_3))(\alpha^2 C_{130}^2 - \alpha^2 C_{110}C_{330} + 2\alpha^2 C_{130}C_{550} + C_{550}(\alpha^2 C_{550} + C_{330}n_3(\beta + n_3))))}{(\alpha C_{550}(\alpha^2 C_{130}^2 + \alpha^2 C_{550}^2 + C_{130}(\beta^2 C_{330} + 2\alpha^2 C_{550})))} \quad (29c)$$

$$\gamma_4 = \frac{((C_{550}n_4 + C_{130}(\beta + n_4))(\alpha^2 C_{130}^2 - \alpha^2 C_{110}C_{330} + 2\alpha^2 C_{130}C_{550} + C_{550}(\alpha^2 C_{550} + C_{330}n_4(\beta + n_4))))}{(\alpha C_{550}(\alpha^2 C_{130}^2 + \alpha^2 C_{550}^2 + C_{130}(\beta^2 C_{330} + 2\alpha^2 C_{550})))} \quad (29d)$$

(27-28) ifadelerine ters dönüşüm uygulanması sonucunda fonksiyonel derecelendirilmiş ortotrop tabaka için yer değiştirme bileşenleri aşağıdaki gibi elde edilirler:

$$u_h = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 A_i e^{n_i z} \sin(\alpha x) d\alpha \quad (30)$$

$$w_h = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 A_i \gamma_i e^{n_i z} \cos(\alpha x) d\alpha \quad (31)$$

(30-31)'deki $A_i (i = 1, \dots, 4)$ katsayıları probleme ilişkin sınır şartlarından belirlenecektir. (30-31) ifadelerinin gerekli türevleri (11)'de yerlerine yazılırsa fonksiyonel derecelendirilmiş ortotrop tabaka için gerilme bileşenleri aşağıdaki gibi elde edilirler:

$$\sigma_{xh} = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 (A_i (C_{110} \alpha + C_{130} \gamma_i n_i) e^{z(\beta+n_i)}) \cos(\alpha x) d\alpha \quad (32)$$

$$\sigma_{zh} = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 (A_i (C_{130} \alpha + C_{330} \gamma_i n_i) e^{z(\beta+n_i)}) \cos(\alpha x) d\alpha \quad (33)$$

$$\tau_{xzh} = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 A_i C_{550} (n_i - \alpha \gamma_i) e^{z(\beta+n_i)} \sin(\alpha x) d\alpha \quad (34)$$

1.2.2. Kütle Kuvvetlerinin Olması Durumu

FD ortotrop tabakanın kütle kuvvetlerinin $F_x=0$ ve $F_z = \rho(z)g$ olması durumunda düzlem hal için denge denklemleri aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\frac{\partial \sigma_{xp}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xzp}}{\partial z} = 0 \quad (35a)$$

$$\frac{\partial \tau_{xzp}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zp}}{\partial z} = \rho(z)g \quad (35b)$$

Burada $\rho(z)$ aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır:

$$\rho(z) = \rho_0 e^{\gamma z}, \quad \gamma = \frac{\log(\rho_h/\rho_0)}{h} \quad (36a - b)$$

(35-36)'da geçen p alt indisi, γ , ρ_0 , ρ_h ve g sırasıyla kütle kuvvetinin bulunması durumuna ilişkin çözümü, yoğunluk parametresini, FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinin yoğunluğunu, FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin yoğunluğunu ve yerçekimi ivmesini göstermektedir.

Fonksiyonel derecelendirilmiş ortotrop tabaka için yer değiştirmeler cinsinden gerilme bileşenleri düzlem şekil değiştirme halinde aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\sigma_{xp} = C_{110} e^{\beta z} \frac{\partial u_p}{\partial x} + C_{130} e^{\beta z} \frac{\partial w_p}{\partial z} \quad (37a)$$

$$\sigma_{zp} = C_{130}e^{\beta z} \frac{\partial u_p}{\partial x} + C_{330}e^{\beta z} \frac{\partial w_p}{\partial z} \quad (37b)$$

$$\tau_{xzp} = C_{550}e^{\beta z} \left(\frac{\partial u_p}{\partial z} + \frac{\partial w_p}{\partial x} \right) \quad (37c)$$

(37) denklemlerinde geçen gerilme ifadelerinin gerekli türevleri alınarak (35) numaralı denge denklemlerinde yerlerine yazılırsa kütle kuvvetlerinin bulunması durumunda Navier denklemleri aşağıdaki gibi elde edilirler:

$$C_{110} \frac{\partial^2 u_p}{\partial x^2} + C_{550} \frac{\partial^2 u_p}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 w_p}{\partial x \partial z} (C_{130} + C_{550}) + C_{550} \beta \left(\frac{\partial u_p}{\partial z} + \frac{\partial w_p}{\partial x} \right) = 0 \quad (38a)$$

$$C_{330} \frac{\partial^2 w_p}{\partial z^2} + C_{550} \frac{\partial^2 w_p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_p}{\partial x \partial z} (C_{130} + C_{550}) + \beta \left(C_{130} \frac{\partial u_p}{\partial x} + C_{330} \frac{\partial w_p}{\partial z} \right) = \frac{\rho_0 e^{z\gamma} g}{e^{z\beta}} \quad (38b)$$

Kütle kuvvetlerinin hesaba katılması durumunda yer değiştirme bileşenlerinin belirlenmesinde literatürde daha önce kabul edilmiş bir yaklaşım bulunmaktadır. Bu yaklaşıma göre yer değiştirme bileşenleri $u=u(x)$ ve $w=w(z)$ olarak kabul edilir (Civelek ve Erdoğan, 1975). Bu kabule göre Navier denklemleri aşağıdaki hale indirgenirler:

$$C_{110} \frac{\partial^2 u_p}{\partial x^2} = 0 \quad (39a)$$

$$C_{330} \frac{\partial^2 w_p}{\partial z^2} + \beta \left(C_{130} \frac{\partial u_p}{\partial x} + C_{330} \frac{\partial w_p}{\partial z} \right) = \rho_0 e^{z(\gamma-\beta)} g \quad (39b)$$

(39a) denkleminde u_p aşağıdaki gibi belirlenir:

$$\frac{\partial u_p}{\partial x} = R_1 \quad (40)$$

$$u_p = R_1 x + R_2 \quad (41)$$

(41) ifadesi (39b)'de yerine yazılır ve gerekli düzenlemeler yapılırsa;

$$C_{330} \frac{\partial^2 w_p}{\partial z^2} + \beta \frac{\partial w_p}{\partial z} = \frac{\rho_0 e^{z(\gamma-\beta)} g - \beta C_{130} R_1}{C_{330}} \quad (42)$$

elde edilir. (42)'in çözümünden w_p aşağıdaki gibi belirlenir:

$$w_p = -\frac{z C_{130} R_1}{C_{330}} - \frac{e^{-z\beta} S_1}{\beta} + S_2 - \frac{e^{z(-\beta+\gamma)} g \rho_0}{(\beta - \gamma) \gamma C_{330}} \quad (43)$$

u_p ve w_p yer değiştirme bileşenleri (37) numaralı gerilme ifadelerinde yerlerine yazılırsa gerilme bileşenleri aşağıdaki gibi belirlenir:

$$\sigma_{xp} = e^{\beta z} C_{110} R_1 + \frac{C_{130}(-e^{\beta z} \gamma C_{130} R_1 + \gamma C_{330} S_1 + \rho_0 e^{\gamma z} g)}{\gamma C_{330}} \quad (44)$$

$$\sigma_{zp} = C_{330} S_1 + \frac{\rho_0 e^{\gamma z} g}{\gamma} \quad (45)$$

$$\tau_{xzp} = 0 \quad (46)$$

Gerilme ve yer değıştirme bileşenlerinde geçen R_1 , R_2 , S_1 ve S_2 integrasyon sabitlerini belirlemek için aşağıdaki sınır şartları kullanılacaktır:

$$u_p(0) = 0 \quad (47a)$$

$$w_p(0) = 0 \quad (47b)$$

$$\int_0^h \sigma_{xp} dz = 0 \quad (47c)$$

$$\int_z^h -\rho_0 e^{\gamma z} g dz = \sigma_{zp} \quad (47d)$$

(47) sınır şartları yardımı ile R_1 , R_2 , S_1 ve S_2 integrasyon sabitleri aşağıdaki gibi hesaplanırlar:

$$R_1 = -\frac{g\beta(1 + e^{h\gamma}(-1 + h\gamma))C_{130}\rho_0}{(-1 + e^{h\beta})\gamma^2(C_{130}^2 - C_{110}C_{330})} \quad (48a)$$

$$R_2 = 0 \quad (48b)$$

$$S_1 = -\frac{e^{h\gamma} g \rho_0}{\gamma C_{330}} \quad (48c)$$

$$S_2 = \frac{g(\beta - e^{h\gamma}\beta + e^{h\gamma}\gamma)\rho_0}{\beta(\beta - \gamma)\gamma C_{330}} \quad (48d)$$

Belirlenen integrasyon sabitlerinin yer değıştirme ve gerilme ifadelerinde yerlerine yazılması sonucu kütle kuvvetlerinin hesaba katılması durumunda fonksiyonel derecelendirilmiş ortotrop tabaka için yer değıştirme ve gerilme bileşenleri aşağıdaki gibi elde edilirler:

$$u_p = \frac{gx\beta(1 + e^{h\gamma}(-1 + h\gamma))C_{130}\rho_0}{(-1 + e^{h\beta})\gamma^2(C_{130}^2 - C_{110}C_{330})} \quad (49)$$

$$w_p = \frac{g \left[\frac{e^{-z\beta}\gamma(e^{z\beta}\beta - e^{z\gamma}\beta + e^{h\gamma}(\beta - \gamma) + e^{z\beta+h\gamma}(-\beta + \gamma))}{\beta(\beta - \gamma)} + \frac{z\beta(1 + e^{h\gamma}(-1 + h\gamma))C_{130}^2}{(-1 + e^{h\beta})(C_{130}^2 - C_{110}C_{330})} \right] \rho_0}{\gamma^2 C_{330}} \quad (50)$$

$$\sigma_{xp} = \frac{g(e^{z\beta}\beta + e^{h\gamma}\gamma - e^{z\gamma}\gamma - e^{h(\beta+\gamma)}\gamma + e^{h\beta+z\gamma}\gamma + e^{z\beta+h\gamma}\beta(-1 + h\gamma))C_{130}\rho_0}{(-1 + e^{h\beta})\gamma^2 C_{330}} \quad (51)$$

$$\sigma_{zp} = -\frac{(e^{h\gamma} - e^{z\gamma})g\rho_0}{\gamma} \quad (52)$$

$$\tau_{xzp} = 0 \quad (53)$$

Bu şekilde fonksiyonel derecelendirilmiş ortotrop tabakanın yer değiştirme ve gerilme ifadeleri, kütle kuvvetlerinin mevcut olup ve olmamasına göre ayrı ayrı hesaplanır ve ardından çözümler toplanarak aşağıdaki gibi elde edilir:

$$u = u_h + u_p \quad (54)$$

$$w = w_h + w_p \quad (55)$$

$$\sigma_x = \sigma_{xh} + \sigma_{xp} \quad (56)$$

$$\sigma_z = \sigma_{zh} + \sigma_{zp} \quad (57)$$

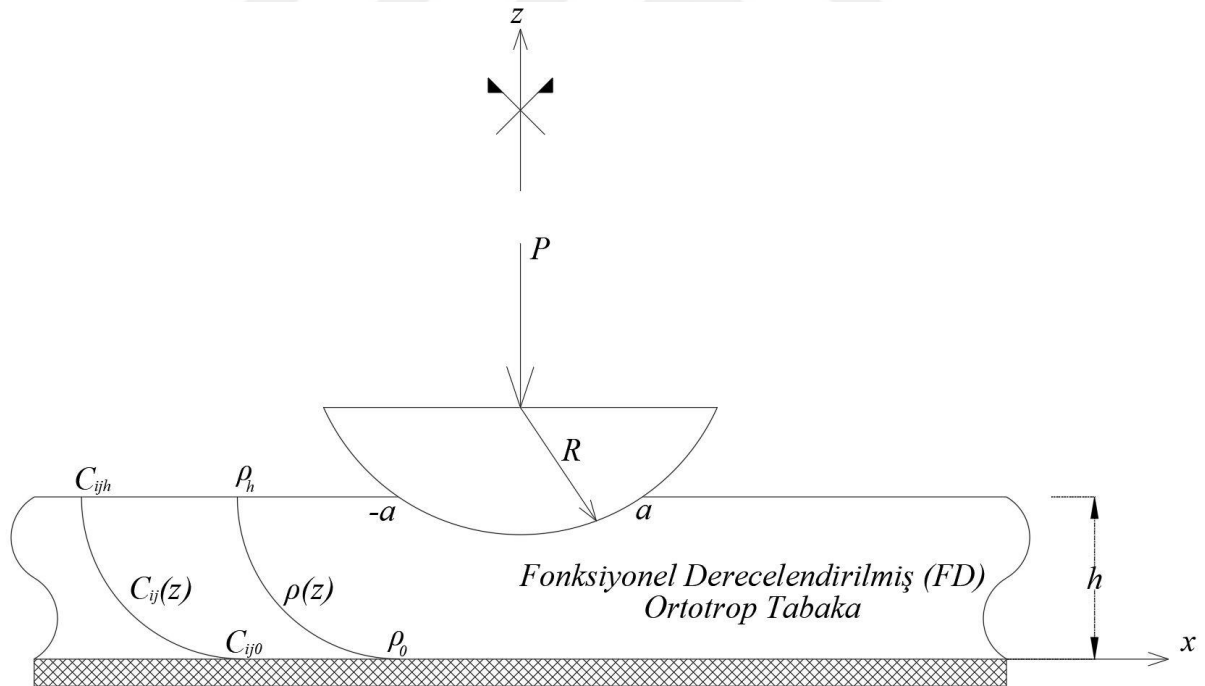
$$\tau_{xz} = \tau_{xzh} + \tau_{xzp} \quad (58)$$

İKİNCİ BÖLÜM

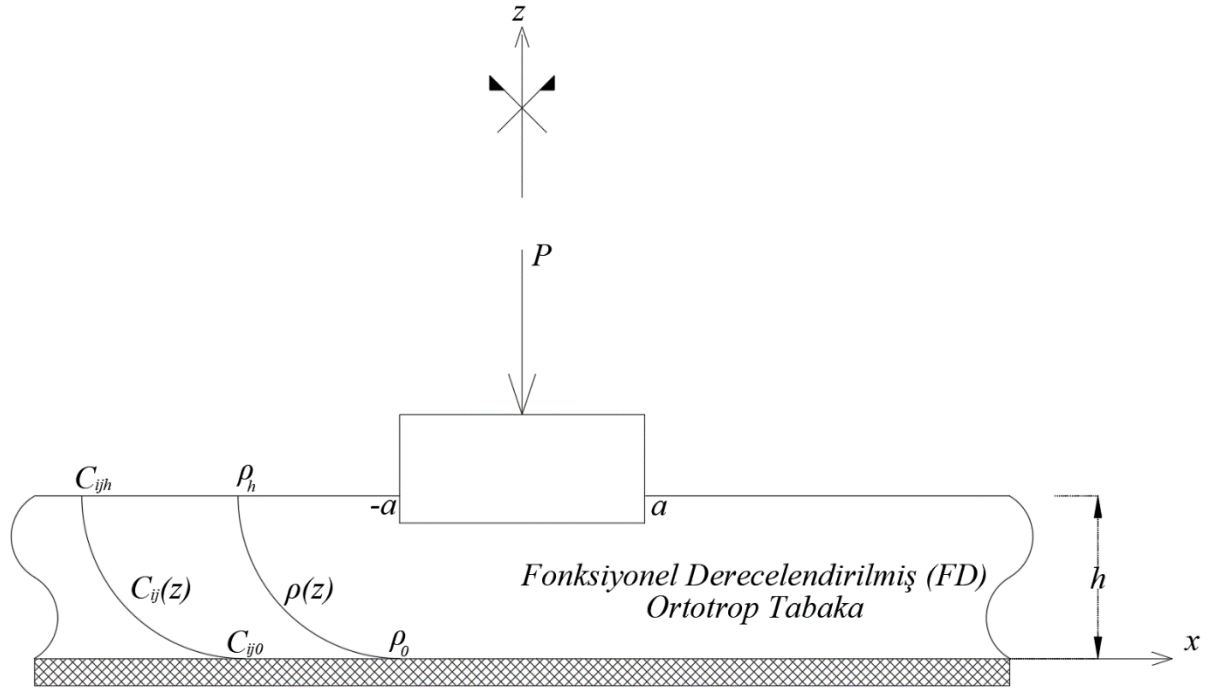
2. YÖNTEM

2.1. PROBLEMİN TANIMI VE FORMÜLASYONU

Bu çalışmada, rijit temele oturan, sonsuz uzun, h yükseklikli ve üstten rijit bir panç aracılığıyla P şiddetinde tekil bir yükü yüklenmiş FD ortotrop tabakanın sürekli temas problemi lineer elastisite teorisine göre incelenmiştir. Rijit panç profilinin silindirik ve düz olması durumları ayrı ayrı ele alınmıştır. Problemden bütün yüzeylerin sürtünmesiz olduğu kabul edilmiştir. Rijit panç, dış yük ve FD ortotrop tabaka z eksenine göre simetrik olduğundan hesaplamalar x eksenine doğrultusunda; FD ortotrop tabaka için $(0, +\infty)$, rijit panç için ise $(0, +a)$ arasında yapılmıştır. Temas yüzeylerinde yalnızca basınç gerilmelerinin iletebildiği varsayılmıştır. Çözüm düzlem hal için yapıldığından y doğrultusundaki uzunluk birim olarak alınmıştır. Çözümlerde FD ortotrop tabakanın kütle kuvveti dikkate alınmıştır. Problemin geometrisi ve yükleme durumu Şekil 1 ve 2’de verilmiştir.



Şekil 1: Problemin Geometrisi (Panç Profilinin Silindirik Olması Durumu)



Şekil 2: Problemin Geometrisi (Panç Profilinin Düz Olması Durumu)

(30-34) ve (49-53) ifadeleri (54-58)'de yerlerine yazılırsa FD ortotrop tabaka için yer değiştirme ve gerilme alanları aşağıdaki gibi elde edilirler:

$$u = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 A_i e^{n_i z} \sin(\alpha x) d\alpha + \left[\frac{gx\beta(1 + e^{h\gamma}(-1 + h\gamma))C_{130}\rho_0}{(-1 + e^{h\beta})\gamma^2(C_{130}^2 - C_{110}C_{330})} \right] \quad (59)$$

w

$$= \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 A_i \gamma_i e^{n_i z} \cos(\alpha x) d\alpha + \left[\frac{g \left[\frac{e^{-z\beta}\gamma(e^{z\beta}\beta - e^{z\gamma}\beta + e^{h\gamma}(\beta - \gamma) + e^{z\beta+h\gamma}(-\beta + \gamma))}{\beta(\beta - \gamma)} + \frac{z\beta(1 + e^{h\gamma}(-1 + h\gamma))C_{130}^2}{(-1 + e^{h\beta})(C_{130}^2 - C_{110}C_{330})} \right] \rho_0}{\gamma^2 C_{330}} \right] \quad (60)$$

σ_x

$$= \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 (A_i (C_{110}\alpha + C_{130}\gamma_i n_i) e^{z(\beta+n_i)}) \cos(\alpha x) d\alpha + \left[\frac{g(e^{z\beta}\beta + e^{h\gamma}\gamma - e^{z\gamma}\gamma - e^{h(\beta+\gamma)}\gamma + e^{h\beta+z\gamma}\gamma + e^{z\beta+h\gamma}\beta(-1 + h\gamma))C_{130}\rho_0}{(-1 + e^{h\beta})\gamma^2 C_{330}} \right] \quad (61)$$

$$\sigma_z = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \sum_{i=1}^4 (A_i (C_{130}\alpha + C_{330}\gamma_i n_i) e^{z(\beta+n_i)}) \cos(\alpha x) d\alpha - \left[\frac{(e^{h\gamma} - e^{z\gamma})g\rho_0}{\gamma} \right] \quad (62)$$

$$\tau_{xz} = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \sum_{i=1}^4 A_i C_{550} (n_i - \alpha \gamma_i) e^{z(\beta+n_i)} \sin(\alpha x) d\alpha \quad (63)$$

FD ortotrop tabakanın alt ve üst yüzeylerindeki temas yüzeylerinde sınır şartları sağlatılarak (59-63) ifadelerinde geçen $A_i (i=1, \dots, 4)$ bilinmeyen katsayıları elde edilecektir. Problemin sınır şartları yazılırken; rijit panç altındaki gerilme yayılımı $P(x)$ gibi bir fonksiyon, temas yüzeylerinde sürtünme olmadığı varsayımıyla temas yüzeylerindeki kayma gerilmeleri sıfır ve FD ortotrop tabaka rijit temele oturduğundan düşey doğrultudaki yer değiştirme sıfır olarak alınmıştır. Belirtilen bu hususlar dikkate alınarak problemin sınır şartları aşağıdaki gibi ifade edilmiştir:

$$\sigma_z(x, h) = \begin{cases} -P(x) & ; \quad (-a < x < a) \\ 0 & ; \quad (x \leq -a, \quad x \geq +a) \end{cases} \quad (64)$$

$$\tau_{xz}(x, h) = 0 \quad (-\infty < x < \infty) \quad (65)$$

$$\tau_{xz}(x, 0) = 0 \quad (-\infty < x < \infty) \quad (66)$$

$$w(x, 0) = 0 \quad (-\infty < x < \infty) \quad (67)$$

(64) ifadesindeki a , FD ortotrop tabaka ile rijit panç arasındaki yarı temas uzunluğunu göstermektedir.

Probleme ait denge şartı ise aşağıda verilmiştir:

$$\int_{-a}^a P(x) dx = P \quad (68)$$

2.2. KATSAYILARIN BELİRLENMESİ

Sınır şartlarının (59-63) denklemlerine uygulanması ile dört bilinmeyenli dört cebrik denklem aşağıdaki gibi elde edilir:

$$\sum_{i=1}^4 (A_i (C_{130} \alpha + C_{330} \gamma_i n_i) e^{h(\beta+n_i)}) = - \int_0^a P(t) \cos(\alpha t) dt \quad (69)$$

$$\sum_{i=1}^4 A_i (n_i - \alpha \gamma_i) e^{n_i h} = 0 \quad (70)$$

$$\sum_{i=1}^4 A_i(n_i - \alpha \gamma_i) = 0 \quad (71)$$

$$\sum_{i=1}^4 A_i \gamma_i = 0 \quad (72)$$

(69-72) denklem takımının çözülmesi ile $A_i(i=1,...,4)$ katsayıları aşağıdaki gibi hesaplanırlar:

$$A_i = \int_0^a A_i^P P(t) \cos(\alpha t) dt \quad (73)$$

Burada $A_i^P(i=1,...,4)$ ifadeleri aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır:

$$A_1^P = \frac{(\gamma_4(-\Gamma_7\Gamma_{10} + \Gamma_6\Gamma_{11}) + \gamma_3(\Gamma_8\Gamma_{10} - \Gamma_6\Gamma_{12}) + \gamma_2(-\Gamma_8\Gamma_{11} + \Gamma_7\Gamma_{12}))}{(\gamma_2\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_9 - \gamma_2\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_9 - \gamma_1\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_{10} + \gamma_1\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_{10} - \gamma_2\Gamma_4\Gamma_5\Gamma_{11} + \gamma_1\Gamma_4\Gamma_6\Gamma_{11} + \gamma_2\Gamma_1\Gamma_8\Gamma_{11} - \gamma_1\Gamma_2\Gamma_8\Gamma_{11} + \gamma_4(\Gamma_3(\Gamma_6\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(-\Gamma_7\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{11}) + \Gamma_1(\Gamma_7\Gamma_{10} - \Gamma_6\Gamma_{11})) + \gamma_2\Gamma_3\Gamma_5\Gamma_{12} - \gamma_1\Gamma_3\Gamma_6\Gamma_{12} - \gamma_2\Gamma_1\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_1\Gamma_2\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_3(\Gamma_4(-\Gamma_6\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(\Gamma_8\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{12}) + \Gamma_1(-\Gamma_8\Gamma_{10} + \Gamma_6\Gamma_{12})))} \quad (74)$$

$$A_2^P = \frac{(\gamma_4(\Gamma_7\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{11}) + \gamma_3(-\Gamma_8\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{12}) + \gamma_1(\Gamma_8\Gamma_{11} - \Gamma_7\Gamma_{12}))}{(\gamma_2\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_9 - \gamma_2\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_9 - \gamma_1\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_{10} + \gamma_1\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_{10} - \gamma_2\Gamma_4\Gamma_5\Gamma_{11} + \gamma_1\Gamma_4\Gamma_6\Gamma_{11} + \gamma_2\Gamma_1\Gamma_8\Gamma_{11} - \gamma_1\Gamma_2\Gamma_8\Gamma_{11} + \gamma_4(\Gamma_3(\Gamma_6\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(-\Gamma_7\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{11}) + \Gamma_1(\Gamma_7\Gamma_{10} - \Gamma_6\Gamma_{11})) + \gamma_2\Gamma_3\Gamma_5\Gamma_{12} - \gamma_1\Gamma_3\Gamma_6\Gamma_{12} - \gamma_2\Gamma_1\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_1\Gamma_2\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_3(\Gamma_4(-\Gamma_6\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(\Gamma_8\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{12}) + \Gamma_1(-\Gamma_8\Gamma_{10} + \Gamma_6\Gamma_{12})))} \quad (75)$$

$$A_3^P = \frac{(\gamma_4(-\Gamma_6\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{10}) + \gamma_2(\Gamma_8\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{12}) + \gamma_1(-\Gamma_8\Gamma_{10} + \Gamma_6\Gamma_{12}))}{(\gamma_2\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_9 - \gamma_2\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_9 - \gamma_1\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_{10} + \gamma_1\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_{10} - \gamma_2\Gamma_4\Gamma_5\Gamma_{11} + \gamma_1\Gamma_4\Gamma_6\Gamma_{11} + \gamma_2\Gamma_1\Gamma_8\Gamma_{11} - \gamma_1\Gamma_2\Gamma_8\Gamma_{11} + \gamma_4(\Gamma_3(\Gamma_6\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(-\Gamma_7\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{11}) + \Gamma_1(\Gamma_7\Gamma_{10} - \Gamma_6\Gamma_{11})) + \gamma_2\Gamma_3\Gamma_5\Gamma_{12} - \gamma_1\Gamma_3\Gamma_6\Gamma_{12} - \gamma_2\Gamma_1\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_1\Gamma_2\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_3(\Gamma_4(-\Gamma_6\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(\Gamma_8\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{12}) + \Gamma_1(-\Gamma_8\Gamma_{10} + \Gamma_6\Gamma_{12})))} \quad (76)$$

$$A_4^P = \frac{(\gamma_3(\Gamma_6\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{10}) + \gamma_2(-\Gamma_7\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{11}) + \gamma_1(\Gamma_7\Gamma_{10} - \Gamma_6\Gamma_{11}))}{(\gamma_2\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_9 - \gamma_2\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_9 - \gamma_1\Gamma_4\Gamma_7\Gamma_{10} + \gamma_1\Gamma_3\Gamma_8\Gamma_{10} - \gamma_2\Gamma_4\Gamma_5\Gamma_{11} + \gamma_1\Gamma_4\Gamma_6\Gamma_{11} + \gamma_2\Gamma_1\Gamma_8\Gamma_{11} - \gamma_1\Gamma_2\Gamma_8\Gamma_{11} + \gamma_4(\Gamma_3(\Gamma_6\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(-\Gamma_7\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{11}) + \Gamma_1(\Gamma_7\Gamma_{10} - \Gamma_6\Gamma_{11})) + \gamma_2\Gamma_3\Gamma_5\Gamma_{12} - \gamma_1\Gamma_3\Gamma_6\Gamma_{12} - \gamma_2\Gamma_1\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_1\Gamma_2\Gamma_7\Gamma_{12} + \gamma_3(\Gamma_4(-\Gamma_6\Gamma_9 + \Gamma_5\Gamma_{10}) + \Gamma_2(\Gamma_8\Gamma_9 - \Gamma_5\Gamma_{12}) + \Gamma_1(-\Gamma_8\Gamma_{10} + \Gamma_6\Gamma_{12})))} \quad (77)$$

(74-77) ifadelerinde geçen Γ_i ($i = 1, \dots, 12$)'ler aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır:

$$\Gamma_1 = e^{h(\beta+n_1)}(\alpha C_{130} + C_{330} \gamma_1 n_1) \quad (78)$$

$$\Gamma_2 = e^{h(\beta+n_2)}(\alpha C_{130} + C_{330} \gamma_2 n_2) \quad (79)$$

$$\Gamma_3 = e^{h(\beta+n_3)}(\alpha C_{130} + C_{330} \gamma_3 n_3) \quad (80)$$

$$\Gamma_4 = e^{h(\beta+n_4)}(\alpha C_{130} + C_{330} \gamma_4 n_4) \quad (81)$$

$$\Gamma_5 = e^{hn_1}(-\alpha \gamma_1 + n_1) \quad (82)$$

$$\Gamma_6 = e^{hn_2}(-\alpha \gamma_2 + n_2) \quad (83)$$

$$\Gamma_7 = e^{hn_3}(-\alpha \gamma_3 + n_3) \quad (84)$$

$$\Gamma_8 = e^{hn_4}(-\alpha \gamma_4 + n_4) \quad (85)$$

$$\Gamma_9 = (-\alpha \gamma_1 + n_1) \quad (86)$$

$$\Gamma_{10} = (-\alpha \gamma_2 + n_2) \quad (87)$$

$$\Gamma_{11} = (-\alpha \gamma_3 + n_3) \quad (88)$$

$$\Gamma_{12} = (-\alpha \gamma_4 + n_4) \quad (89)$$

2.3. İNTEGRAL DENKLEMİN ELDE EDİLMESİ

FD ortotrop tabakanın herhangi bir noktasındaki gerilme veya yer değiştirme değerini hesaplamak için ilk olarak panç altındaki temas gerilme yayılımının ($P(x)$) elde edilmesi gerekmektedir. Bunun için aşağıdaki sınır şartından yararlanılacaktır:

$$\frac{\partial}{\partial x} w(x, h) = \frac{d}{dx} F(x) = f(x) \quad (-a < x < a) \quad (90)$$

(90)'da geçen $F(x)$ rijit panç profilini tanımlayan fonksiyonu göstermektedir. $\frac{\partial}{\partial x} w(x, z)$ ifadesi açık biçimde yazılırsa:

$$\frac{\partial}{\partial x} w(x, z) = -\frac{2}{\pi} \int_0^\infty \alpha \sum_{i=1}^4 A_i \gamma_i e^{n_i z} \sin(\alpha x) d\alpha = f(x) \quad (91)$$

elde edilir. A_i ($i=1, \dots, 4$) katsayıları (91)'de yerine yazılır ve gerekli düzenlemeler yapılırsa

$\frac{\partial}{\partial x} w(x, z)$ en geniş şekliyle oluşturulmuş olur.

$z \rightarrow h$ limitine geçmeden önce çekirdeğin yakınsamasını bozan terimlerin belirlenmesi gerekmektedir. Çekirdeğin yakınsamasını bozan bu terim çekirdek içinden çıkarılıp kapalı integrali alındıktan sonra $z \rightarrow h$ limitine geçilir ve $P(t)=P(-t)$ olduğu dikkate alınırsa singüler integral denklem aşağıdaki gibi elde edilir:

$$\frac{1}{\pi} \int_{-a}^a \left[\frac{1}{t-x} + T(x, t) \right] P(t) dt = \frac{C_{550}}{MM} f(x) \quad (92)$$

Burada;

$$T(x, t) = \frac{1}{MM} \int_0^\infty (\mathcal{H}(\alpha) - MM) \sin(\alpha(t-x)) d\alpha \quad (93)$$

$$\mathcal{H}(\alpha) = \sum_{i=1}^4 -\alpha A_i^P \gamma_i e^{n_i h} \quad (94)$$

$$MM = \lim_{\alpha \rightarrow \infty} \mathcal{H}(\alpha) \quad (95)$$

olarak yazılabilir.

Dış yük P kritik yük değeri olan P_{cr} 'ten küçükse FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas sürekli olur ve bileşenler arasında ayrılma olmaz. Başka bir deyişle sürekli temas durumu sadece dış yükün henüz belirlenmemiş olan P_{cr} ($0 < P < P_{cr}$) değerinden daha küçük olması halinde geçerlidir. FD ortotrop tabaka ve rijit temel arasındaki ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yükün ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik noktanın belirlenmesi için FD ortotrop tabaka ve rijit temel arasındaki temas gerilmesi $\sigma_z(x, 0)$ 'nin hesaplanması gerekmektedir. Daha önce (73) ifadesinde verilmiş olan A_i ($i=1, \dots, 4$) katsayıları (62) denkleminde yerlerine yazılır, simetri nedeniyle $P(t)=P(-t)$ olarak alınırsa ara yüzeydeki gerilme aşağıdaki gibi belirlenir:

$$\sigma_z(x, 0) = -\frac{(e^{h\gamma} - 1)g\rho_0}{\gamma} + \frac{1}{\pi} \int_{-a}^+ H(x, t) P(t) dt \quad (96)$$

Burada,

$$H(x, t) = \int_0^\infty B(\alpha, 0) \cos[\alpha(t-x)] d\alpha \quad (97)$$

$$B(\alpha, 0) = \sum_{i=1}^4 \left(A_i^P (C_{130} \alpha + C_{330} \gamma_i n_i) \right) \quad (98)$$

İntegral denklemin sayısal çözümünü kolaylaştırmak amacıyla aşağıda verilen boyutsuz büyüklükler tanımlanmıştır:

$$x = a\varrho \quad (99)$$

$$t = a\varsigma \quad (100)$$

$$\mathcal{U}(\varsigma) = \frac{P(a\varsigma)}{C_{550}} \quad (101)$$

(101) ifadesinde geçen $\mathcal{U}(\varsigma)$ boyutsuz temas gerilmesini ifade etmektedir. (99-101) ifadeleriyle tanımlanan boyutsuz büyüklükler (68), (92) ve (96)'da yerlerine yazılır ve gerekli ara işlemler yapılırsa (68) numaralı denge şartı, (92) numaralı integral denklem ve (96) numaralı denklem aşağıdaki hale dönüşürler:

$$\frac{a}{h} \int_{-1}^1 \mathcal{U}(\varsigma) d\varsigma = \lambda \quad (102)$$

$$\frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \mathcal{U}(\varsigma) \left[\frac{1}{\varsigma - \varrho} + N(\varrho, \varsigma) \right] d\varsigma = \frac{1}{MM} f(a\varrho) \quad (103)$$

$$\frac{\sigma_z(x, 0)}{C_{550}} = -\frac{(e^{h\gamma} - 1)g\rho_0}{\gamma C_{550}} + \frac{1}{\pi} \frac{a}{h} \int_{-1}^{+1} H^*(x, a\varsigma) \mathcal{U}(\varsigma) d\varsigma \quad (104)$$

(102) ve (103) denkleminde geçen λ yük faktörü ve $N(\varrho, \varsigma)$ aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır:

$$\lambda = \frac{P/h}{C_{550}} \quad (105a)$$

$$N(\varrho, \varsigma) = \frac{a}{h} T(a\varrho, a\varsigma) \quad (105b)$$

2.4. İNTEGRAL DENKLEMİN SAYISAL ÇÖZÜMÜ

İntegral denklemin sayısal çözümünü elde etmek için daha önce (90) ifadesinde tanımlanan $F(x)$ panç yüzey profil fonksiyonunun belirlenmesi önemlidir. Sayısal çözüm spesifik panç profiline bağlı olarak değiştiği için bu profil fonksiyonunun belirlenmesi önem arz etmektedir. Bu çalışmada, silindirik ve düz panç profilleri dikkate alınarak integral denklemin sayısal çözümü gerçekleştirilecektir.

2.4.1. Silindirik Panç Durumunda İntegral Denklemin Sayısal Çözümü

Panç profilinin silindirik olması durumunda $f(x)$ fonksiyonu ($x \ll R$ için) aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$f(x) = \frac{d}{dx} [F(x)] = \frac{x}{R} \quad (106)$$

Burada R panç yarıçapını göstermektedir. Panç ile FD ortotrop tabaka arasındaki temasta, temas alanının uçlarında temas gerilmeleri sıfır olduğundan singüler integral denklemin indeksi “-1” olarak alınır (Erdoğan ve Gupta, 1972). Bu durumda integral denklemin sayısal çözümü

$$\bar{U}(\zeta) = Y(\zeta)(1 - \zeta^2)^{1/2} \quad (107)$$

şeklinde aranır ve uygun Gauss-Chebyshev integrasyon formülü kullanılırsa (102-104) denklemleri aşağıdaki hale indirgenebilir (Erdoğan ve Gupta, 1972):

$$\frac{a}{h} \sum_{k=1}^n (1 - \zeta_k^2) Y(\zeta_k) = \frac{(n+1)}{\pi} \lambda \quad (108)$$

$$\sum_{k=1}^n (1 - \zeta_k^2) \left[\frac{1}{\zeta_k - \varrho_j} + N(\varrho_j, \zeta_k) \right] Y(\zeta_k) = \frac{(n+1)}{\pi} \frac{1}{MM} \frac{a/h}{R/h} \varrho_j \quad (109)$$

$$\frac{\sigma_z(x, 0)}{C_{550}} = - \frac{(e^{h\gamma} - 1)g\rho_0}{\gamma C_{550}} + \frac{a}{h} \sum_{k=1}^n W_k H^*(\varrho_i, \zeta_k) Y(\zeta_k) \quad (110)$$

Burada;

$$\zeta_k = \cos \frac{k\pi}{n+1} \quad (k = 1, \dots, n) \quad (111)$$

$$\varrho_j = \cos \left(\frac{\pi(2j-1)}{2n+2} \right) \quad (j = 1, \dots, n+1) \quad (112)$$

$$W_k = \frac{(1 - \zeta_k^2)}{(n+1)} \quad (k = 1, \dots, n) \quad (113)$$

olarak yazılabilir.

Sürekli temas halinin geçerli olabilmesi için FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilmesinin temas yüzeyi boyunca her yerde basınç olması gerekmektedir. Bu durumun aşağıdaki şartın sağlanmasıyla karşılanacağı açıktır.

$$\max \left[\frac{\sigma_z(x, 0)}{C_{550}} \right] \leq 0 \quad (114)$$

(114) şartını sağlayan her yük değerinin kritik yük olmadığı aşıkardır. FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yükün ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik noktanın belirlenmesi için (110) numaralı denklemin sıfıra eşitlenmesi gerekmektedir.

$$\frac{\sigma_z(x, 0)}{C_{550}} = -\frac{(e^{h\gamma} - 1)g\rho_0}{\gamma C_{550}} + \frac{a}{h} \sum_{k=1}^n W_k H^*(\varrho_i, \varsigma_k) Y(\varsigma_k) = 0 \quad (115)$$

(109) ifadesindeki $(n/2+1)$ 'inci denklem uygunluk şartına karşılık geldiğinden otomatik olarak sağlanır. Bu denklem, (109)'dan çıkarıldığında (108), (109) ve (115) ifadeleriyle verilmiş denklemlerden $(n+2)$ bilinmeyenli $(n+2)$ denklemden oluşan bir denklem sistemi elde edilir. Denklem sistemi a/h ve λ bilinmeyenleri nedeniyle lineer olmayan bir yapıdadır. Bu nedenle bilinmeyenleri hesaplamak için iteratif bir yöntem kullanılması gerekmektedir.

İteratif yöntemde öncelikle temas uzunluğu (a/h) ve kritik ayrılma yükü (λ_{cr}) değerleri tahmin edilir ve (109) denkleminin çözümünden $Y(\varsigma_k)$ değerleri hesaplanır. Elde edilen bu değerler (108) numaralı denge şartında ve (114-115) ifadelerinde yerlerine yazılarak bu ifadelerin sağlanıp sağlanmadığı kontrol edilir. Eğer bu şartlar istenilen hassasiyet ile sağlanmıyorsa temas uzunluğu ve kritik ayrılma yükü için yeni değerler seçilir ve aynı işlemler tekrarlanır. (115) şartını sağlayan λ değeri kritik ayrılma yükü (λ_{cr}) ve bu ifadeyi sağlayan x/h değeri de kritik ayrılma noktasıdır (x_{cr}/h). İterasyon için hassasiyet değeri 10^{-7} olarak seçilmiş ve Newton-Raphson yöntemine dayalı iterasyon prosedürü uygulanmıştır.

2.4.2. Düz Panç Durumunda İntegral Denklemin Sayısal Çözümü

Pançın yüzey profilinin düz olması durumunda $F(x)$ fonksiyonu sabit bir değere eşit olur. Bu durumda;

$$f(x) = \frac{d}{dx}[F(x)] = 0 \quad (116)$$

olarak yazılabilir. Pançın uçlarında temas gerilmeleri tekilliğe sahip olduğundan (103) numaralı integral denklemin indeksi “+1” olarak alınır (Erdoğan ve Gupta, 1972). Buna göre çözüm,

$$\mathcal{U}(\varsigma) = Y(\varsigma)(1 - \varsigma^2)^{-1/2} \quad (117)$$

şeklinde aranır ve uygun Gauss-Chebyshev integrasyon formülü kullanılırsa (102-104) denklemleri aşağıdaki cebrik denklem takımına dönüştürülürler (Erdoğan ve Gupta, 1972):

$$\frac{a}{h} \sum_{k=1}^n D_k Y(\varsigma_k) = \lambda \quad (118)$$

$$\sum_{k=1}^n D_k \left[\frac{1}{\varsigma_k - \varrho_j} + N(\varrho_j, \varsigma_k) \right] Y(\varsigma_k) = 0 \quad (j = 1, \dots, n-1) \quad (119)$$

$$\frac{\sigma_z(x, 0)}{C_{550}} = -\frac{(e^{h\gamma} - 1)g\rho_0}{\gamma C_{550}} + \frac{a}{h} \sum_{k=1}^n D_k H^*(\varrho_i, \varsigma_k) Y(\varsigma_k) \quad (120)$$

Burada:

$$D_1 = D_n = \frac{\pi}{2n - 2} \quad (121a)$$

$$D_k = \frac{\pi}{n - 1} \quad (k = 2, \dots, n - 1) \quad (121b)$$

$$\varsigma_k = \cos\left(\frac{k - 1}{n - 1}\pi\right), \quad (k = 1, \dots, n) \quad (122)$$

$$\varrho_j = \cos\left(\frac{2j - 1}{2n - 2}\pi\right), \quad (j = 1, \dots, n - 1) \quad (123)$$

olarak tanımlanmaktadır.

Sürekli temas halinin geçerli olabilmesi için (114) numaralı şartın sağlanması gerekmektedir. (114) şartını sağlayan her yük değerinin kritik yük olmadığı aşıkardır. FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yükün ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik noktanın belirlenmesi için (120) numaralı denklemin sıfıra eşitlenmesi gerekmektedir.

$$\frac{\sigma_z(x, 0)}{C_{550}} = -\frac{(e^{h\gamma} - 1)g\rho_0}{\gamma C_{550}} + \frac{a}{h} \sum_{k=1}^n D_k H^*(\varrho_i, \varsigma_k) Y(\varsigma_k) = 0 \quad (124)$$

(118), (119) ve (124) ifadelerinden $(n+1)$ bilinmeyenli $(n+1)$ adet cebrik denklem elde edilir. $Y(\varsigma_k)$ ve λ_{cr} bilinmeyenleri bir iterasyon prosedürü sonucunda belirlenecektir. Bu yöntemde önce kritik ayrılma yükü (λ_{cr}) tahmin edilir. Ardından $Y(\varsigma_k)$ değerleri (118-119) denklemlerinden hesaplanır. Hesaplanan $Y(\varsigma_k)$ değerleri (114) ve (124) şartlarında yerlerine yazılarak bu şartların sağlanıp sağlanmadıkları kontrol edilir. Bu şartlar sağlatılana kadar iterasyonlara devam edilir. FD ortotrop tabaka ile rijit temelin ara yüzeyindeki gerilme belirli bir $x=x_{cr}$ noktasında sıfıra eşit ise yani $\frac{\sigma_z(x_{cr}/h, 0)}{C_{550}} = 0$ ise bu durumu sağlayan yük kritik ayrılma yükü (λ_{cr}), bu durumu sağlayan (x_{cr}/h) noktası da kritik ayrılma noktasıdır. İterasyon için hassasiyet değeri 10^{-7} olarak seçilmiştir.

ÜÇÜNCÜ BÖLÜM

3. BULGULAR

Bu bölümde rijit bir panç aracıyla yüklenmiş ve rijit temele oturan FD ortotrop tabakanın sürekli bir temas probleminin çözümü sonucunda elde edilen bulgular irdelenmiştir. Panç profilinin düz ve silindirik olması durumları ayrı ayrı incelenmiştir. Panç altındaki temas gerilmeleri, temas uzunlukları, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yük, ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik nokta, simetri eksenini boyunca meydana gelen normal gerilmeler, simetri eksenine yakın bir kesitteki kayma gerilmeleri ve FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas yüzeyi boyunca σ_x normal gerilmeleri çeşitli parametreler için elde edilmiştir. Bu çalışmada kullanılan ortotrop malzemelere ilişkin mekanik özellikler Tablo 1’de verilmiştir.

Tablo 1: Çalışmada Kullanılan Ortotrop Malzemelerin Malzeme Özellikleri (Binienda ve Pindera, 1994)

Malzeme Özellği	Grafit/Epoksi (Gr/Ep P75/934)	Grafit/Epoksi (Gr/Ep T300/934)	Cam/Epoksi (Gl/Ep)	Grafit/Alüminyum (Gr/Al)	Bor/Alüminyum (B/Al)
E_x (GPa)	243.0	144.8	42.7	402.6	227.5
E_y (GPa)	7.2	10.3	11.7	24.1	137.9
E_z (GPa)	7.2	10.3	11.7	24.1	137.9
μ_{xy} (GPa)	3.929	5.515	8.238	16.75	55.152
μ_{xz} (GPa)	3.929	5.515	8.238	16.75	55.152
μ_{yz} (GPa)	2.406	3.447	3.778	8.34	49.244
ν_{xy}	0.33	0.30	0.27	0.29	0.24
ν_{xz}	0.33	0.30	0.27	0.29	0.24
ν_{yz}	0.49	0.50	0.55	0.45	0.40

3.1. BU ÇALIŞMADA ELDE EDİLEN SONUÇLARIN LİTERATÜR İLE KARŞILAŞTIRILMASI

Tablo 2 ve 3’te panç profilinin silindirik olması durumunda bu çalışmanın sonuçlarının literatürdeki Öner (2021) sonuçları ile karşılaştırılması sunulmuştur. Öner (2021) tarafından yapılan çalışma bu çalışmanın özel bir halini içermektedir. Bu çalışmada ele alınan problem çeşitli parametreler üzerinden yapılan değişikliklerle Öner (2021)’deki probleme dönüştürülmüştür. Öner (2021) çalışmasında rijit temele oturan homojen ortotrop tabakanın sürekli temas problemini ele aldığından, bu çalışmayı söz konusu özel hale dönüştürmek için rijitlik parametresi değeri sıfıra çok yakın ($\beta \rightarrow 0$) alınmıştır. Tablo 2 ve 3 incelendiğinde bu çalışmada elde edilen temas uzunluğu değerlerinin Öner (2021) tarafından sunulan değerlerle

oldukça iyi bir uyum içerisinde olduğu ve maksimum farkın %0.00224463 olduğu görülmektedir.

Tablo 2: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) İçin Bulunan Temas Uzunluklarının Öner (2021) ile Karşılaştırılması (R/h=100)

$(P/h)/C_{550}$	Bu çalışma	Öner (2021)	Fark (%)
$\downarrow$	a/h	a/h	
0.002	0.3087452036	0.308746	0.000257947
0.005	0.4763026368	0.476304	0.000286204
0.01	0.652509646099	0.652495	0.00224463
0.02	0.881614357434	0.881605	0.001061409
0.1	1.685491948	1.685496	0.000240404
0.5	3.06318900513	3.063185	0.000130751

Tablo 3: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) İçin Bulunan Temas Uzunluklarının Öner (2021) ile Karşılaştırılması (R/h=500)

$(P/h)/C_{550}$	Bu çalışma	Öner (2021)	Fark (%)
$\downarrow$	a/h	a/h	
0.002	0.6524941605	0.652495	0.00012866
0.005	0.9683893358	0.968379	0.00106733
0.01	1.285005912	1.285009	0.00024031
0.02	1.68551018378	1.685496	0.00084152
0.1	3.06318900513	3.063185	0.000130751
0.5	5.41332749471	5.413327	0.000009139

Tablo 4: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) İçin Bulunan Temas Uzunluklarının Çömez vd. (2019) ile Karşılaştırılması

Bu Çalışma	Çömez vd. (2019)	Fark (%)
a/h	a/h	
0.736317353257	0.7290	1.003752161

Tablo 4'te panç profilinin silindirik olması durumunda bu çalışmanın sonuçlarının literatürdeki Çömez vd. (2019) sonuçları ile karşılaştırılması sunulmuştur. Çömez vd. (2019) tarafından yapılan çalışma bu çalışmanın özel bir halini içermektedir. Bu çalışmada ele alınan problem çeşitli parametreler üzerinden yapılan değişikliklerle Çömez vd. (2019)'daki probleme dönüştürülmüştür. Çömez vd. (2019) çalışmalarında rijit temele oturan homojen ortotrop tabakanın sürtünmeli temas problemini ele aldıklarından, bu çalışmayı söz konusu özel hale dönüştürmek için rijitlik parametresi değeri sıfıra çok yakın ($\beta \rightarrow 0$) alınmıştır. Karşılaştırma Çömez vd. (2019)'daki sürtünme katsayısının sıfır olduğu sonuçla gerçekleştirilmiştir. Tablo 4'teki verilere göre, bu çalışmada elde edilen temas uzunluğu değerinin Çömez vd. (2019) tarafından sunulan değerle oldukça uyumlu olduğu ve aradaki farkın %1.003752161 olduğu gözlemlenmektedir.

Tablo 5'te pañç profilinin düz olması durumunda bu çalışmanın sonuçlarının literatürdeki Civelek vd. (1978) sonuçları ile karşılaştırılması sunulmuştur. Civelek vd. (1978) tarafından yapılan çalışma bu çalışmanın özel bir halini içermektedir. Bu çalışmada ele alınan problem çeşitli parametreler üzerinden yapılan değişikliklerle Civelek vd. (1978) tarafından sunulan probleme dönüştürülmüştür. Civelek vd. (1978) çalışmalarında rijit temele oturan ve düz bir blok aracılığıyla yüklenmiş homojen izotrop tabakanın temas problemini ele aldıklarından, bu çalışmayı söz konusu özel hale dönüştürmek için rijitlik parametresi ve yoğunluk parametresi değerleri sıfıra çok yakın ($\beta \rightarrow 0$, $\gamma \rightarrow 0$) alınmış ve ortotrop malzeme özellikleri izotrop karşılıklarına dönüştürülmüştür. Tablo 5'teki verilere göre, bu çalışmada elde edilen kritik ayrılma yükü verileri ile Civelek vd. (1978) tarafından elde edilen kritik ayrılma yükü verileri arasında mükemmel bir uyum gözlemlenmiştir ve aradaki maksimum fark %0.034986413'tür.

Tablo 5: Pañç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yükü Değerlerinin Civelek vd. (1978) ile Karşılaştırılması

a/h	Bu çalışma	Civelek vd. (1978)	Fark (%)
$\downarrow$	λ_{cr}	λ_{cr}	
0.5	58.9006	58.88	0.034986413
1	92.4218	92.4	0.023593074
2	169.585	169.57	0.008845904

Tablo 6'da pañç profilinin düz olması durumunda bu çalışmanın sonuçlarının Civelek ve Erdoğan (1976) tarafından yapılan çalışma ile karşılaştırılması sunulmuştur. Civelek ve Erdoğan (1976) tarafından yapılan çalışma bu çalışmanın özel bir halini içermektedir. Bu çalışmada ele alınan problem çeşitli parametreler üzerinden yapılan değişikliklerle Civelek ve Erdoğan (1976) tarafından araştırılan probleme dönüştürülmüştür. Civelek ve Erdoğan (1976) çalışmalarında rijit temele oturan ve tekil yükle yüklenmiş homojen izotrop tabakanın temas problemini ele almışlardır. Bu çalışmada rijitlik parametresi ve yoğunluk parametresi değerleri sıfıra çok yakın ($\beta \rightarrow 0$, $\gamma \rightarrow 0$) alınır ve ortotrop malzeme özellikleri izotrop karşılıklarına dönüştürülürse ele alınan bu problem Civelek ve Erdoğan (1976) tarafından çözülen probleme dönüştürülmüş olur. Tablo 6 incelendiğinde bu çalışmada elde edilen kritik ayrılma yükü ve kritik ayrılma noktası değerlerinin Civelek ve Erdoğan (1976) tarafından elde edilen kritik ayrılma yükü ve kritik ayrılma noktası değerleri ile son derece uyumlu olduğu belirlenmiştir. Bu çalışmada elde edilen sonuçlar ile Civelek ve Erdoğan (1976) tarafından elde edilen sonuçlar arasındaki maksimum fark %0.025415831'dir.

Tablo 6: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yüğü ve Kritik Ayrılma Noktası Değerlerinin Civelek ve Erdoğan (1976) ile Karşılaştırılması

a/h ↓	Bu çalışma		Civelek ve Erdoğan (1976)		Fark (%)	
	λ_{cr}	x_{cr}/h	λ_{cr}	x_{cr}/h	λ_{cr}	x_{cr}/h
0.0000001	44.1489	1.771	44.13924	1.77055	0.021885288	0.025415831

Tablo 7 ve 8’de panç profilinin düz olması durumunda bu çalışmanın sonuçlarının Öner (2021) tarafından yapılan çalışma ile karşılaştırılması sunulmuştur. Öner (2021) tarafından yapılan çalışma bu çalışmanın özel bir halini içermektedir. Bu çalışmada ele alınan problem çeşitli parametreler üzerinden yapılan değişikliklerle Öner (2021) tarafından incelenen probleme dönüştürülmüştür. Öner (2021) çalışmasında rijit temele oturan ve düz panç vasıtasıyla yüklenmiş homojen ortotrop tabakanın sürekli temas problemini ele almıştır. Bu çalışmayı Öner (2021) tarafından incelenen probleme dönüştürmek için rijitlik parametresi ve yoğunluk parametresi değerleri sıfıra çok yakın ($\beta \rightarrow 0$, $\gamma \rightarrow 0$) alınmıştır. Tablo 7 ve 8 incelendiğinde bu çalışmada elde edilen kritik ayrılma yüğü ve kritik ayrılma noktası değerlerinin Öner (2021) tarafından elde edilen kritik ayrılma yüğü ve kritik ayrılma noktası değerleri ile oldukça uyumlu olduğu görülmüştür. Bu çalışmada elde edilen sonuçlar ile Öner (2021) tarafından elde edilen sonuçlar arasındaki maksimum fark %0.131578947’dir.

Tablo 7: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yüğü ve Kritik Ayrılma Noktası Değerlerinin Öner (2021) ile Karşılaştırılması (a/h=0.5)

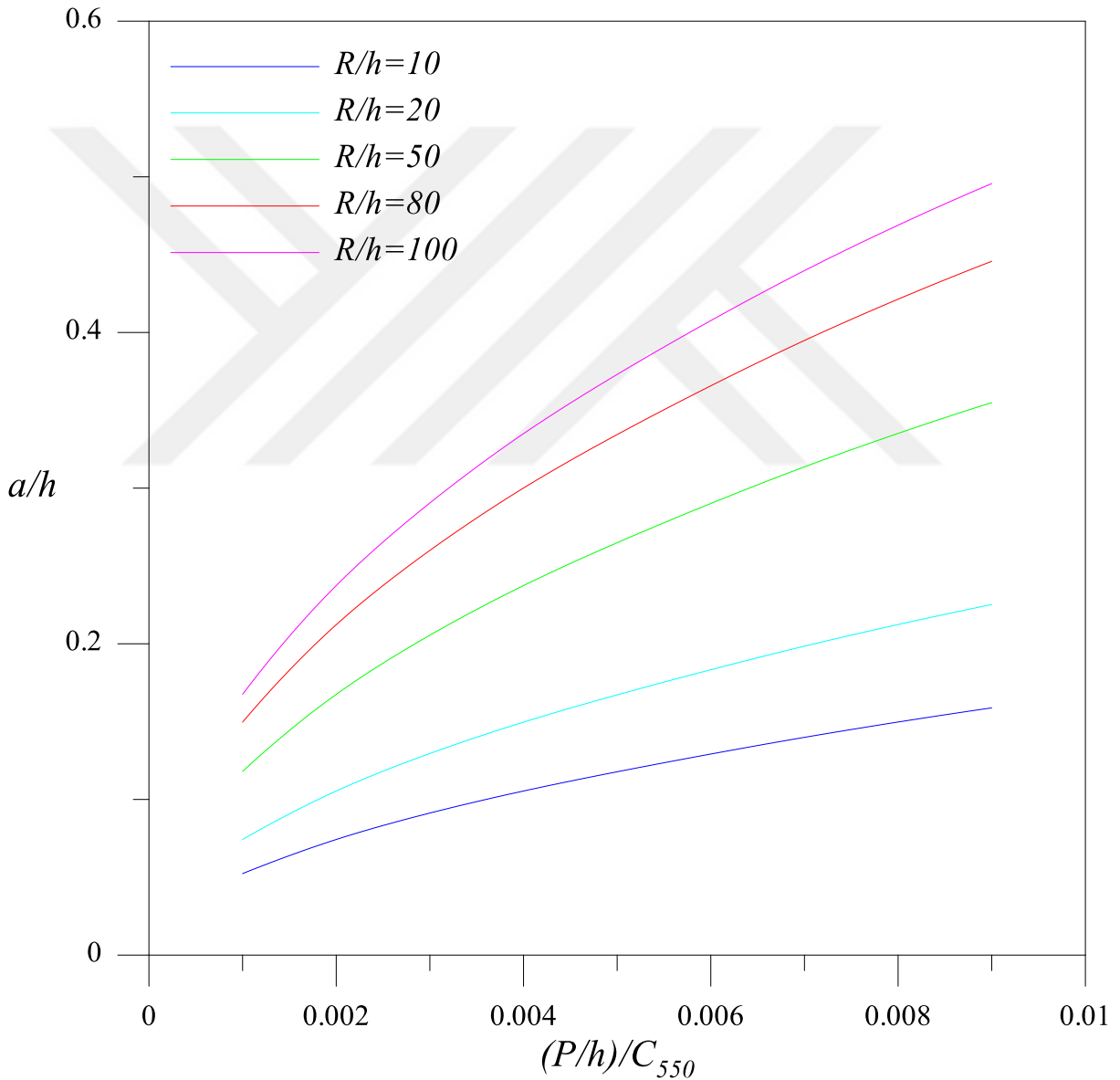
Ortotrop Malzeme Türü ↓	Bu çalışma		Öner (2021)		Fark (%)	
	λ_{cr}	x_{cr}/h	λ_{cr}	x_{cr}/h	λ_{cr}	x_{cr}/h
Gr/Ep (P75/934)	585.983	3.316	585.918	3.32	0.011093703	0.120481928
Gr/Ep (T300/934)	346.23	3.044	346.198	3.04	0.009243265	0.131578947
Gl/Ep	235.903	3.002	235.86	3	0.018231154	0.066666667
Gr/Al	84.5016	2.401	84.4842	2.4	0.020595567	0.041666667
B/Al	81.7092	2.111	81.6957	2.11	0.016524738	0.047393365

Tablo 8: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda ($\beta \rightarrow 0$) ve ($\gamma \rightarrow 0$) İçin Bulunan Kritik Ayrılma Yüğü ve Kritik Ayrılma Noktası Değerlerinin Öner (2021) ile Karşılaştırılması (a/h=1.5)

Ortotrop Malzeme Türü ↓	Bu çalışma		Öner (2021)		Fark (%)	
	λ_{cr}	x_{cr}/h	λ_{cr}	x_{cr}/h	λ_{cr}	x_{cr}/h
Gr/Ep (P75/934)	801.978	4.144	801.923	4.14	0.006858514	0.096618357
Gr/Ep (T300/934)	503.396	3.882	503.381	3.88	0.00297985	0.051546392
Gl/Ep	357.415	3.838	357.356	3.84	0.016510147	0.052083333
Gr/Al	162.902	3.311	162.872	3.31	0.018419372	0.03021148

3.2. PANÇ PROFİLİNİN SİLİNDİRİK OLMASI DURUMUNDA TEMAS UZUNLUKLARI

Panç profilinin silindirik olması durumunda temas uzunluğunun dış yüke ve panç yarıçapına bağlı olarak değişimleri Tablo 9 ve Şekil 3'te verilmiştir. Tablo ve şekil incelendiğinde dış yükün şiddetinin artması temas uzunluğunun artmasına neden olmaktadır. Bunun nedeni daha büyük bir yükün silindirik pançın FD ortotrop tabakaya daha derinlemesine nüfuz etmesidir. Söz konusu tablo ve şekilden çıkarılabilecek diğer bir sonuç ise daha büyük panç yarıçapı FD ortotrop tabaka ile panç arasında daha büyük temas yüzeyine sebebiyet vermektedir.



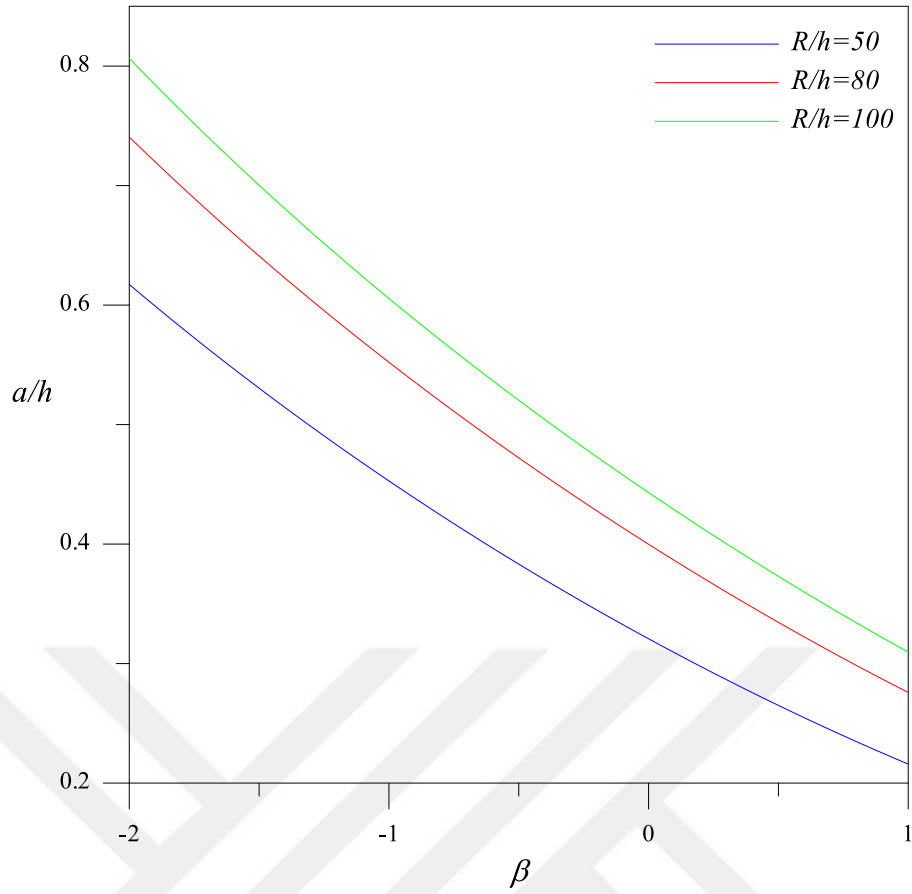
Şekil 3: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün ve Panç Yarıçapının Temas Uzunluğuna Etkisi (Gr/Ep T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$)

Tablo 9: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün ve Panç Yarıçapının Temas Uzunluğuna Etkisi (Gr/Ep T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$)

$(P/h)/C_{550}$ ↓	a/h				
	$R/h=10$	$R/h=20$	$R/h=50$	$R/h=80$	$R/h=100$
10^{-3}	0.05237	0.07427	0.11801	0.14966	0.16751
2×10^{-3}	0.07427	0.10542	0.16751	0.21226	0.23741
4×10^{-3}	0.10542	0.14966	0.23741	0.30007	0.33501
7×10^{-3}	0.1399	0.19848	0.31367	0.39487	0.43975
9×10^{-3}	0.15884	0.2252	0.35495	0.44573	0.49567

Şekil 4 ve tablo 10’da panç profilinin silindirik olması durumunda rijitlik parametresinin temas uzunluğuna etkisi sunulmuştur. (5) denklemi göz önünde bulundurulduğunda rijitlik parametresi β ’nın değişiminin FD ortotrop tabakanın rijitliğini x , y , z asal doğrultularında değiştirdiği sonucuna varılabilir. Rijitlik parametresi değerinin pozitif (+) işaretli olarak büyümesi FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru x , y , z asal doğrultularında artması anlamına gelmektedir. Rijitlik parametresi değerinin negatif (-) işaretli olarak mutlak değerce büyümesi FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru x , y , z asal doğrultularında azalması anlamına gelmektedir. Rijitlik parametresinin değerini sıfır olması ise FD ortotrop tabakanın homojen tabaka gibi davranması durumunu göstermektedir. Buna göre şekil ve tablo incelendiğinde FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru arttıkça daha rijit bir tabaka ortaya çıkmakta bunun sonucu olarak da panç FD ortotrop tabakaya daha az girintilemektedir. Dolayısıyla temas uzunluğu azalmaktadır. FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru azaldıkça daha yumuşak bir tabaka ortaya çıkmakta bunun sonucu olarak da panç FD ortotrop tabakaya daha fazla nüfuz etmektedir. Dolayısıyla temas uzunluğu artmaktadır.

Tablo 11’de panç profilinin silindirik olması durumunda ortotrop malzeme türünün temas uzunluğuna etkisi verilmiştir. Tablo 1’de verilen malzeme özellikleri dikkate alındığında kullanılan ortotrop malzemelerin yükleme doğrultusundaki (z doğrultusu) rijitliklerine göre küçükten büyüğe doğru sıralanışı Gr/Ep (P75/934), Gr/Ep (T300/934), Gl/Ep, Gr/Al ve B/Al şeklindedir. Tablo 11 incelendiğinde yükleme doğrultusunda daha rijit bir ortotrop malzeme kullanılmasının panç ile FD ortotrop tabaka arasındaki temas uzunluğunun azalmasına neden olduğu görülmektedir.



Şekil 4: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Temas Uzunluğuna Etkisi (B/Al , $h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$)

Tablo 10: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Temas Uzunluğuna Etkisi (B/Al , $h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$)

β ↓	a/h		
	$R/h=50$	$R/h=80$	$R/h=100$
-2	0.61724	0.74061	0.80648
-1.8	0.58131	0.69938	0.76249
-1.6	0.547	0.66005	0.72054
-1.4	0.51422	0.62249	0.6805
-1.2	0.48286	0.58656	0.64222
-1	0.45284	0.55216	0.60555
-0.8	0.42409	0.51916	0.57041
-0.6	0.39655	0.48751	0.53669
-0.4	0.37017	0.45711	0.50428
-0.2	0.34491	0.42791	0.47312
0.0001	0.32073	0.39984	0.44312
0.2	0.29767	0.37291	0.41428
0.4	0.27563	0.34704	0.38652
0.6	0.25466	0.32224	0.35982
0.8	0.23474	0.29851	0.33419
1	0.21589	0.27585	0.30961

Tablo 11: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Temas Uzunluğuna Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $C_{550}=5.515$)

Malzeme Türü ↓	a/h				
	$\beta=-1$	$\beta=-0.5$	$\beta=0.5$	$\beta=1$	$\beta=2$
Gr/Ep (P75/934)	1.25429	1.09783	0.82822	0.70985	0.49888
Gr/Ep (T300/934)	1.09553	0.95633	0.71594	0.61038	0.42359
Gl/Ep	1.01257	0.88442	0.66265	0.56503	0.39185
Gr/Al	0.77889	0.66493	0.46941	0.38642	0.25006
B/Al	0.41141	0.34643	0.23699	0.19209	0.12137

3.3. PANÇ PROFİLİNİN SİLİNDİRİK OLMASI DURUMUNDA PANÇ ALTINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI

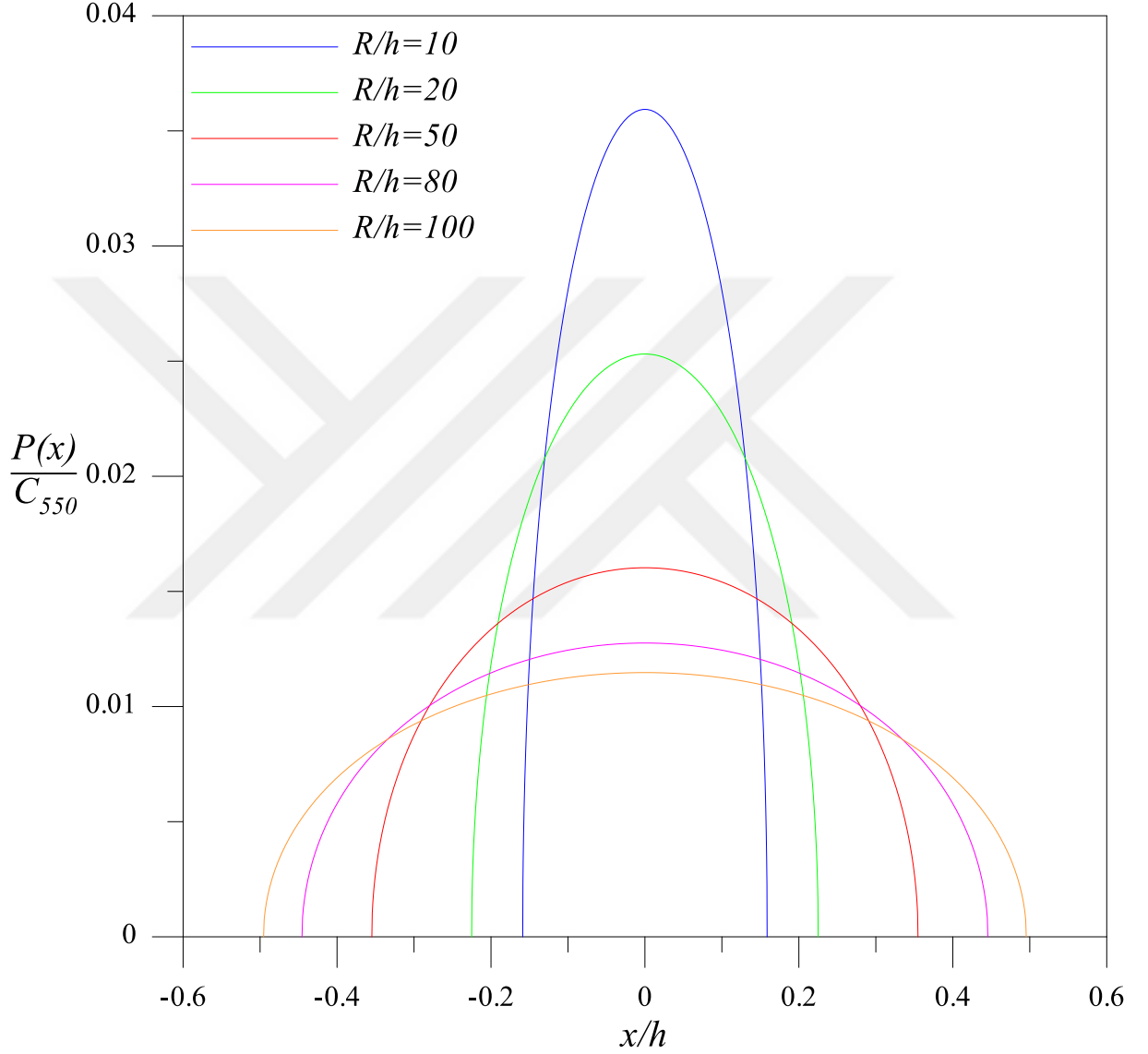
Şekil 5-8’de panç profilinin silindirik olması durumunda panç altında meydana gelen gerilme yayılışları bir takım boyutsuz parametrelere ve farklı ortotrop malzeme türlerine göre verilmiştir. Şekiller incelendiğinde panç profilinin silindirik olması durumunda panç altındaki en büyük gerilmenin simetri ekseninde meydana geldiği daha sonra giderek azalarak temasın sona erdiği noktalarda sıfır olduğu görülmektedir.

Şekil 5’te panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapındaki değişime bağlı olarak panç altındaki gerilme yayılışları verilmiştir. Şekilden de görülebileceği üzere daha büyük panç yarıçapı panç-FD ortotrop tabaka temas alanını büyütmemekte ve bunun sonucu olarak da dış yük daha geniş bir alana yayılacağından panç altındaki maksimum gerilme azalmaktadır.

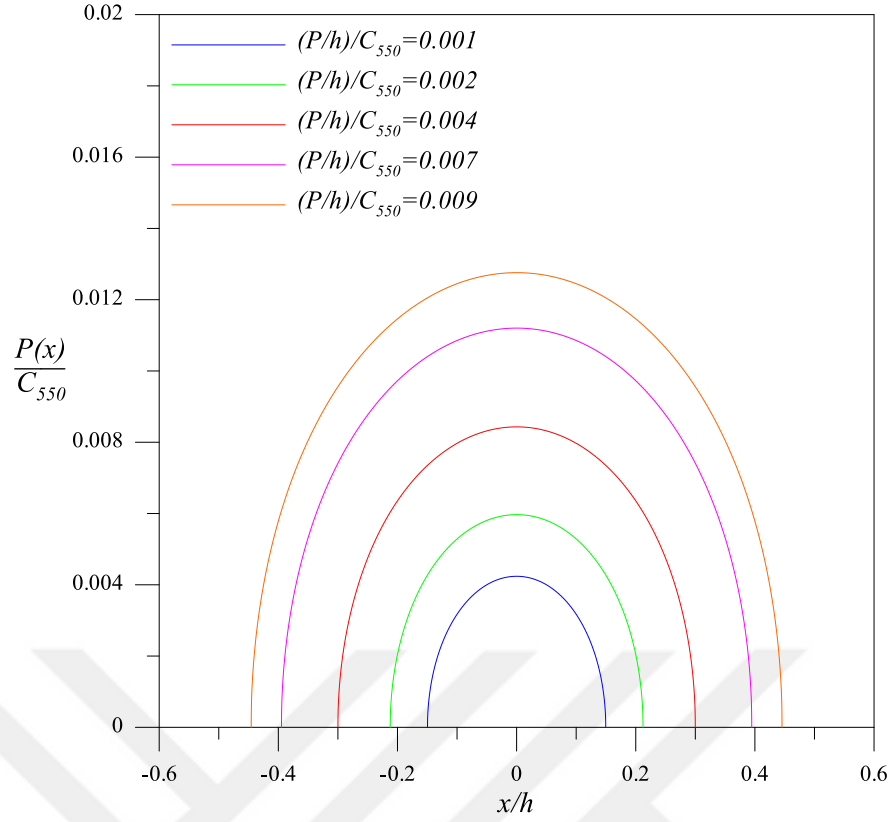
Şekil 6’da panç profilinin silindirik olması durumunda dış yükün değişimine bağlı olarak panç altındaki gerilme yayılışları gösterilmiştir. Şekilden de kolaylıkla anlaşılabileceği gibi rijit pança uygulanan dış yükün şiddeti artırıldıkça panç altındaki gerilmeler artmaktadır.

Şekil 7’de panç profilinin silindirik olması durumunda rijitlik parametresinin değişimine bağlı olarak panç altındaki gerilme yayılışları verilmiştir. Rijitlik parametresi (β) değerinin pozitif işaretli olarak artması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği x , y , z asal doğrultularında tabaka yüksekliği boyunca alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru artmaktadır. Rijitlik parametresi değerinin negatif olması durumunda ise mutlak değerce rijitlik parametresi değeri büyüdükçe FD ortotrop tabakanın rijitliği x , y , z asal doğrultularında tabaka yüksekliği boyunca alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru azalmaktadır. Rijitlik parametresi değerinin sıfır olması durumunda ise FD ortotrop tabaka homojen ortotrop tabakaya dönüşmektedir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinde üst yüzeye doğru arttıkça daha rijit bir tabaka ortaya çıkmakta, bu durum dış yükün etkisindeki pançın FD ortotrop tabakaya daha az nüfuz etmesine neden olmakta ve dolayısıyla da yük daha dar bir alana yayılacağından panç altındaki maksimum gerilme değeri artmaktadır.

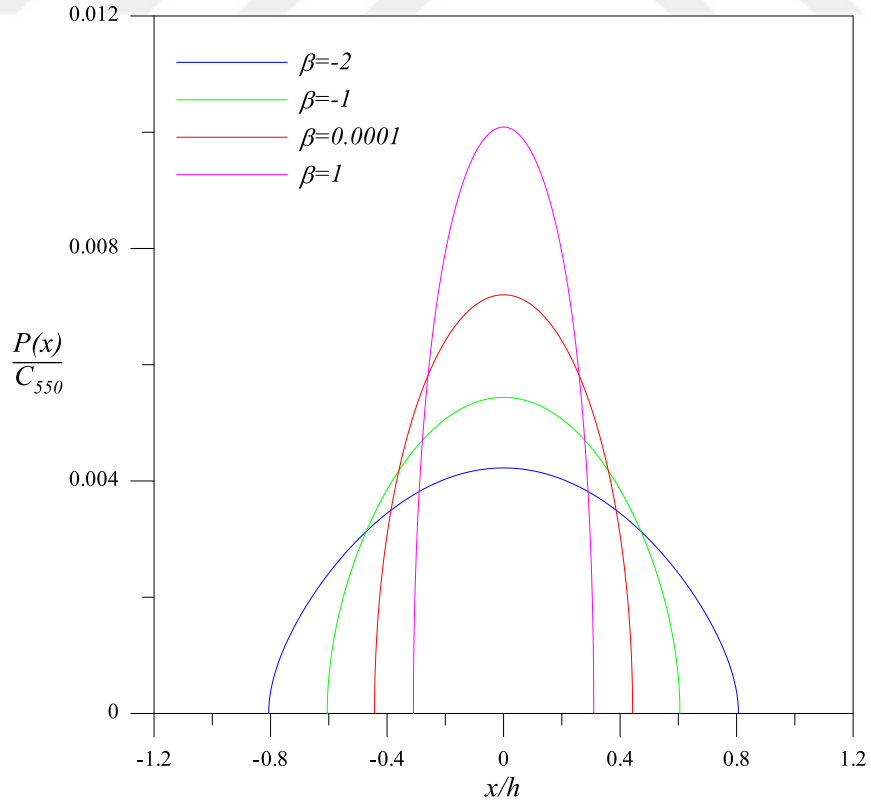
Şekil 8’de panç profilinin silindirik olması durumunda kullanılan beş farklı ortotrop malzemeye bağlı olarak panç altındaki gerilme yayılışları verilmiştir. Şekil incelendiğinde panç altındaki en büyük gerilme değeri yükleme doğrultusunda en rijit malzeme olan B/Al kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır. Bu durum yükleme doğrultusunda daha rijit malzeme kullanımının panç altındaki maksimum gerilmelerin artmasına neden olacağını açıkça göstermektedir.



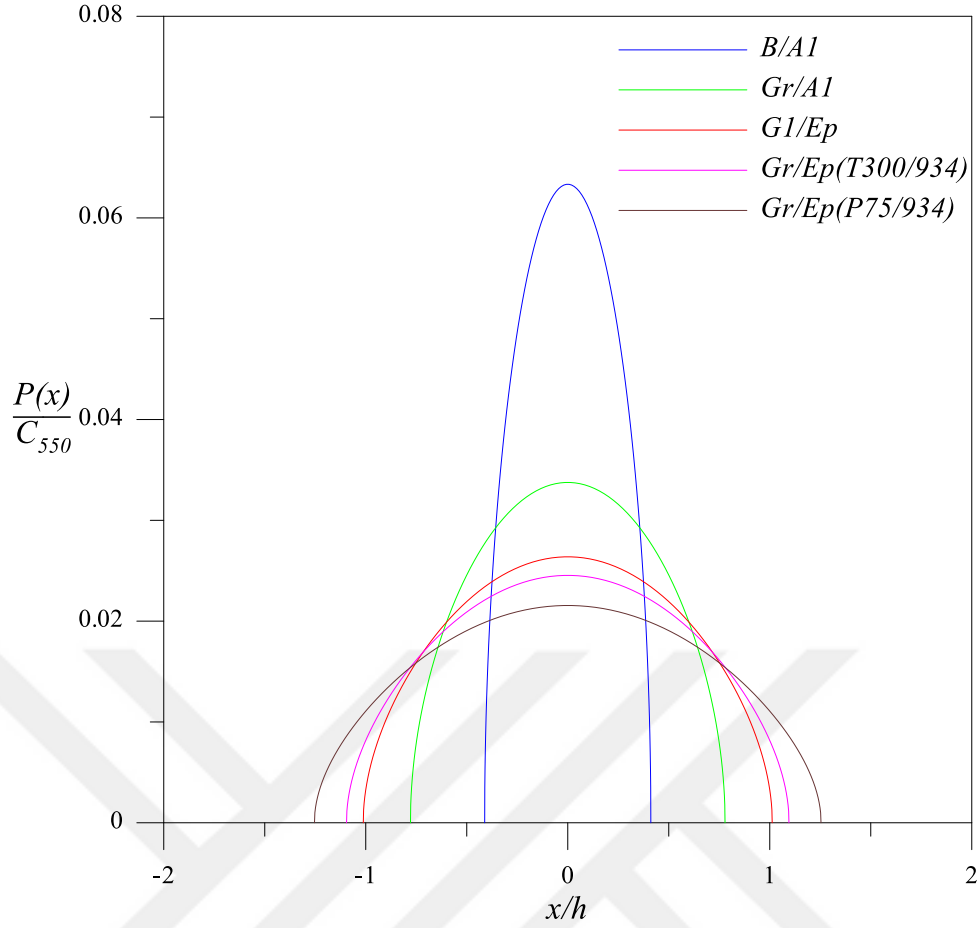
Şekil 5: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Ep T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$, $(P/h)/C_{550}=9 \times 10^{-3}$)



Şekil 6: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Ep T300/934, $h=1$, $\beta=0.5$, $R/h=80$)



Şekil 7: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (B/Al , $R/h=100$, $h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$)



Şekil 8: Panç Profiline Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\beta=-1$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $C_{550}=5.515$)

3.4. PANÇ PROFİLİNİN DÜZ OLMASI DURUMUNDA PANÇ ALTINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI

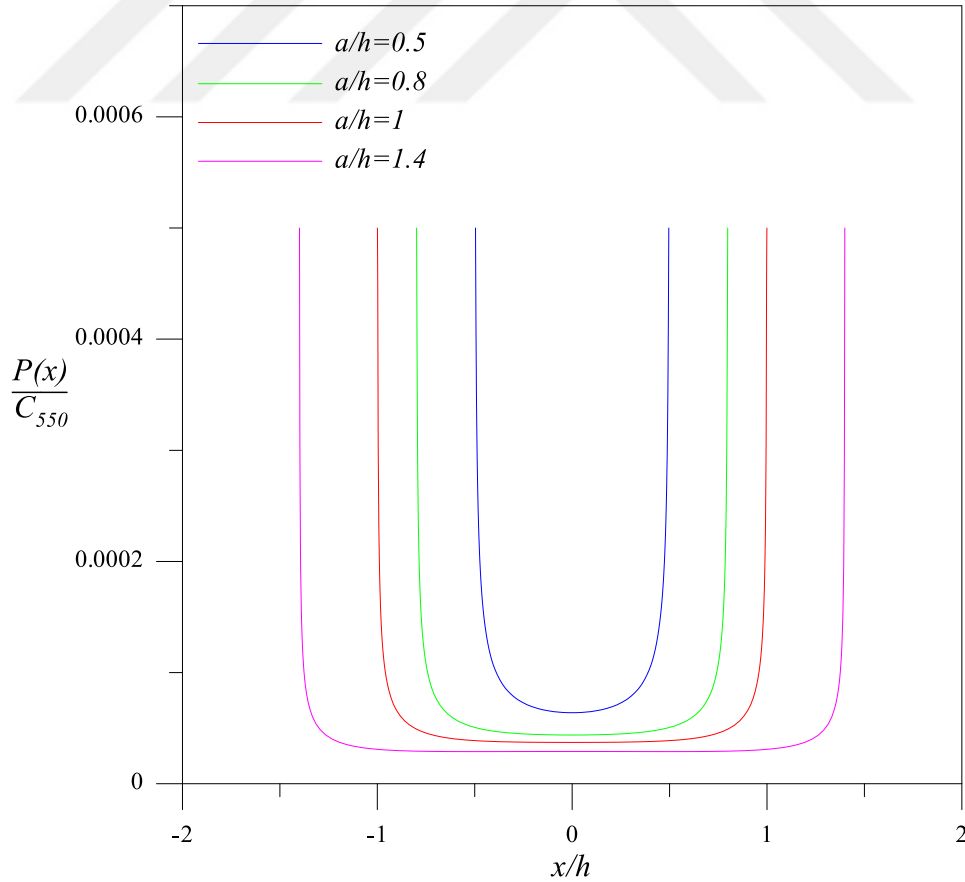
Şekil 9-12’de panç profilinin düz olması durumunda panç altındaki gerilme yayılışları çeşitli boyutsuz parametrelere ve ortotrop malzeme türlerine bağlı olarak sunulmuştur. Şekillerden de anlaşılacağı üzere panç altındaki gerilmeler pançın kenarlarında sonsuza yaklaşırken, simetri eksenine doğru azalmaktadır. Bu sonuç beklenen bir durumdur. Çünkü integral denklem incelendiğinde panç kenarlarının gerilme için tekil noktalar olduğu görülebilir.

Şekil 9’da panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğundaki değişimin panç altındaki gerilme yayılışına etkisi sunulmuştur. Şekilden de görülebileceği gibi panç uzunluğu arttıkça bu durum yükün daha geniş bir alana yayılmasına neden olmakta ve bunun sonucu olarak da panç altındaki gerilmeler azalmaktadır.

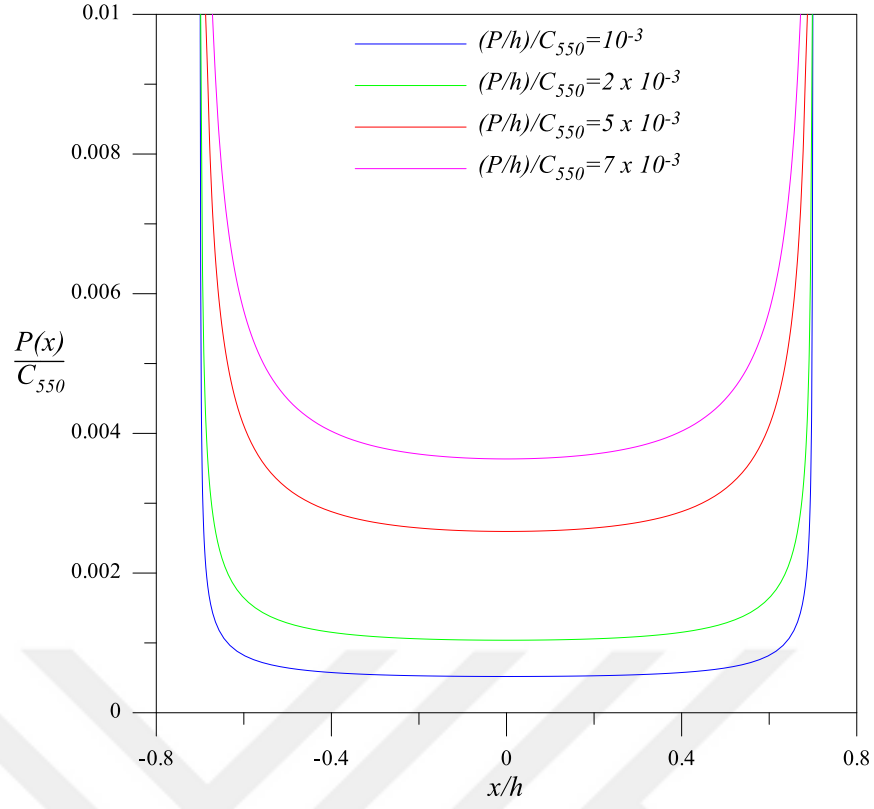
Şekil 10’da panç profilinin düz olması durumunda dış yükteki değişimin panç altındaki gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde pança uygulanan dış yükün artan şiddetinin panç altındaki gerilme değerlerini artırdığı görülmektedir.

Şekil 11’de panç profilinin düz olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin panç altındaki gerilme yayılışına etkisi verilmiştir. Rijitlik parametresi değeri pozitif işaretli olarak artması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği tabaka yüksekliği boyunca alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru x, y, z asal doğrultularında artmaktadır. Şekil incelendiğinde bu durumda panç altındaki temas gerilmeleri düz pançın kenarlarına doğru artarken simetri eksenine yaklaştıkça gerilme değerleri azalmaktadır. Rijitlik parametresinin negatif değerlerinde ise mutlak değerce rijitlik parametresinin artması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe x, y, z asal doğrultularında azalmaktadır. Bu durumda panç altındaki gerilmeler pançın kenarlarına doğru azalırken simetri eksenine yaklaştıkça artmaktadır.

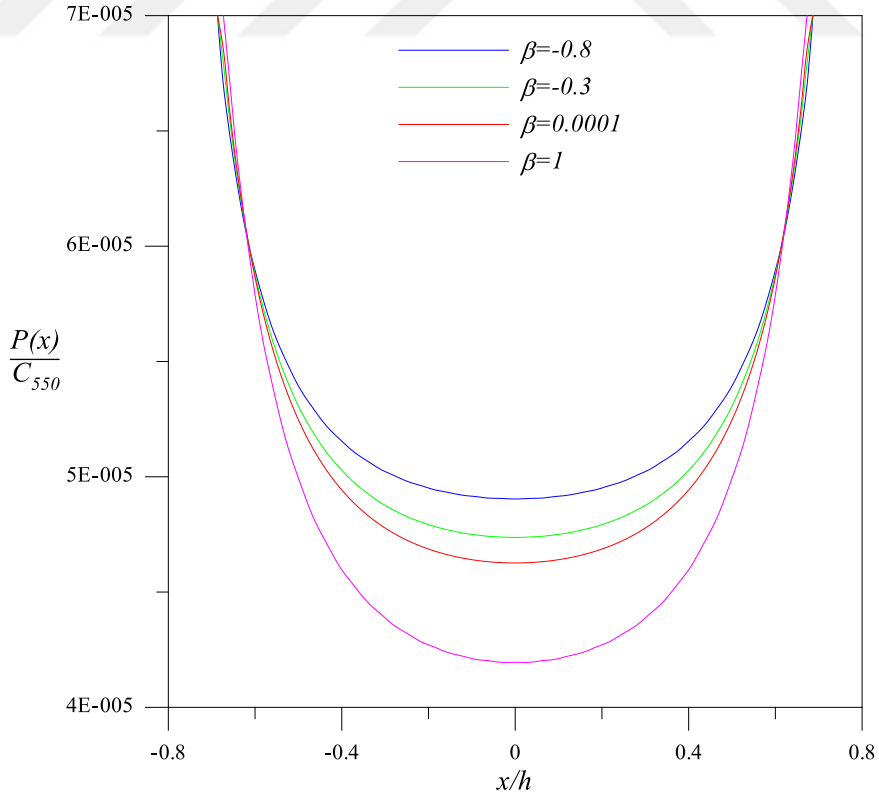
Şekil 12’de panç profilinin düz olması durumunda farklı ortotrop malzemelerin kullanımına bağlı olarak panç altındaki gerilme yayılışları sunulmuştur. Şekilden de görülebileceği gibi yükleme doğrultusunda daha rijit bir ortotrop malzeme kullanılması durumunda panç altındaki temas gerilmeleri pançın kenarlarına doğru artarken simetri eksenine yaklaştıkça azalmaktadır. Panç altındaki minimum gerilme B/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır.



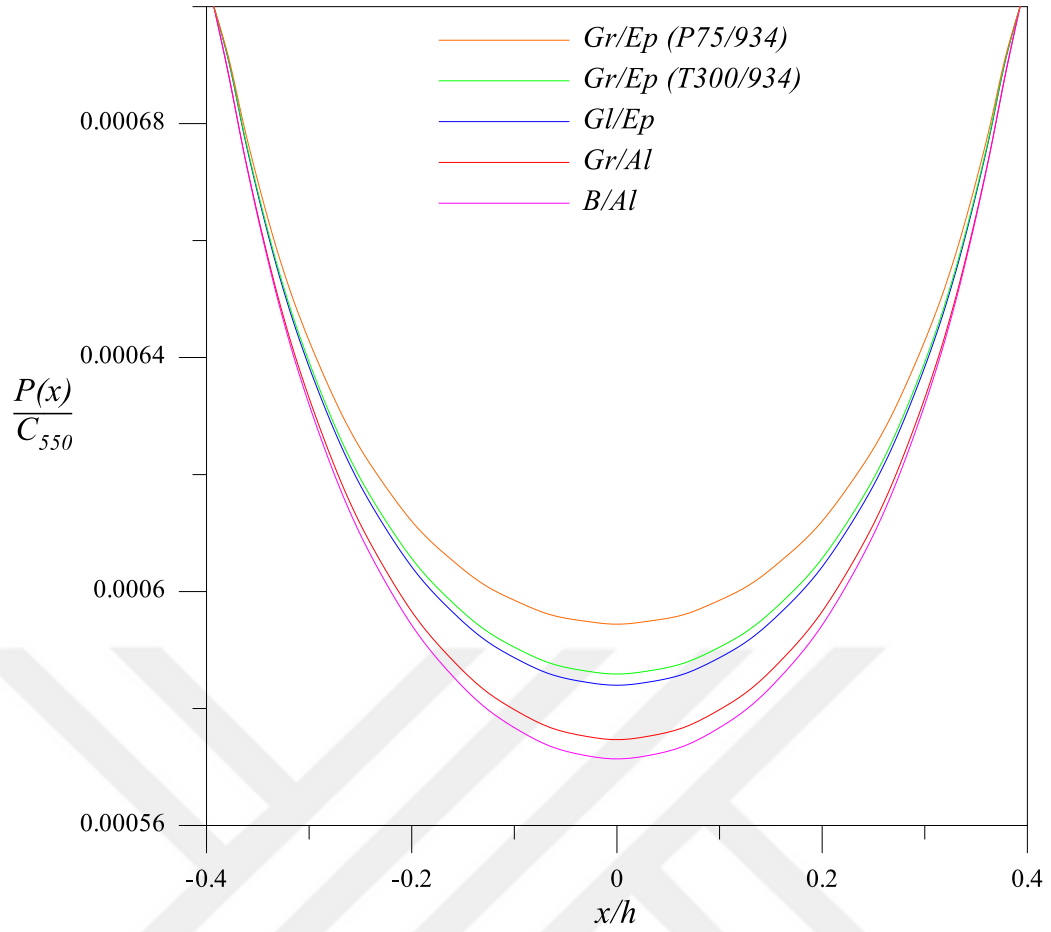
Şekil 9: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi ($G/E_p, h=1, \beta=0.7, (P/h)/C_{550}=10^{-4}$)



Şekil 10: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Ep P75/934, $h=1$, $\beta=0.2$, $a/h=0.7$)



Şekil 11: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi (Gr/Al, $a/h=0.8$, $h=1$, $(P/h)/C_{550}=10^{-4}$)



Şekil 12: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Panç Altındaki Gerilme Yayılışına Etkisi ($a/h=0.6$, $h=1$, $\beta=0.3$, $(P/h)/C_{550}=10^{-3}$)

3.5. PANÇ PROFİLİNİN SİLİNDİRİK OLMASI DURUMUNDA FD ORTOTROP TABAKA İLE RİJİT TEMEL ARASINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI, KRİTİK AYRILMA YÜKÜ VE KRİTİK AYRILMA NOKTASI

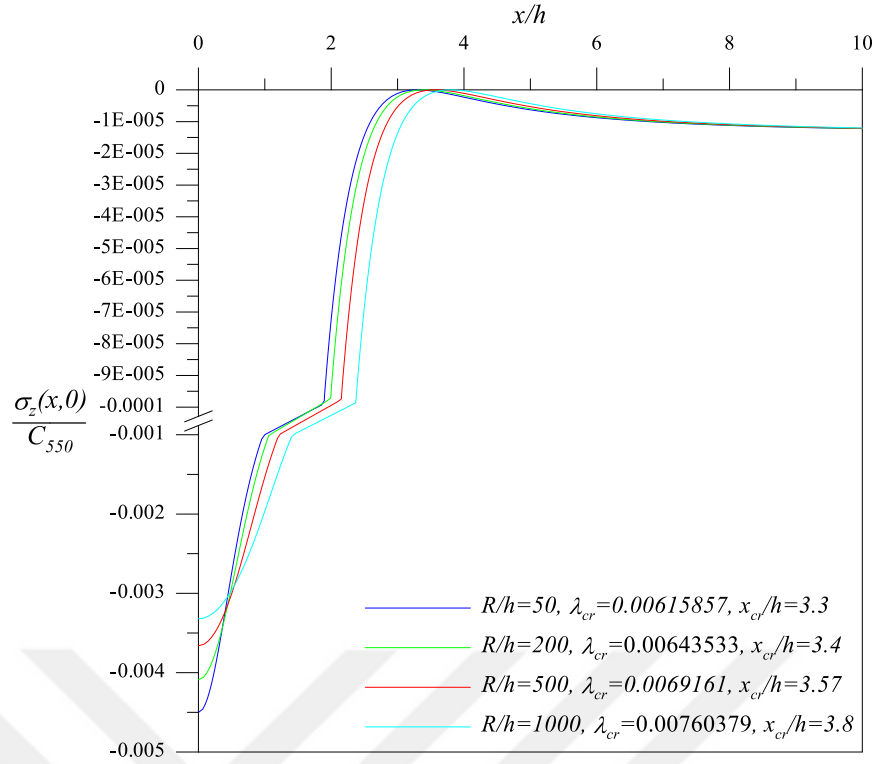
Şekil 13-17’de panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabaka ve rijit temel arasında kritik ayrılma yükü değerleri için temas yüzeyleri boyunca temas gerilme yayılışları boyutsuzlaştırılmış çeşitli parametreler ve farklı ortotrop malzeme türleri için sunulmuştur. Şekillerden de görülebileceği gibi sürekli temas durumu iki bölgeden oluşmaktadır. Bunlardan ilki dış yükün etkisinin belirgin olduğu ($x < x_{cr}$) temas bölgesi, ikincisi ise dış yükün etkisinin azaldığı ve kaybolduğu ($x > x_{cr}$) temas bölgesidir. Dış yükün etkisinin görüldüğü bölgede temas gerilmeleri simetri düzleminde maksimum olmaktadır. Dış yükün etkisinin kaybolduğu bölgede ise sadece kütle kuvvetlerinin etkisi gözlemlenmektedir.

Şekil 13’te panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapındaki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getirecek kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi sunulmuştur. Şekil incelendiğinde panç yarıçapındaki artışın FD

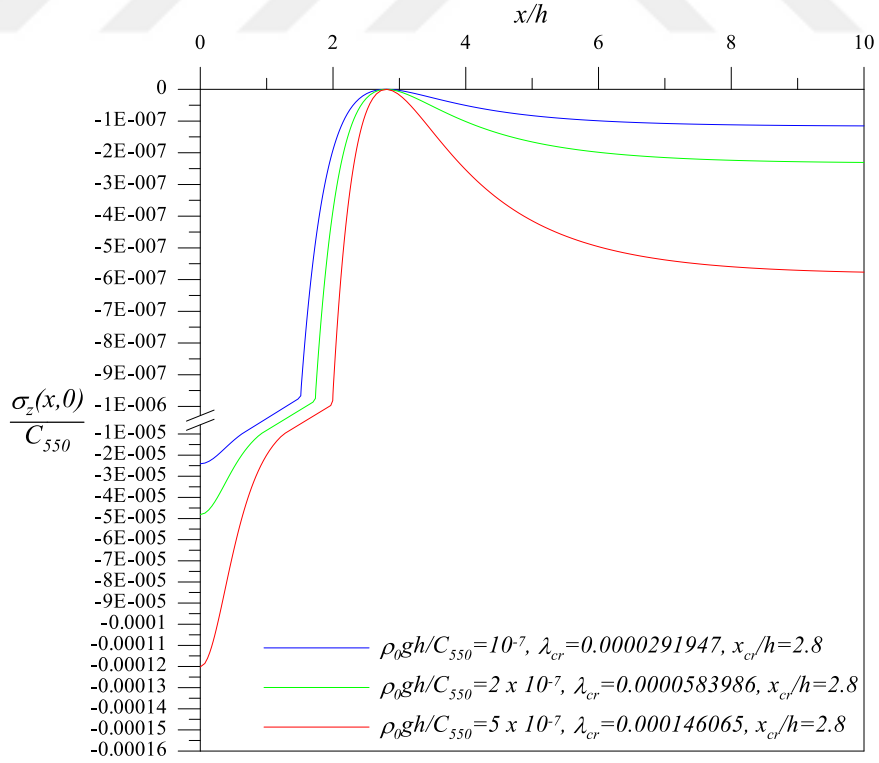
ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin azalmasına neden olduğu görülmektedir. Ayrıca panç yarıçapı büyüdükçe FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ilk ayrılma eşiğini oluşturan kritik yük değeri artmaktadır. Dolayısıyla daha büyük panç yarıçapı FD ortotrop tabakanın rijit temelden ayrılmasını zorlaştırmaktadır. Başka bir deyişle FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ayrılmanın daha büyük yüklerde meydana gelmesini sağlamak için daha büyük panç yarıçapı seçmek gerekmektedir. Kritik ayrılma noktası ise daha büyük panç yarıçapı seçilmesi durumunda simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.

Şekil 14'te panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın kütle kuvvetindeki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getirecek kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde kütle kuvvetindeki artışın FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin artmasına neden olduğu görülmektedir. Ayrıca FD ortotrop tabakanın kütle kuvveti arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ilk ayrılma eşiğini oluşturan kritik yük değeri artmaktadır. Dolayısıyla FD ortotrop tabaka ağırlaştıkça rijit temelden ayrılması zorlaşmaktadır. Şekilden çıkarılabilecek diğer bir sonuç ise FD ortotrop tabakanın kütle kuvvetindeki değişimin kritik ayrılma noktasının yerini etkilememesidir.

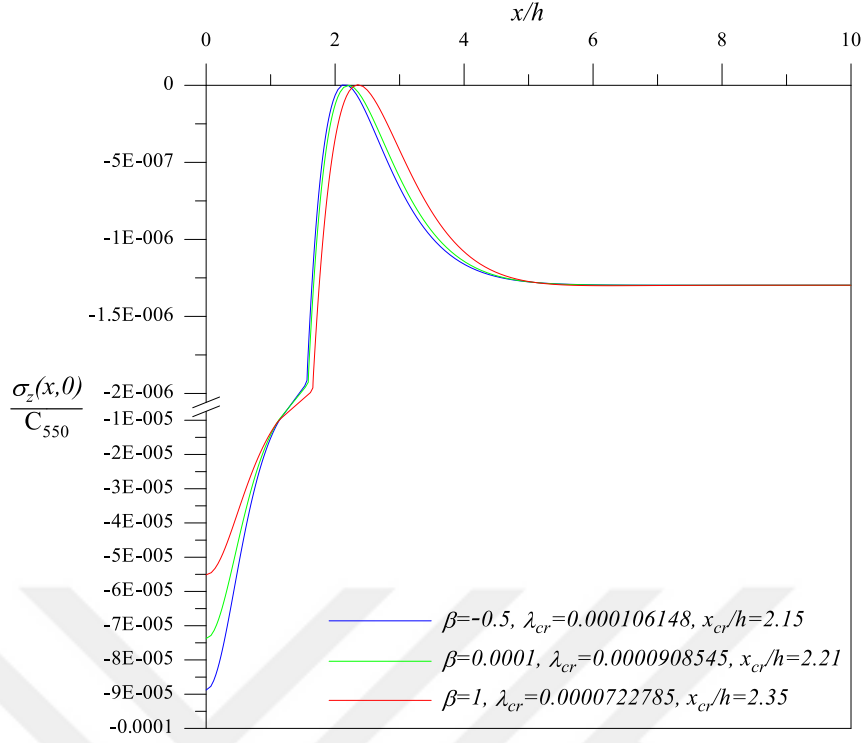
Şekil 15'te panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitlik parametresindeki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda rijitliği arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin azaldığı görülmektedir. Tam tersi durumda ise yani FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda rijitliği azaldıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin arttığı görülmektedir. FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe x , y , z asal doğrultularında rijitliğinin artması durumunda FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yük azalmaktadır. Bu durum FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ayrılmaların daha büyük yüklerde meydana gelmesini sağlamak için FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru azalmasını sağlamak gerektiğini ortaya koymaktadır. Dolayısıyla FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin rijitliği alt yüzeyine oranla arttıkça ayrılmalar daha kolay gerçekleşmektedir. Bu durumda ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik nokta ise simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.



Şekil 13: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Panç Yarıçapının Etkisi ($h=1$, $\beta=0.4$, $\gamma=0.5$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-5}$, Gr/Ep P75/934)

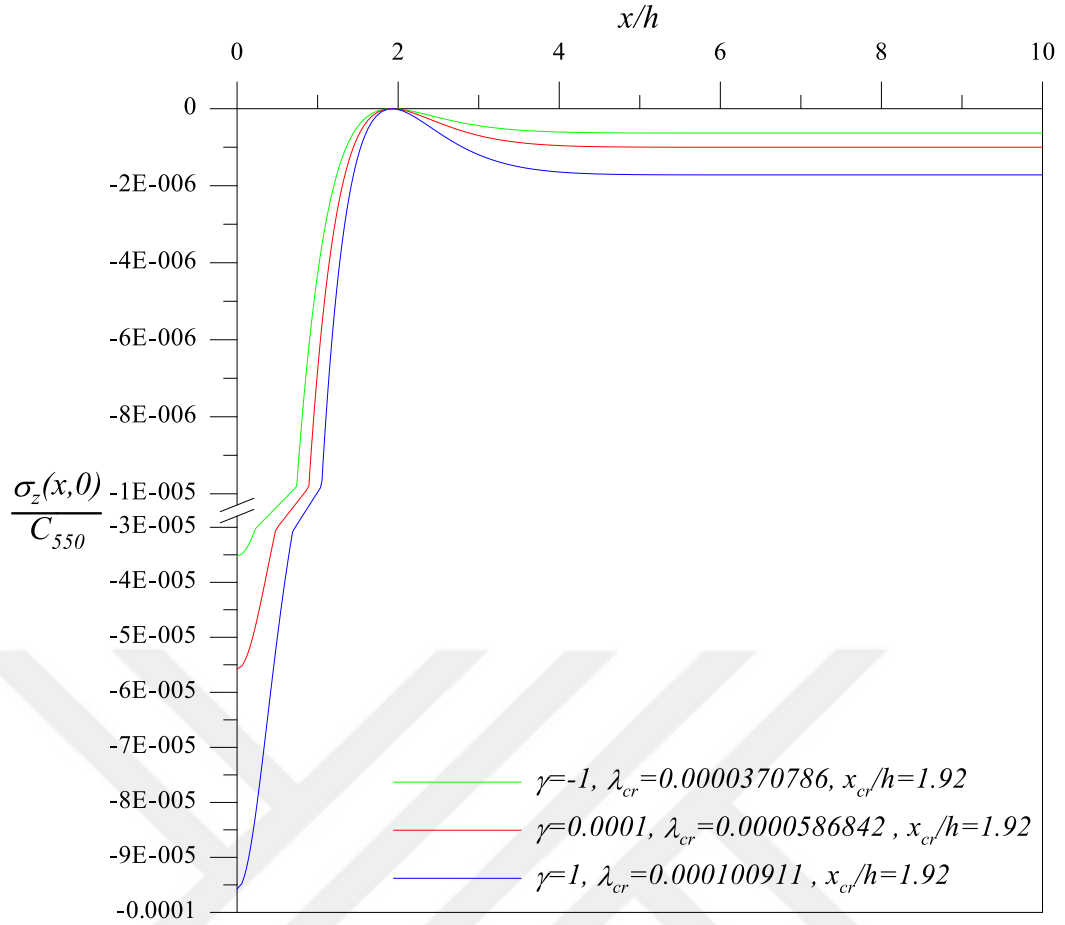


Şekil 14: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına FD Ortotrop Tabakanın Kütle Kuvvetinin Etkisi ($R/h=60$, $\beta=0.2$, $\gamma=0.3$, Gr/Ep T300/934, $h=1$)



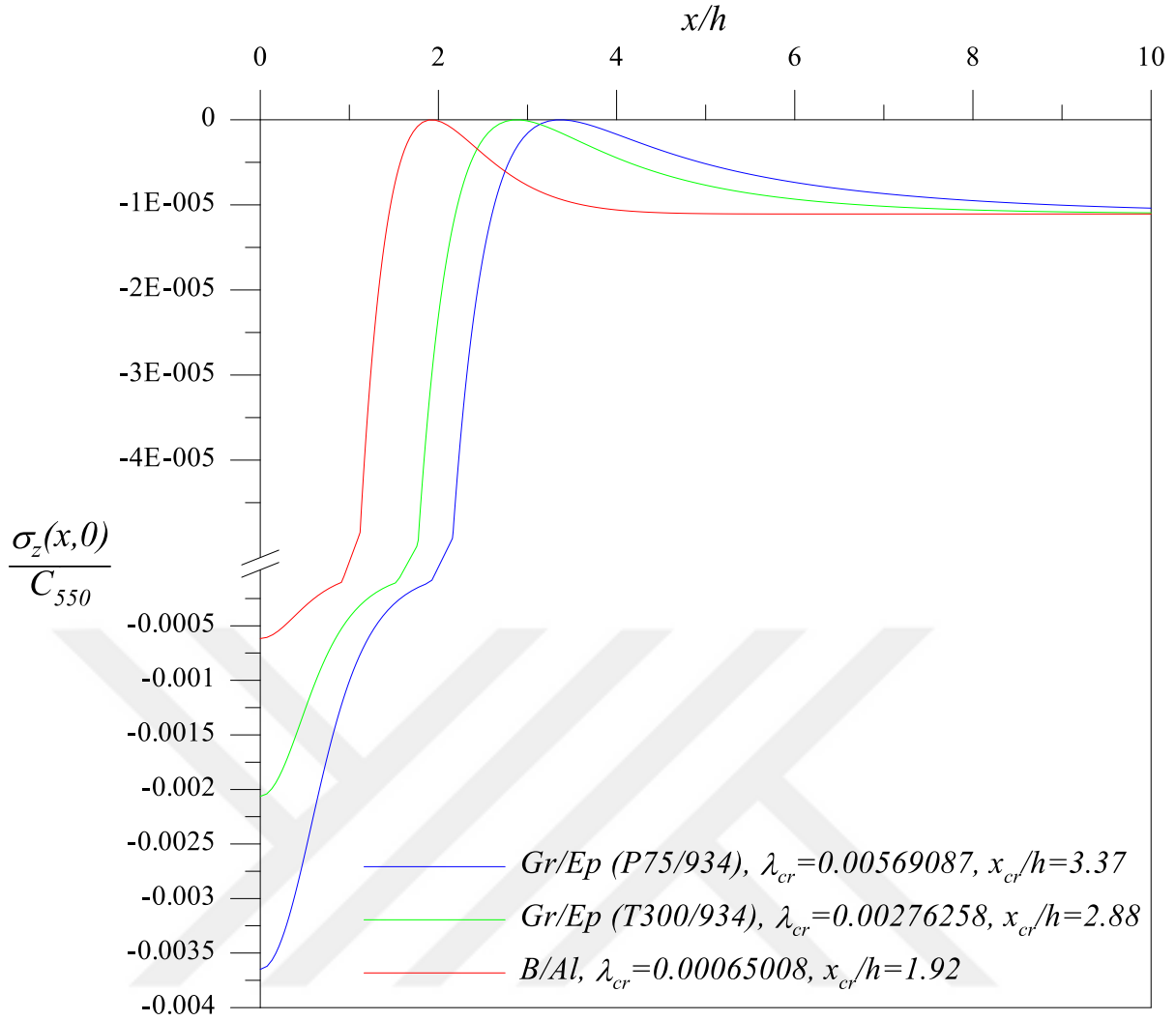
Şekil 15: Panç Profiline Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Rijitlik Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $R/h=80$, $\gamma=0.5$, G/E_p)

Şekil 16'da panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın yoğunluk parametresindeki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi sunulmuştur. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru yoğunluğu arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin arttığı görülmektedir. FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe yoğunluğunun artması durumunda FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yük artmaktadır. Bu durum FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ayrılmaların daha büyük yüklerde meydana gelmesini sağlamak için FD ortotrop tabakanın yoğunluğunun alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru artmasını sağlamak gerektiğini ortaya koymaktadır. Yani daha ağır bir FD ortotrop tabaka kullanılması durumunda ayrılmalar daha zor hale gelmektedir. FD ortotrop tabakanın yoğunluk parametresindeki değişim ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik noktanın konumunda bir değişikliğe neden olmamaktadır.



Şekil 16: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Yoğunluk Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $R/h=100$, $\beta=0.3$, B/Al)

Şekil 17’de panç profilinin silindirik olması durumunda farklı ortotrop malzemeler kullanılması durumunda FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarında, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yükünde ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasında meydana gelen değişimler gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında meydana gelen en büyük gerilmenin Gr/Ep (P75/934) malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıktığı görülmektedir. Ayrıca FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki en küçük kritik ayrılma yükü B/Al malzemesi kullanılması durumunda meydana gelmektedir. Bu da B/Al malzemesinin kullanılmasının ayrılmayı kolaylaştırdığını göstermektedir. Bu malzeme türünün kullanılması durumunda ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik nokta diğer malzemelerin kritik noktasına göre simetri eksenine daha yakın olarak ortaya çıkmaktadır.



Şekil 17: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Ortotrop Malzeme Türünün Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-5}$, $R/h=200$, $\beta=0.2$, $\gamma=0.1$)

3.6. PANÇ PROFİLİNİN DÜZ OLMASI DURUMUNDA FD ORTOTROP TABAKA İLE RİJİT TEMEL ARASINDAKİ TEMAS GERİLMESİ YAYILIŞLARI, KRİTİK AYRILMA YÜKÜ VE KRİTİK AYRILMA NOKTASI

Şekil 18-22’de panç profilinin düz olması durumunda FD ortotrop tabaka ve rijit temel arasında kritik ayrılma yükü değerleri için temas yüzeyleri boyunca temas gerilme yayılışları boyutsuzlaştırılmış çeşitli parametreler ve farklı ortotrop malzeme türleri için sunulmuştur. Şekillerden de görülebileceği gibi silindirik panç durumuna benzer olarak düz panç durumunda da sürekli temas durumu iki bölgeden oluşmaktadır. Bunlardan ilki dış yükün etkisinin belirgin olduğu ($x < x_{cr}$) temas bölgesi, ikincisi ise dış yükün etkisinin azaldığı ve kaybolduğu ($x > x_{cr}$) temas bölgesidir. Dış yükün etkisinin görüldüğü bölgede temas gerilmeleri simetri düzleminde veya panç kenarlarında maksimum olmaktadır. Dış yükün etkisinin kaybolduğu bölgede ise sadece kütle kuvvetlerinin etkisi gözlemlenmektedir.

Şekil 18’de panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğundaki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getirecek kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi sunulmuştur. Şekil incelendiğinde panç uzunluğundaki artışın FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin azalmasına neden olduğu görülmektedir. Ayrıca panç uzunluğu arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ilk ayrılma eşiğini oluşturan kritik yük değeri artmaktadır. Dolayısıyla daha büyük panç uzunluğu FD ortotrop tabakanın rijit temelden ayrılmasını zorlaştırmaktadır. Başka bir deyişle FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ayrılmanın daha büyük yüklerde meydana gelmesini sağlamak için daha büyük panç uzunluğu seçmek gerekmektedir. Kritik ayrılma noktası ise daha büyük panç uzunluğu seçilmesi durumunda simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.

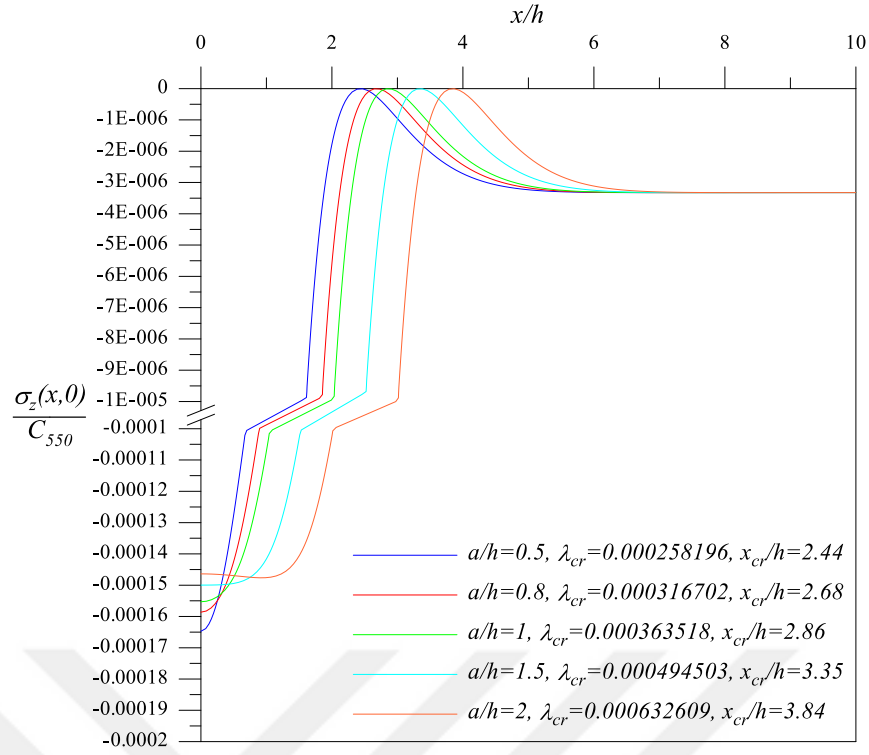
Şekil 19’da panç profilinin düz olması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitlik parametresindeki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru x , y , z asal doğrultularında rijitliği arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin azaldığı görülmektedir. FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda rijitliğinin azalması durumunda ise FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin arttığı görülmektedir. FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe asal doğrultularda rijitliğinin artması durumunda FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yük azalmaktadır. Bu durum FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ayrılmaların daha büyük yüklerde meydana gelmesini sağlamak için FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru azalmasını sağlamak gerektiğini ortaya koymaktadır. Dolayısıyla FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin rijitliği alt yüzeyine oranla arttıkça ayrılmalar daha kolay gerçekleşmektedir. Bu durumda ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik nokta ise simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.

Şekil 20’de panç profilinin düz olması durumunda FD ortotrop tabakanın yoğunluk parametresindeki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi sunulmuştur. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru yoğunluğu arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin arttığı görülmektedir. FD ortotrop

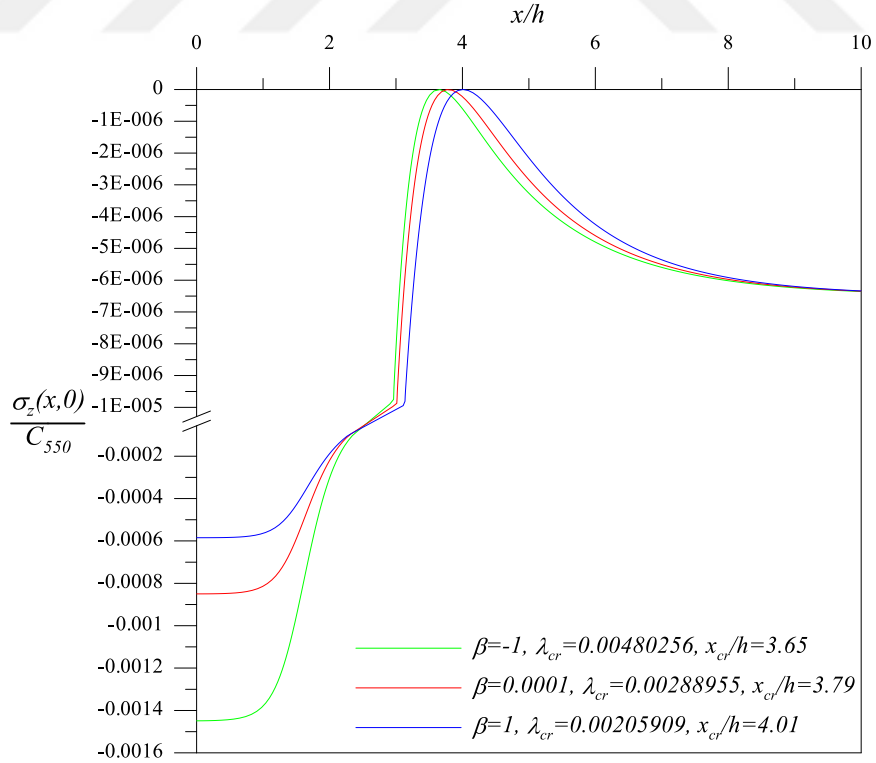
tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe yoğunluğunun artması durumunda FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yük artmaktadır. Bu durum FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ayrılmaların daha büyük yüklerde meydana gelmesini sağlamak için FD ortotrop tabakanın yoğunluğunun alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru artmasını sağlamak gerektiğini ortaya koymaktadır. Yani daha ağır bir FD ortotrop tabaka kullanılması durumunda ayrılmalar daha zor hale gelmektedir. Düz panç durumunda da FD ortotrop tabakanın yoğunluk parametresindeki değişim ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik noktanın konumunda bir değişikliğe neden olmamaktadır.

Şekil 21’de panç profilinin düz olması durumunda farklı ortotrop malzemeler kullanılması durumunda FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarında, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yükünde ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasında meydana gelen değişimler gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında meydana gelen en büyük temas gerilmesinin Gr/Ep (P75/934) malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıktığı görülmektedir. Ayrıca FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında en kolay ayrılma B/Al malzemesi kullanılması durumunda meydana gelmektedir. Bu malzeme türünün kullanılması durumunda ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik nokta diğer malzemelere göre simetri eksenine daha yakın bir konuma gelmektedir.

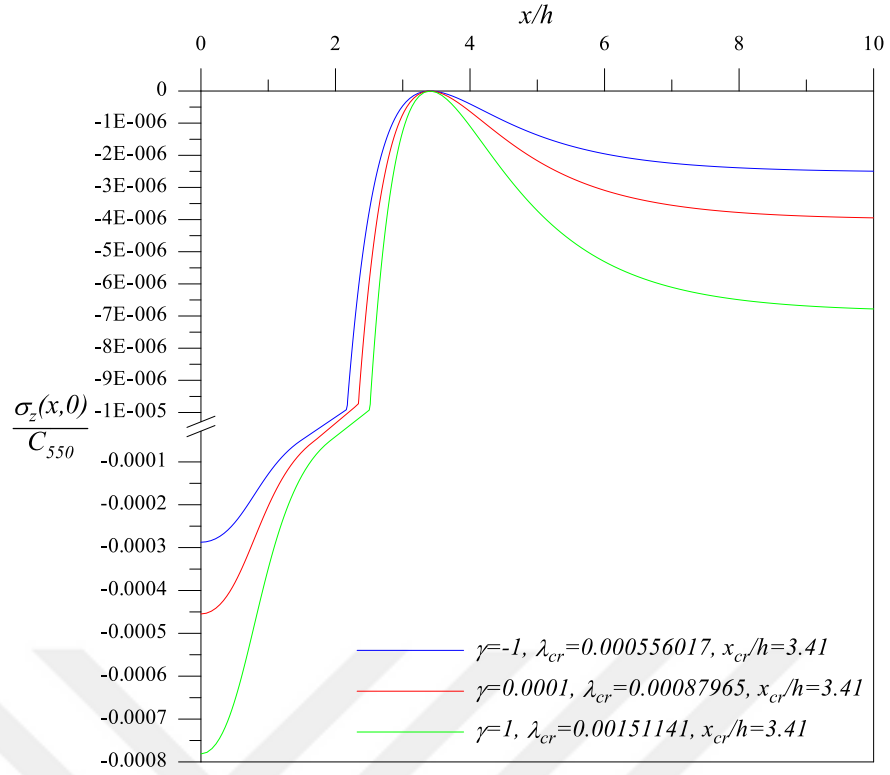
Şekil 22’de panç profilinin düz olması durumunda FD ortotrop tabakanın kütle kuvvetindeki değişimin, FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki temas gerilme yayılışlarına, bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getirecek kritik ayrılma yüküne ve ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktasına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde kütle kuvvetindeki artışın FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin artmasına neden olduğu görülmektedir. Ayrıca FD ortotrop tabakanın kütle kuvveti arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki ilk ayrılma eşiğini oluşturan kritik yük değeri artmaktadır. Dolayısıyla FD ortotrop tabaka ağırlaştıkça rijit temelden ayrılması zorlaşmaktadır. Şekilden çıkarılabilecek diğer bir sonuç ise ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik noktanın konumunun FD ortotrop tabakanın kütle kuvvetindeki değişimden etkilenmediğidir.



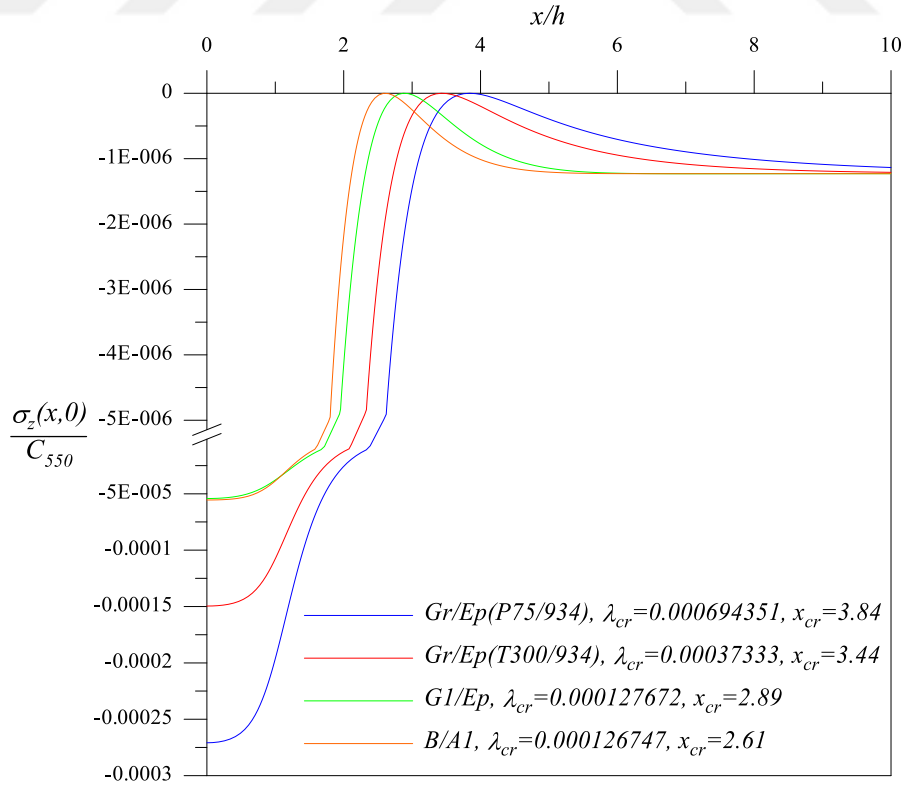
Şekil 18: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Panç Uzunluğunun Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=3 \times 10^{-6}$, $\beta=0.3$, $\gamma=0.2$, G/E_p)



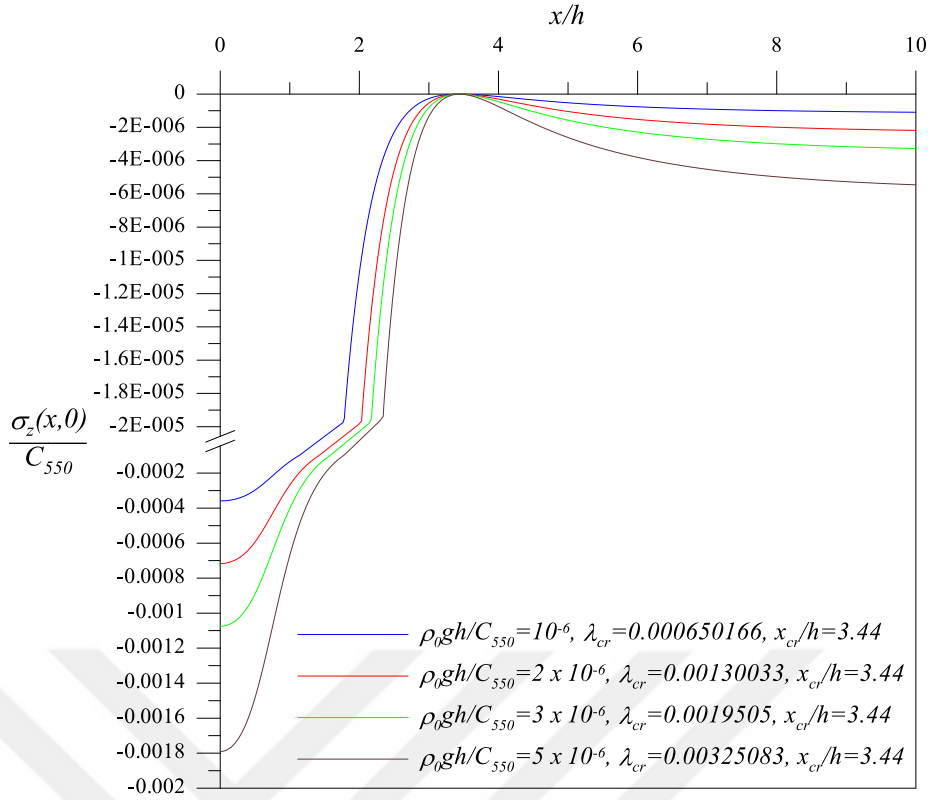
Şekil 19: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Rijitlik Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=5 \times 10^{-6}$, $a/h=1.5$, $\gamma=0.5$, G_r/E_p T300/934)



Şekil 20: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Yoğunluk Parametresinin Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=4 \times 10^{-6}$, $a/h=0.6$, $\beta=0.6$, Gr/Al)



Şekil 21: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına Ortotrop Malzeme Türünün Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=1$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.4$)



Şekil 22: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda FD Ortotrop Tabaka ile Rijit Temel Arasındaki Temas Gerilme Yayılışlarına, Kritik Ayrılma Yüküne ve Kritik Ayrılma Noktasına FD Ortotrop Tabakanın Kütle Kuvvetinin Etkisi ($h=1$, $a/h=0.6$, $\beta=0.2$, $\gamma=0.3$, Gr/Ep P75/934)

3.7. GERİLMELERİN İNCELENMESİ

Daha önce hesaplanmış olan panç altındaki temas gerilmesinin (61-63) gerilme ifadelerinde yerlerine yazılması ve gerekli ara işlemleri yapılması sonucunda FD ortotrop tabakanın herhangi bir noktasındaki gerilme değeri hesaplanabilir. FD ortotrop tabakadaki en büyük normal gerilmelerin simetri eksenini üzerinde meydana gelmesi nedeniyle normal gerilme yayılışları simetri eksenini boyunca incelenmiştir. Ayrıca FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilmeleri de incelenmiştir. Kayma gerilmelerinin simetri eksenini boyunca sıfır olması nedeniyle kayma gerilmeleri simetri eksenine çok yakın bir kesit boyunca incelenmiştir.

3.7.1. σ_x Normal Gerilmelerinin İncelenmesi

3.7.1.1. Simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilmelerinin incelenmesi

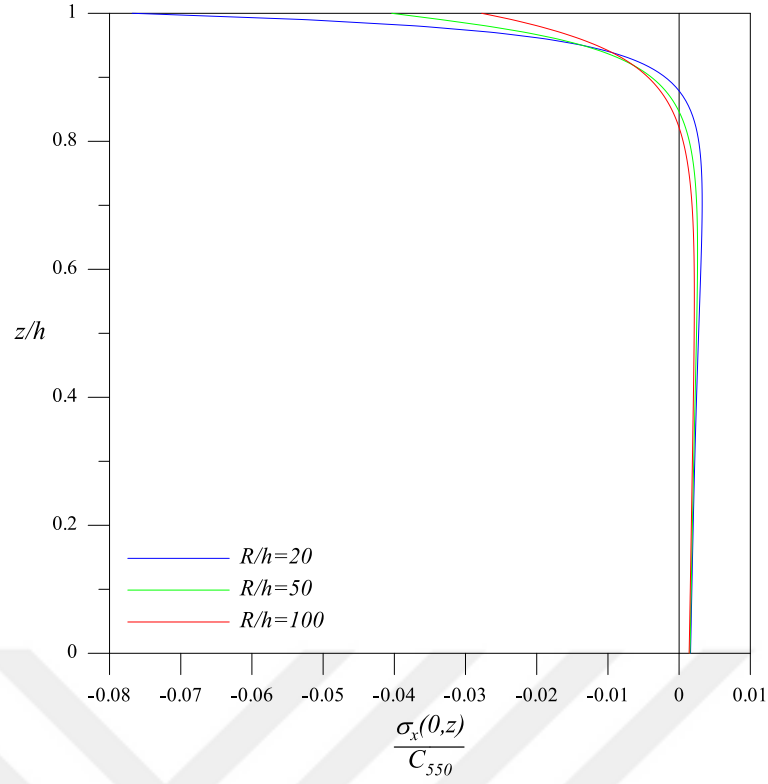
Bu kısımda simetri eksenini boyunca σ_x normal gerilme yayılışları silindirik ve düz panç profilleri için çeşitli boyutsuz parametrelere ve farklı ortotrop malzeme kullanımına bağlı olarak elde edilmiştir. Elde edilen tüm şekiller incelendiğinde FD ortotrop tabakanın üst kısmında basınç gerilmelerinin alt kısmında ise çekme gerilmelerinin olduğu görülmektedir.

Şekil 23'te panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapındaki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi panç yarıçapının azalması çekme ve basınç bölgesindeki gerilmelerin artmasına neden olmaktadır.

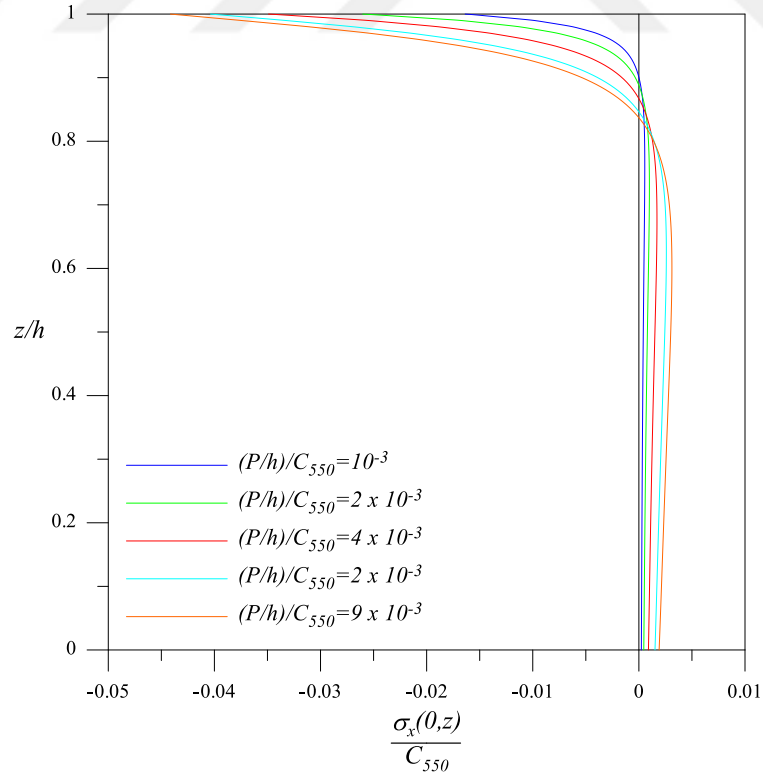
Şekil 24'te panç profilinin silindirik olması durumunda dış yükteki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde dış yükün artması durumunda simetri eksenini boyunca meydana gelen çekme ve basınç gerilmelerinin arttığı görülmektedir.

Şekil 25'te panç profilinin silindirik olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Rijitlik parametresi değeri pozitif işaretli olarak arttıkça FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru x , y , z asal doğrultularında artmaktadır. Rijitlik parametresinin negatif işaretli olarak mutlak değerce büyümesi durumunda ise FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda azalmaktadır. Rijitlik parametresi değerinin sıfıra çok yakın ($\beta \rightarrow 0$) seçilmesi ise homojen ortotrop tabaka durumunu temsil etmektedir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin alt yüzeyine oranla giderek rijitleşmesi durumunda FD ortotrop tabakanın üst kısmında ($z=h$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi artarken alt kısmında ($z=0$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi azalmaktadır. FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin alt yüzeyine oranla giderek yumuşaması durumunda ise FD ortotrop tabakanın üst kısmında ($z=h$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi azalırken alt kısmında ($z=0$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi artmaktadır.

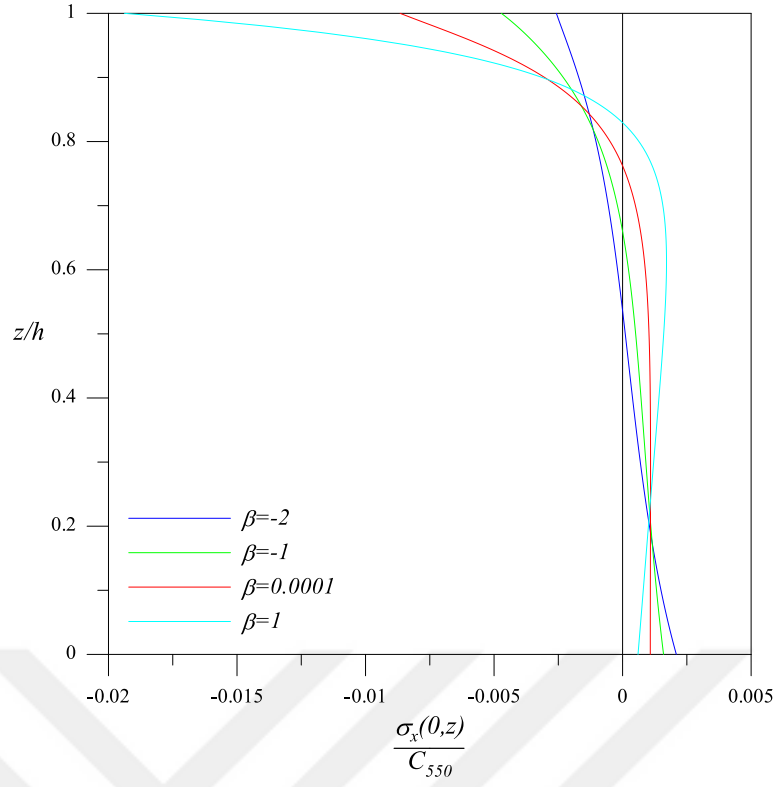
Şekil 26'da panç profilinin silindirik olması durumunda farklı ortotrop malzemelerin simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_x normal gerilmelerinin en büyük değerinin x doğrultusunda en büyük rijitliğe sahip olan Gr/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıktığı görülmektedir.



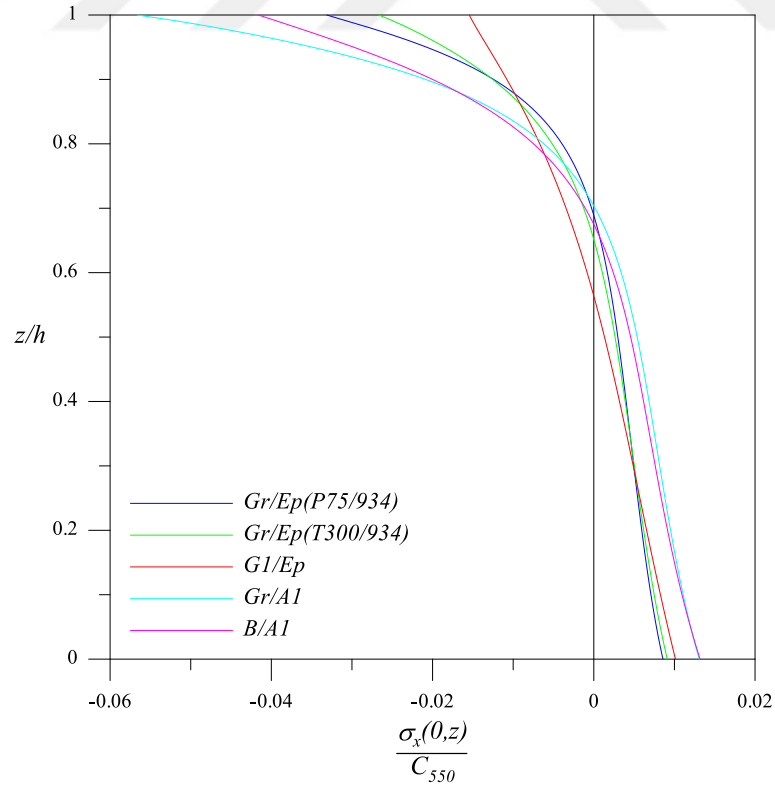
Şekil 23: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($\rho_0 g h / C_{550} = 10^{-6}$, Gr/Ep T300/934, $(P/h)/C_{550} = 7 \times 10^{-3}$, $h=1$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$)



Şekil 24: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 g h / C_{550} = 10^{-6}$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$, Gr/EpT300/934)



Şekil 25: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $\gamma=0.3$, $(P/h)/C_{550}=7 \times 10^{-3}$, $R/h=50$, B/AI)



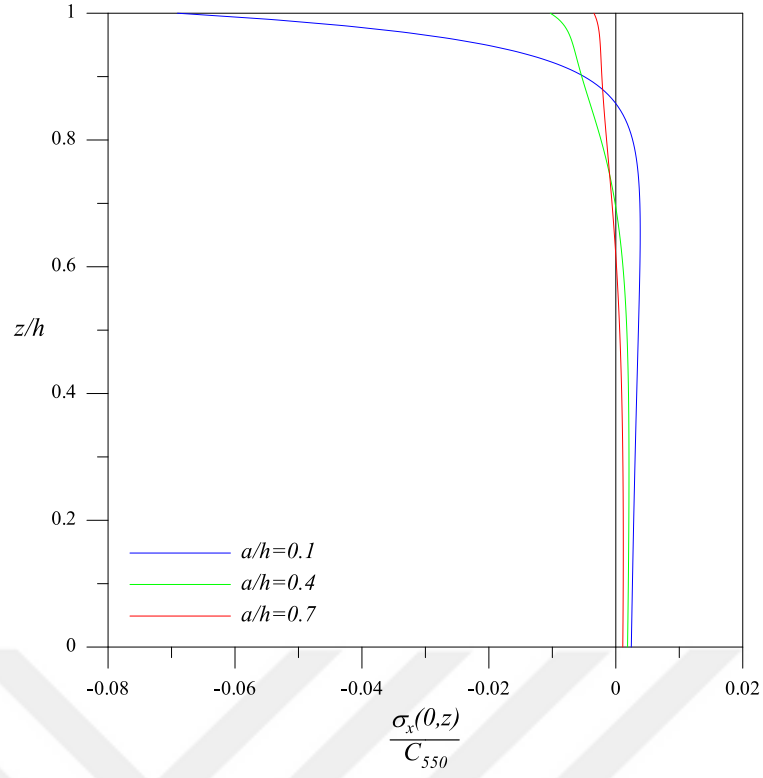
Şekil 26: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $\gamma=0.3$, $\beta=-1$)

Şekil 27’de panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğundaki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi panç uzunluğundaki artış simetri eksenini boyunca meydana gelen çekme ve basınç gerilmelerinin maksimum değerlerinde azalmaya neden olmaktadır.

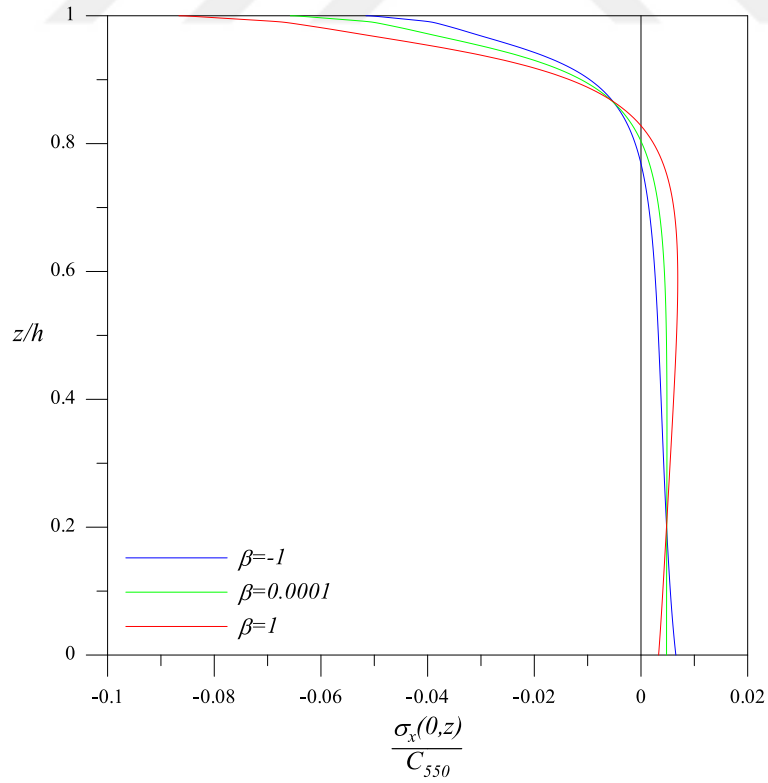
Şekil 28’de panç profilinin düz olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Rijitlik parametresi değeri pozitif işaretli olarak arttıkça FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru x , y , z asal doğrultularında artmaktadır. Rijitlik parametresinin negatif işaretli olarak mutlak değerce büyümesi durumunda ise FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda azalmaktadır. Rijitlik parametresi değerinin sıfıra çok yakın ($\beta \rightarrow 0$) seçilmesi ise homojen ortotrop tabaka durumunu temsil etmektedir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin alt yüzeyine oranla giderek rijitleşmesi durumunda FD ortotrop tabakanın üst kısmında ($z=h$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi artarken, alt kısmında ($z=0$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi azalmaktadır. FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin alt yüzeyine oranla giderek yumuşaması durumunda ise FD ortotrop tabakanın üst kısmında ($z=h$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi azalırken, alt kısmında ($z=0$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi artmaktadır.

Şekil 29’da panç profilinin düz olması durumunda dış yükteki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde dış yükün artması durumunda simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_x normal gerilmelerinin arttığı görülmektedir.

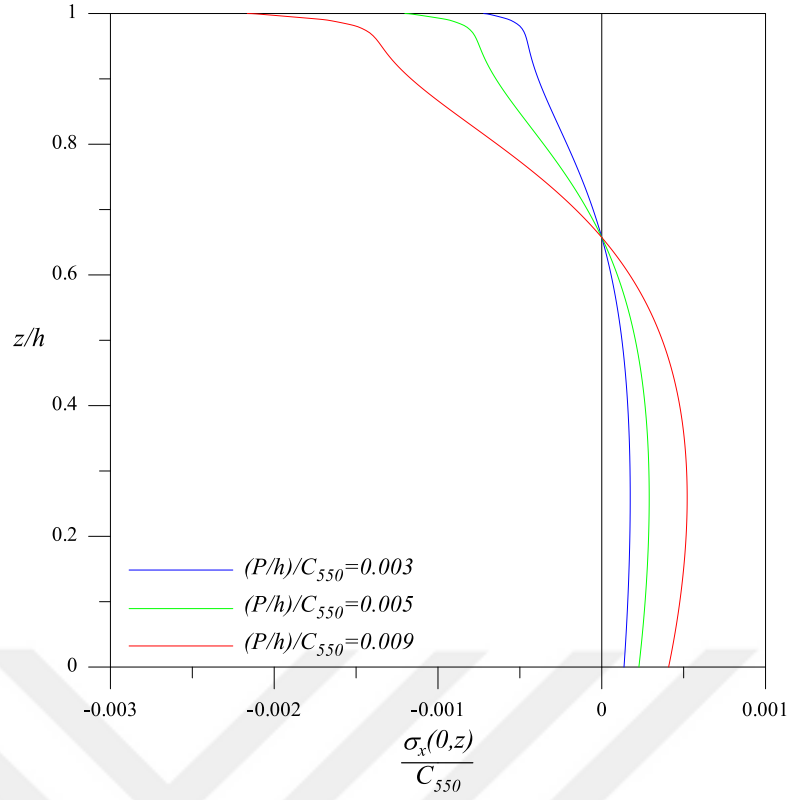
Şekil 30’da panç profilinin düz olması durumunda ortotrop malzeme türünün simetri eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde simetri eksenini boyunca meydana gelen en büyük σ_x normal gerilmelerinin x doğrultusunda en büyük rijitliğe sahip olan Gr/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıktığı görülmektedir.



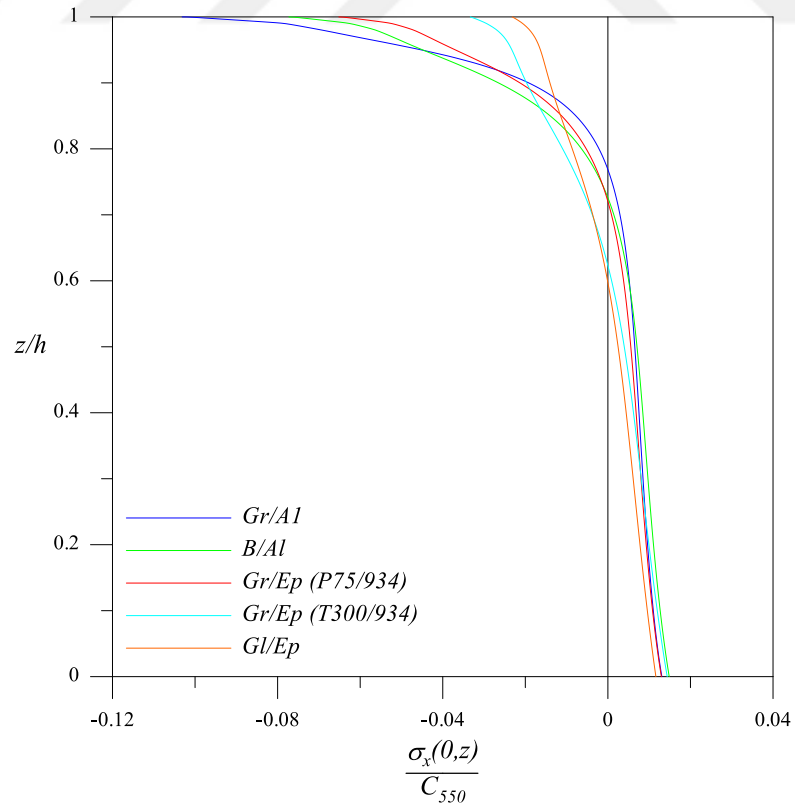
Şekil 27: Panç Profiline Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.01$, $\beta=0.3$, $\gamma=0.2$, G_I/E_p)



Şekil 28: Panç Profiline Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.02$, $a/h=0.4$, $\gamma=0.4$, G_r/E_p P75/934)



Şekil 29: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün Simetri Eksenı Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=1.4$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.3$, Gr/Ep T300/934)



Şekil 30: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksenı Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $a/h=0.4$, $\gamma=0.3$, $\beta=-1$)

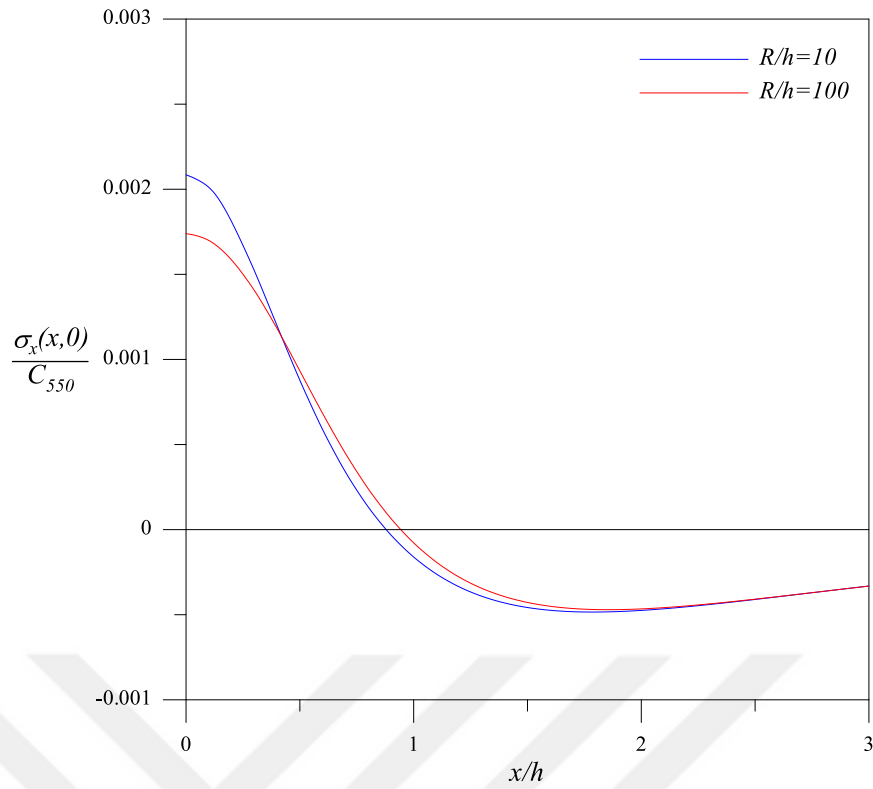
3.7.1.2. FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilmelerının incelenmesi

Şekil 31-40'ta x eksenı boyunca FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde meydana gelen σ_x normal gerilme yayılışları verilmiştir. Şekiller incelendiğinde σ_x normal gerilmelerının simetri ekseninde çekme gerilmesi olarak meydana geldiği daha sonra x eksenı doğrultusunda simetri ekseninden uzaklaştıkça gerilmelerin azalarak sıfır değerini aldığı akabinde basınç gerilmelerine dönüştüğü gözlemlenmiştir. Şekil 31'de panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapındaki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde panç yarıçapındaki artışın maksimum çekme ve basınç gerilmelerinde azalışa neden olduğu görülmektedir. Ayrıca panç yarıçapı arttıkça gerilmelerin sıfır olduğu nokta ile basınç gerilmelerinin maksimum olduğu nokta simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.

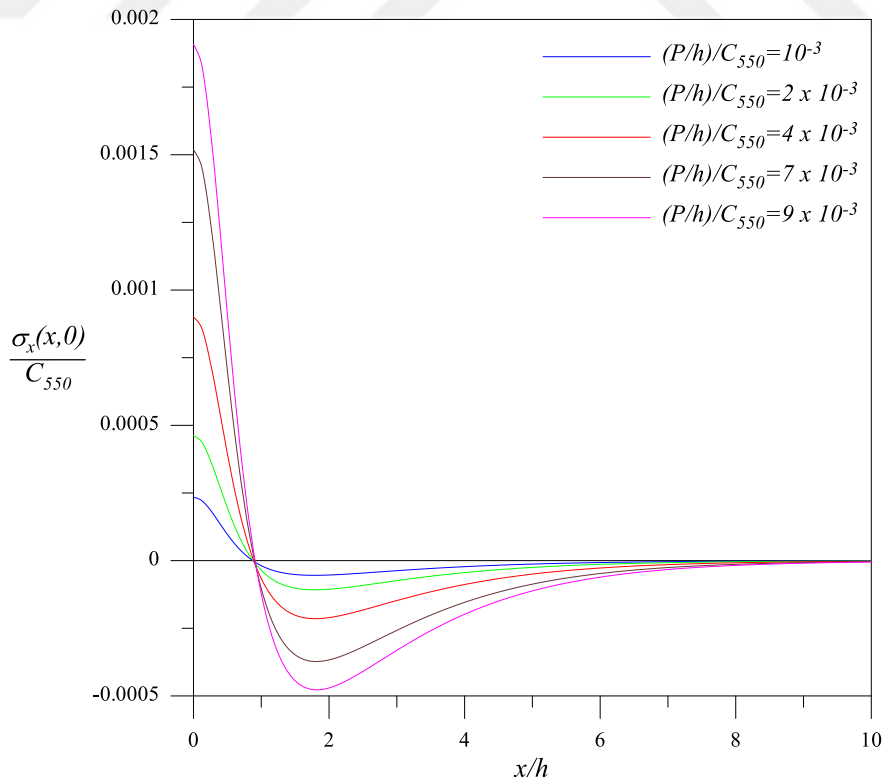
Şekil 32'de panç profilinin silindirik olması durumunda dış yükteki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi dış yükün şiddetinin artırılması durumunda maksimum çekme ve basınç gerilmeleri de artmaktadır. Şekilden çıkarılabilecek diğer bir sonuç ise dış yükteki artışın σ_x gerilmelerinin sıfır olduğu noktanın yerini değiştirmedir.

Şekil 33'te panç profilinin silindirik olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde rijitlik parametresi değerinin pozitif işaretli olarak artması durumunda yani FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda artması durumunda maksimum çekme gerilmesinde azalış olurken maksimum basınç gerilmesinde artış gözlenmektedir. Rijitlik parametresi değerinin negatif işaretli olarak mutlak değerce artması durumunda ise FD ortotrop tabakanın rijitliği tabaka yüksekliği boyunca alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe azalmaktadır. Bu durumda σ_x gerilme yayılışları incelendiğinde çekme gerilmelerinin en büyük değerinde artış, basınç gerilmelerinin en büyük değerinde ise azalış görülmektedir. FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin rijitliğinin alt yüzeyine oranla artırılması durumunda gerilmelerin sıfır olduğu nokta ve maksimum basınç gerilmesinin meydana geldiği nokta simetri eksenine yaklaşmaktadır.

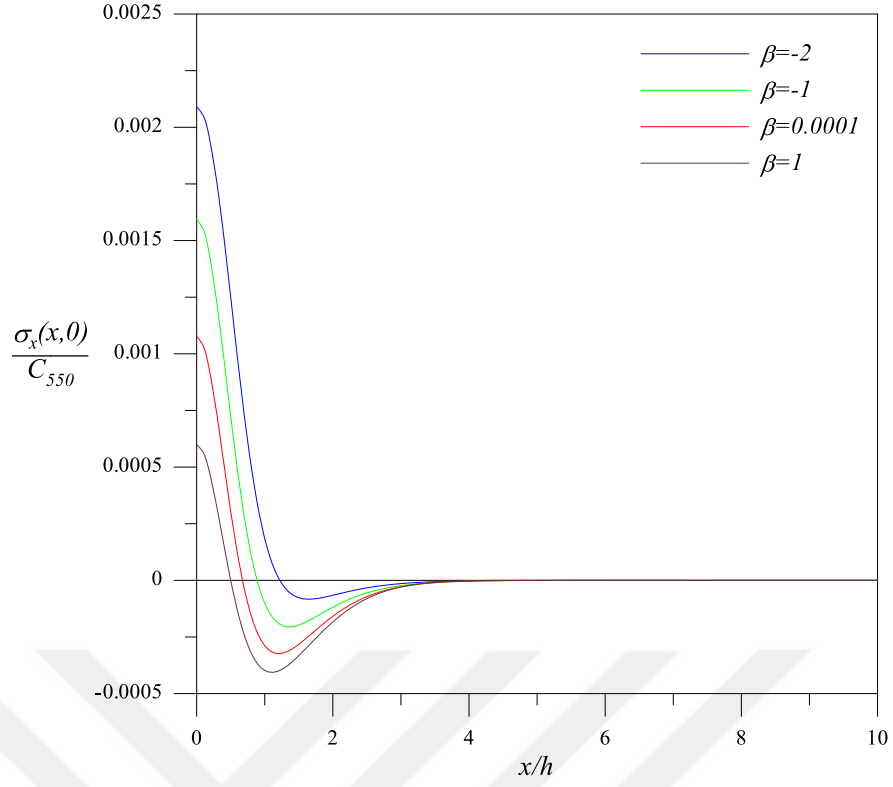
Şekil 34'te panç profilinin silindirik olması durumunda yoğunluk parametresindeki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi söz konusu gerilme yayılışları yoğunluk parametresindeki değişimden etkilenmemektedir.



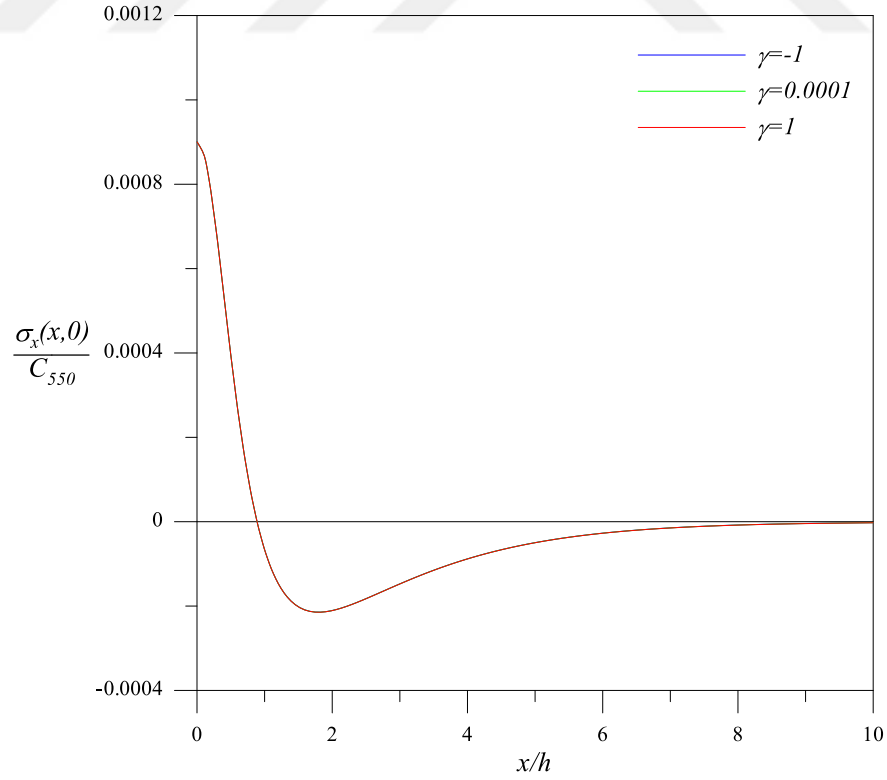
Şekil 31: Panç Profiline Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılımına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 g h / C_{550} = 10^{-6}$, $(P/h) / C_{550} = 9 \times 10^{-3}$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.7$, Gr/Ep T300/934)



Şekil 32: Panç Profiline Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılımına Etkisi ($\rho_0 g h / C_{550} = 10^{-6}$, $h=1$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.4$, Gr/Ep T300/934)



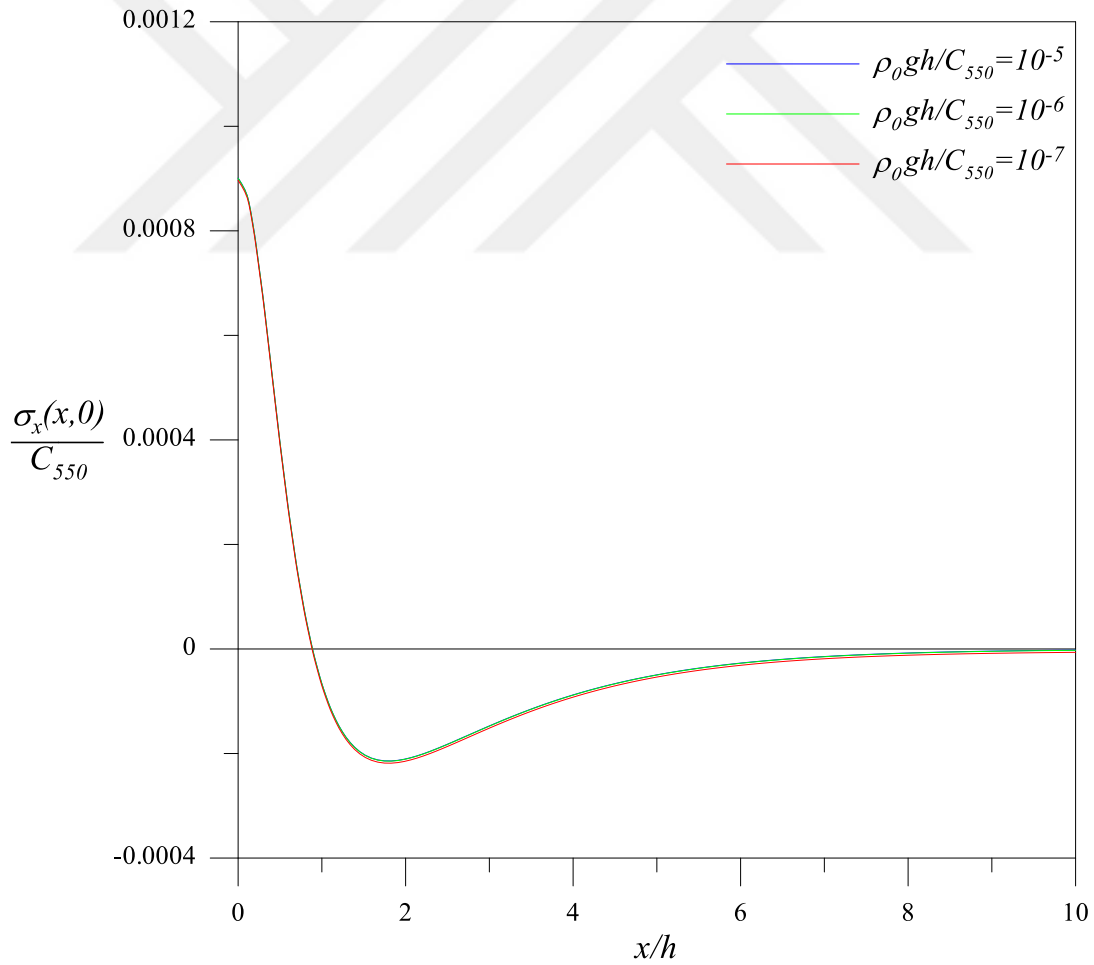
Şekil 33: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $R/h=50$, $\gamma=0.5$, B/Al)



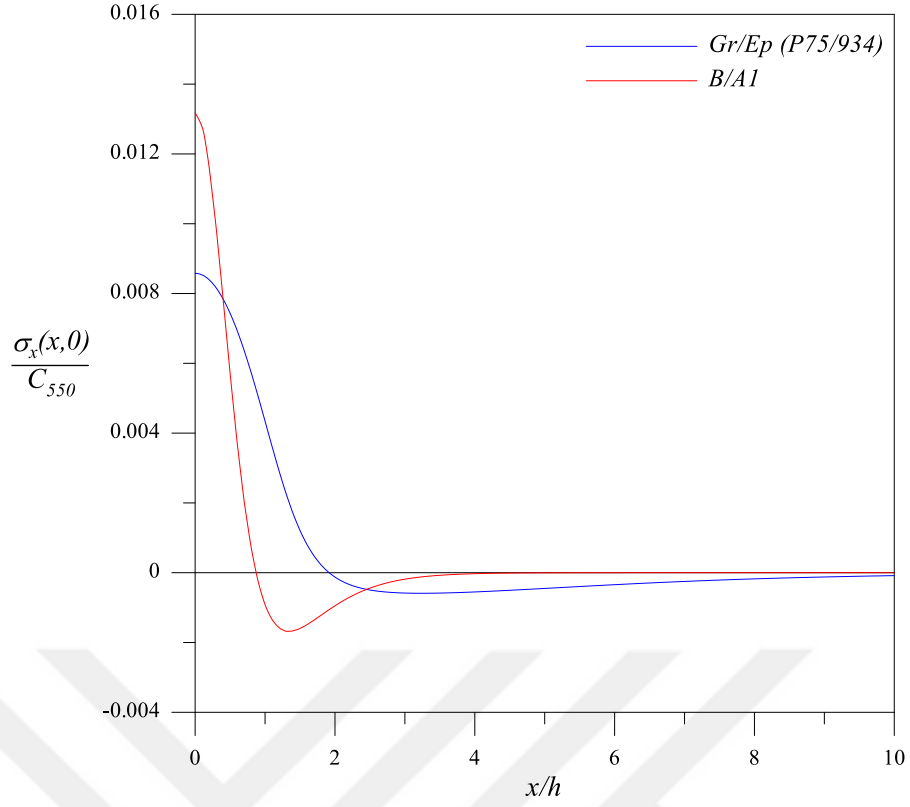
Şekil 34: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Yoğunluk Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=4 \times 10^{-3}$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, Gr/Ep T300/934)

Şekil 35'te panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın kütle kuvvetindeki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın sadece z doğrultusunda kütle kuvveti dikkate alındığından σ_x normal gerilme yayılışının kütle kuvvetindeki değişimden etkilenmediği gözlenmektedir.

Şekil 36'da panç profilinin silindirik olması durumunda ortotrop malzeme türünün FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi yükleme doğrultusunda daha rijit bir malzeme kullanılması durumunda çekme ve basınç gerilmelerinin maksimum değerleri büyümektedir. Ayrıca yükleme doğrultusunda daha rijit malzeme seçimi basınç gerilmelerinin maksimum olduğu noktanın ve gerilmelerin sıfır olduğu noktanın simetri eksenine yaklaşmasına neden olmaktadır.



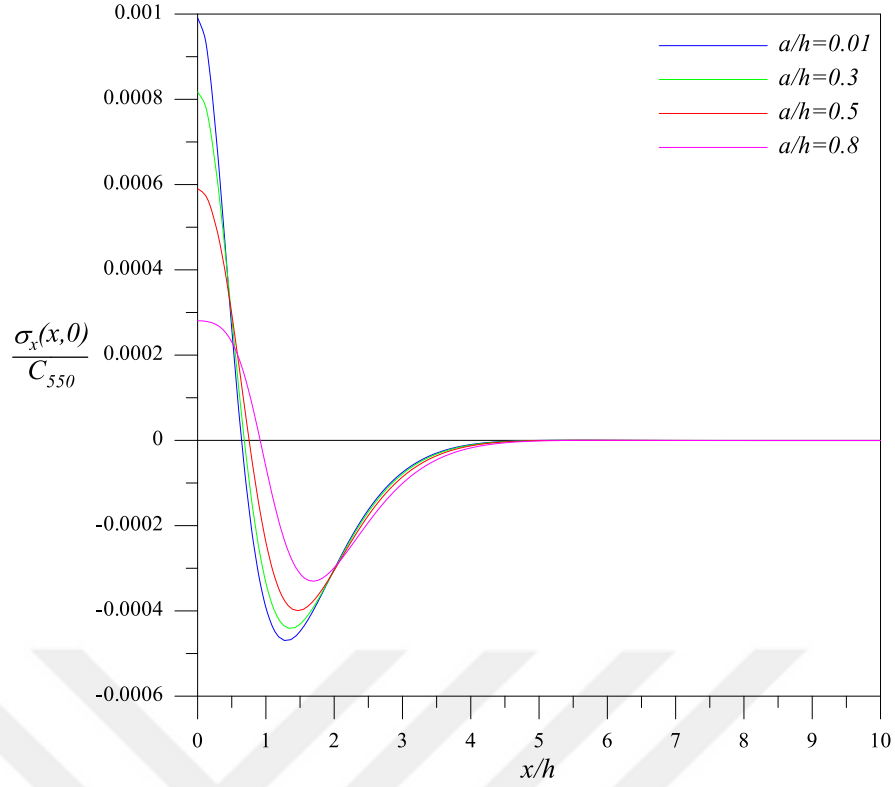
Şekil 35: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda FD Ortotrop Tabakanın Kütle Kuvvetinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenı Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=4 \times 10^{-3}$, $R/h=50$, $\beta=0.5$, $\gamma=1$, Gr/Ep T300/934)



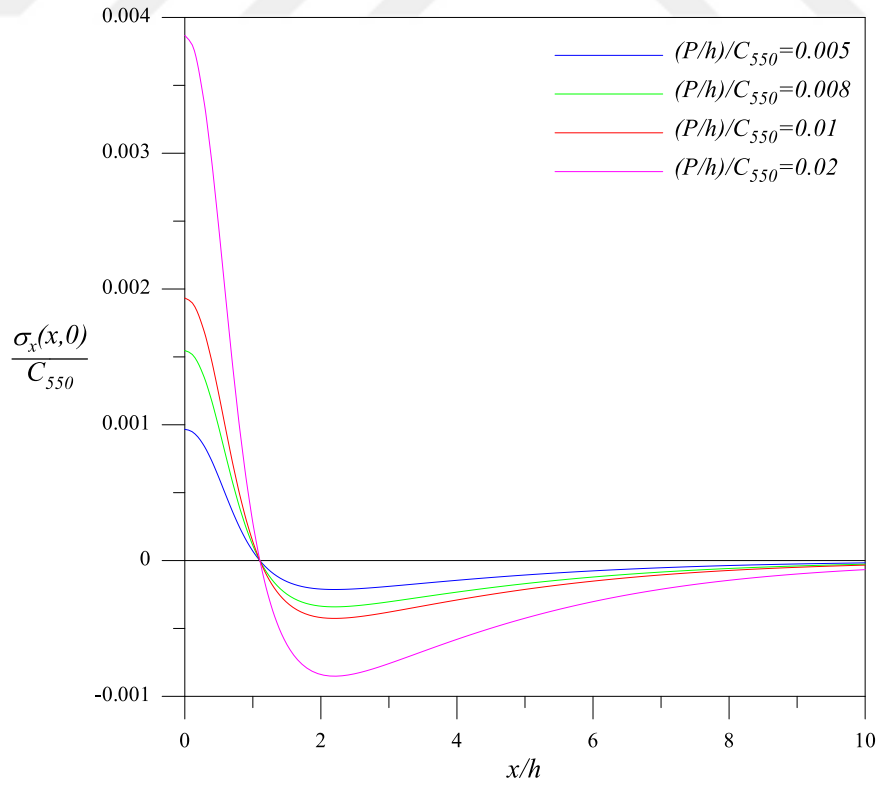
Şekil 36: Panç Profiline Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenine Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılımına Etkisi ($h=1$, $C_{550}=5.515$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $\beta=-1$, $\gamma=1$)

Şekil 37’de panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğundaki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenine boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde daha uzun panç seçilmesi durumunda σ_x normal gerilmelerinin çekme ve basınç bölgesinde aldığı maksimum değerlerin azaldığı görülmektedir. Ayrıca panç uzunluğu arttıkça gerilmelerin sıfır olduğu yer ile maksimum basınç gerilmesinin yeri simetri eksenine daha uzak hale gelmektedir.

Şekil 38’de panç profilinin düz olması durumunda dış yükteki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenine boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de kolaylıkla anlaşılabileceği gibi sisteme daha büyük bir dış yükün etkimesi durumunda çekme ve basınç gerilmelerinin maksimum değerleri artmaktadır. Ayrıca σ_x normal gerilmelerinin sıfır olduğu yer dış yükün şiddetindeki değişimden etkilenmemektedir.

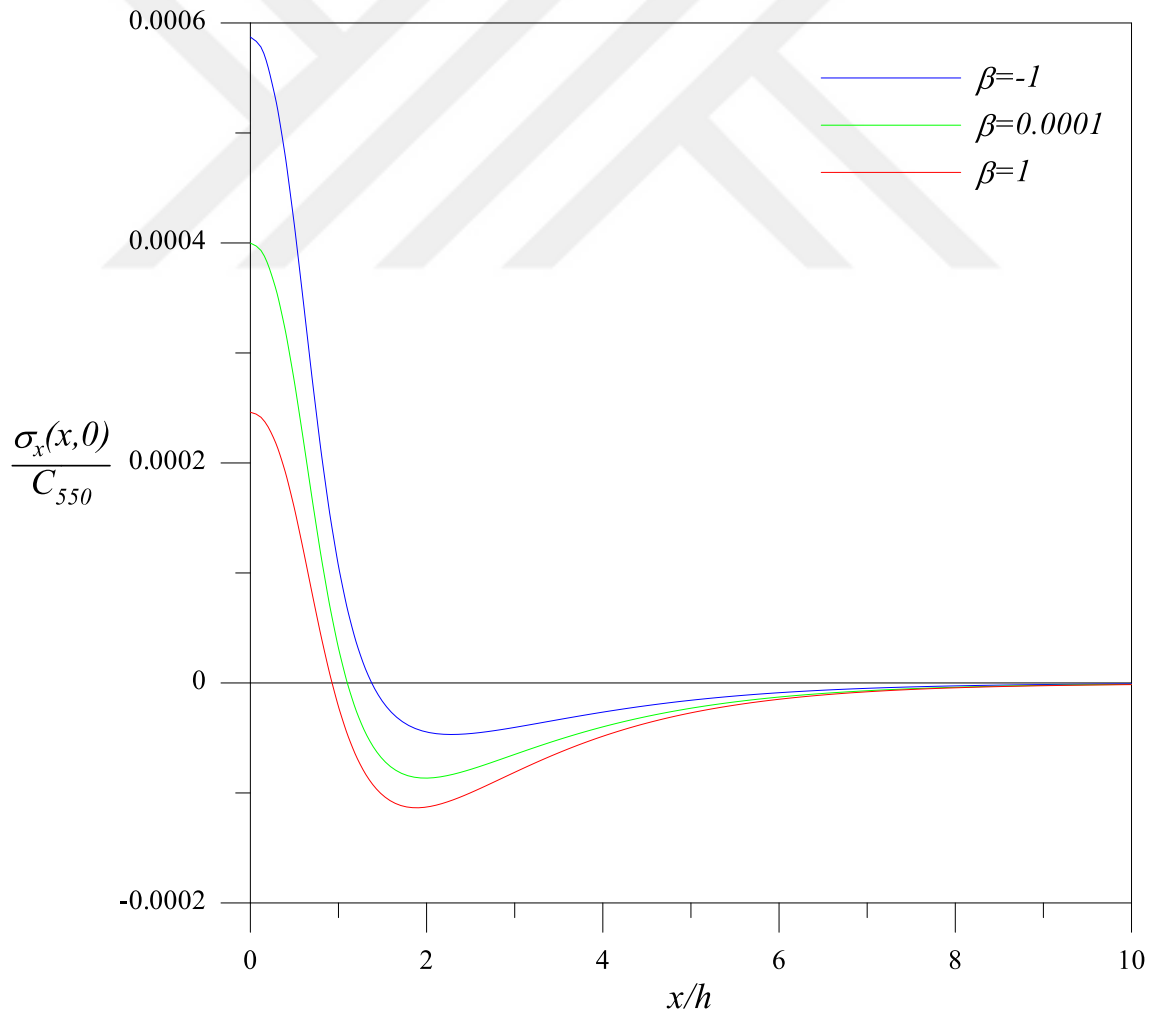


Şekil 37: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenı Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $\beta=0.7$, $\gamma=0.5$, Gl/Ep)



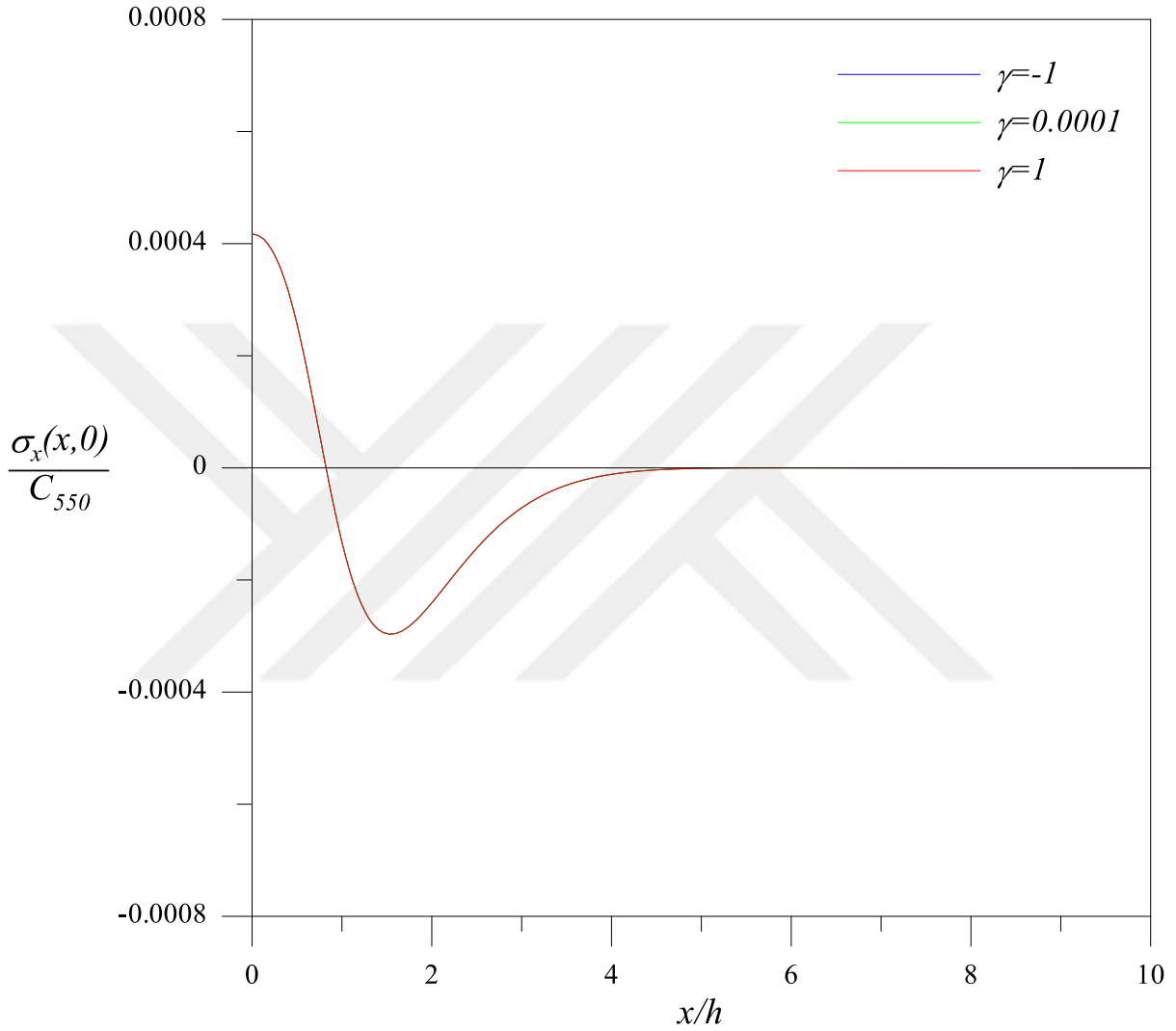
Şekil 38: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenı Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $h=1$, $a/h=0.4$, $\beta=0.6$, $\gamma=0.4$, Gr/Ep P75/934)

Şekil 39’da panç profilinin düz olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenı boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde rijitlik parametresi değeri pozitif işaretli olarak artması durumunda yani FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda artması durumunda maksimum çekme gerilmesinde azalış olurken maksimum basınç gerilmesinde artış gözlenmektedir. Rijitlik parametresi değeri negatif işaretli olarak mutlak değerce artması durumunda ise FD ortotrop tabakanın rijitliği tabaka yüksekliği boyunca alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe azalmaktadır. Bu durumda σ_x gerilme yayılışları incelendiğinde çekme gerilmelerinin en büyük değeri artış, basınç gerilmelerinin en büyük değeri ise azalış görülmektedir. FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin rijitliğinin alt yüzeyine oranla artırılması durumunda gerilmelerin sıfır olduğu nokta ve maksimum basınç gerilmesinin meydana geldiği nokta simetri eksenine yaklaşmaktadır.



Şekil 39: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenı Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.002$, $a/h=0.5$, $\gamma=0.7$, Gr/E_p T300/934)

Şekil 40'ta pañç profilinin düz olması durumunda yoğunluk parametresindeki değişimin FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde yoğunluk parametresindeki değişimin σ_x normal gerilmelerinde herhangi bir değişime neden olmadığı görülmektedir.



Şekil 40: Pañç Profilinin Düz Olması Durumunda Yoğunluk Parametresinin FD Ortotrop Tabakanın Alt Yüzeyinde x Eksenini Boyunca Oluşan σ_x Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 g h / C_{550} = 10^{-6}$, $(P/h) / C_{550} = 0.004$, $a/h = 0.6$, $\beta = 0.6$, $G I / E p$)

3.7.2. σ_z Normal Gerilmelerinin İncelenmesi

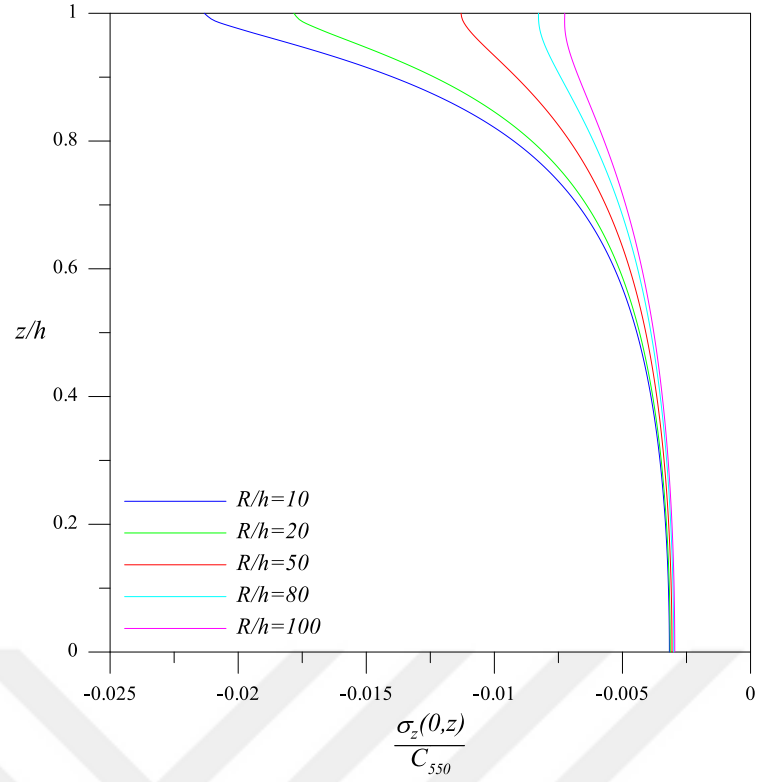
Şekil 41-48’de simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_z normal gerilmeleri çeşitli boyutsuz parametrelere ve ortotrop malzeme türüne bağlı olarak sunulmuştur. Simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_z gerilmeleri incelendiğinde her yerde basınç gerilmelerinin oluştuğu görülmektedir. En büyük σ_z gerilmesinin genelde panç ile FD ortotrop tabakanın temas yüzeyinde meydana geldiği, pançtan uzaklaştıkça yani FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinden alt yüzeyine doğru gidildikçe azalarak kütle kuvvetinin varlığından dolayı sabit bir değere yakınsadığı gözlenmektedir.

Şekil 41’de panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapındaki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi panç yarıçapı küçüldükçe simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmeleri büyümektedir. Elastisite teorisinde düşey normal gerilmelerin tekil yükler altında sonsuza ulaştığı belirtilmektedir. Bu bağlamda küçülen panç yarıçapı temas yüzey alanında küçülmeye yol açmakta ve sonuç olarak tekil yüklemeye benzer duruma doğru yakınsamaktadır. Panç yarıçapı büyüdükçe gerilme dağılımı lineerliğe doğru eğilim göstermektedir.

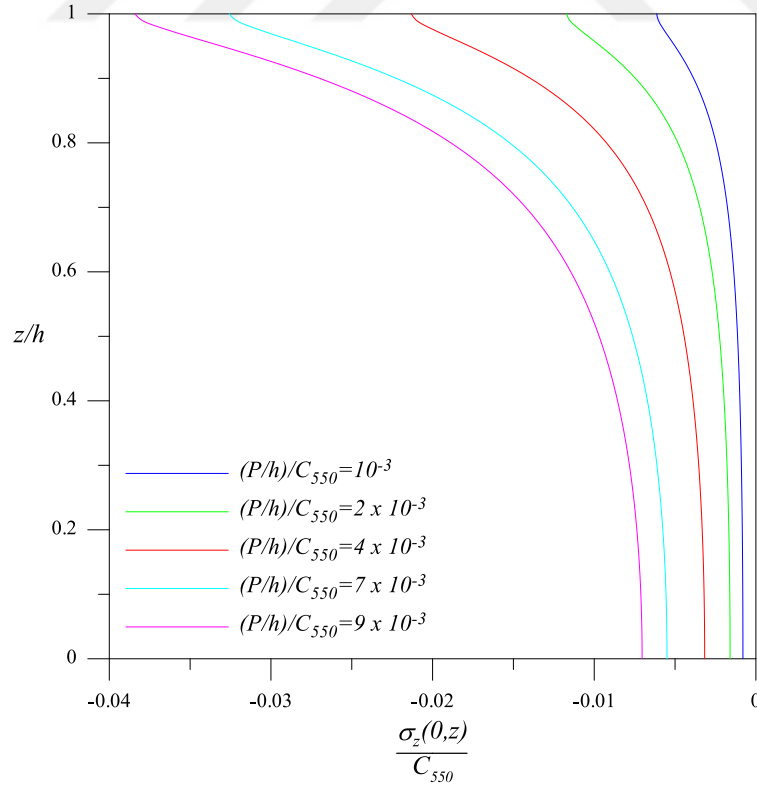
Şekil 42’de panç profilinin silindirik olması durumunda dış yükteki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımına etkisi sunulmuştur. Şekil incelendiğinde dış yükte meydana gelen artışın FD ortotrop tabakanın simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmelerinde artışa neden olduğu açıkça görülmektedir.

Şekil 43’te panç profilinin silindirik olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru artması durumunda, simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmelerinin maksimum değerinin arttığı görülmektedir.

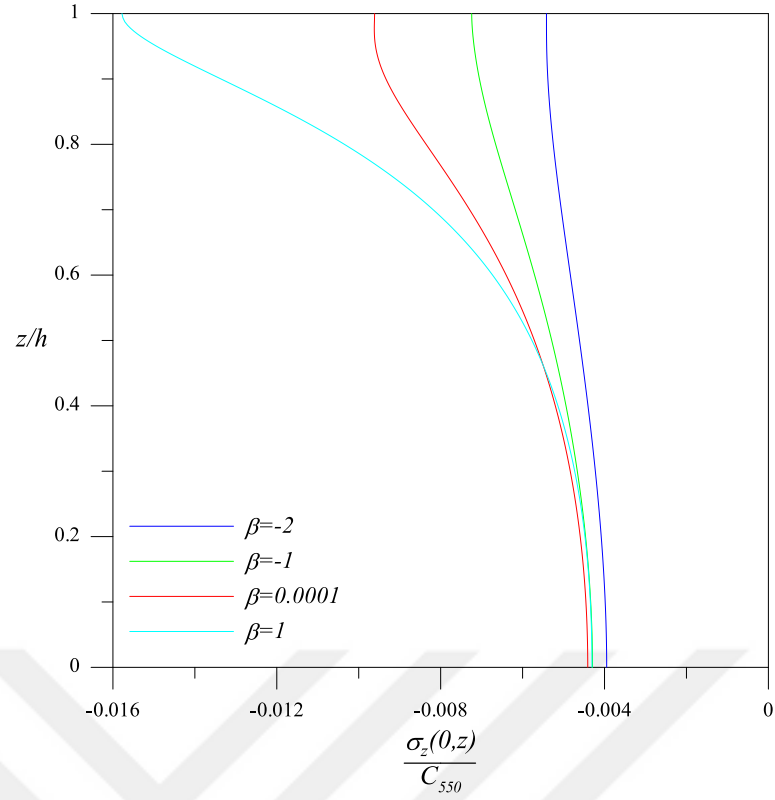
Şekil 44’te panç profilinin silindirik olması durumunda farklı ortotrop malzemelere göre simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımları gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde yükleme doğrultusunda (z doğrultusu) daha rijit bir ortotrop malzeme kullanımının simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımında artışa neden olduğu görülmektedir. Söz konusu gerilmelerin en büyük değeri yükleme doğrultusunda en büyük elastisite modülüne sahip olan B/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır.



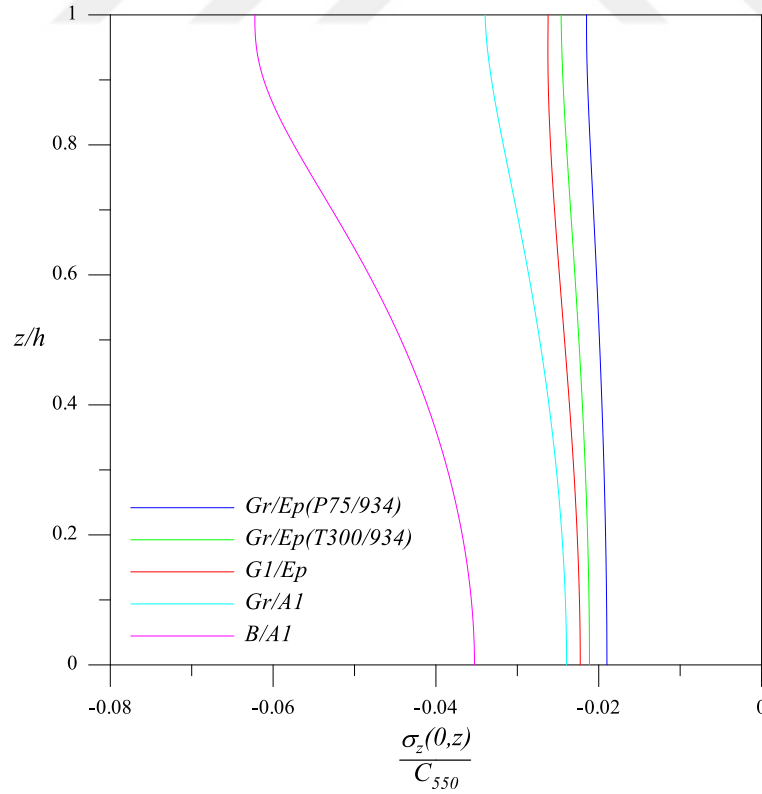
Şekil 41: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($\rho_0 g h / C_{550} = 10^{-6}$, Gr/Ep T300/934, $(P/h)/C_{550} = 4 \times 10^{-3}$, $h=1$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$)



Şekil 42: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükenin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 g h / C_{550} = 10^{-6}$, $R/h=10$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.2$, Gr/Ep T300/934)



Şekil 43: Paç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $R/h=50$, $\gamma=0.2$, B/AI)



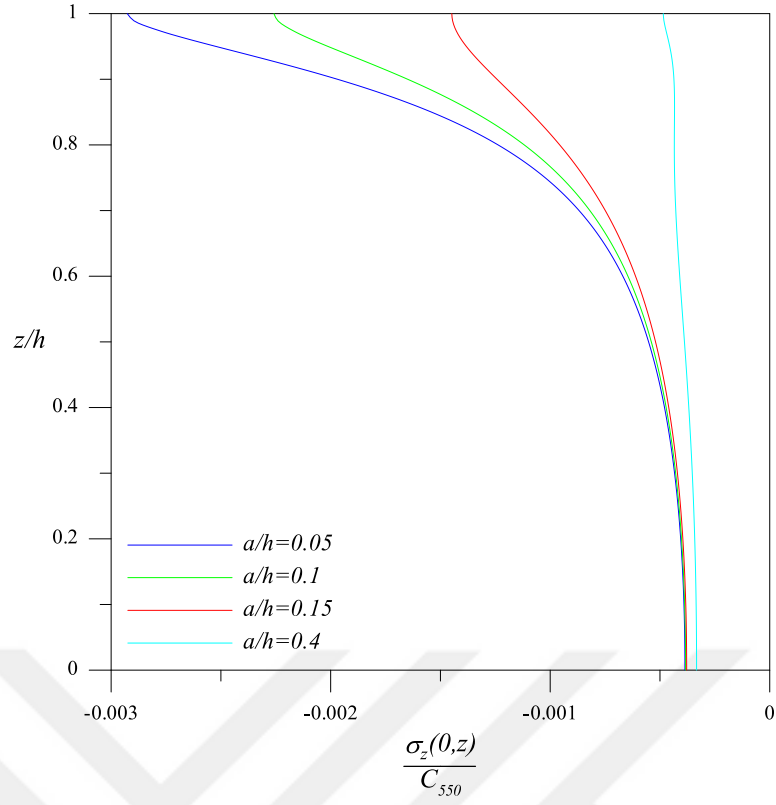
Şekil 44: Paç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılışına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $R/h=50$, $\gamma=0.3$, $\beta = -1$)

Şekil 45'te panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğundaki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Elastisite teorisi alanında düşey normal gerilmelerinin tekil yükler alanında bir tekillik sergilediği tespit edilmiştir. Şekil 45'ten FD ortotrop tabaka ile panç arasındaki temas alanı küçüldüğünde temas yüzeyine yakınlık arttıkça gerilmelerin hızla arttığı ve tekil bir yük altında temas noktasında gözlemlenene benzer bir tekilliği yansıttığı görülmektedir. Ayrıca blok uzunluğu ne kadar büyük olursa gerilme yayılımının simetri eksenini boyunca değişimi doğrusallığa daha fazla yaklaşmaktadır.

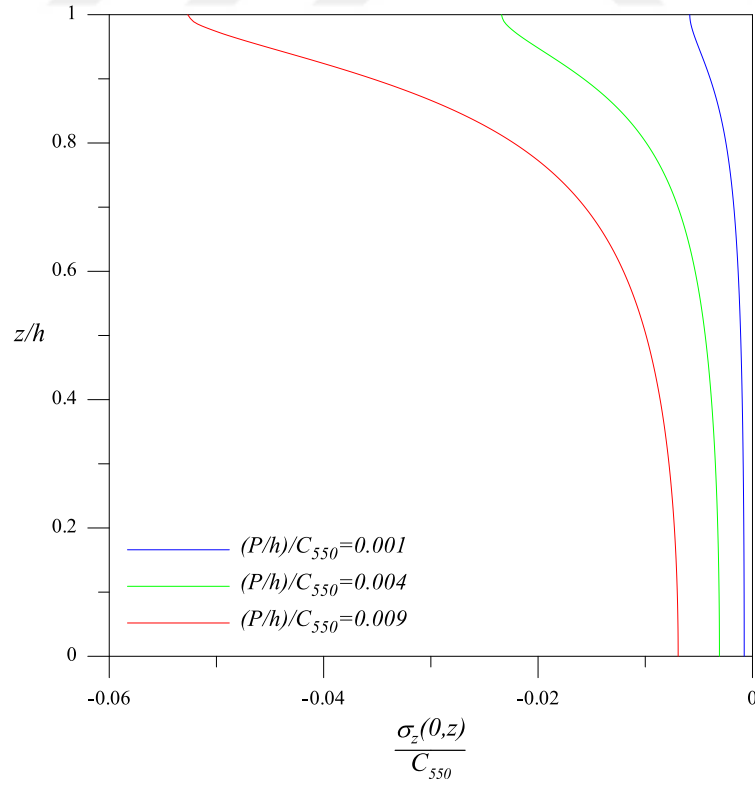
Şekil 46'da panç profilinin düz olması durumunda dış yükteki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımına etkisi verilmiştir. Şekilden de kolaylıkla görülebileceği gibi dış yükün şiddetinin artması durumunda FD ortotrop tabakanın simetri eksenini boyunca daha büyük σ_z normal gerilmeleri ortaya çıkmaktadır.

Şekil 47'de panç profilinin düz olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımına etkisi sunulmuştur. Rijitlik parametresi değerinin pozitif işaretli olarak artması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği tabaka yüksekliği boyunca asal doğrultularda alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru artmakta, rijitlik parametresi değerinin negatif işaretli olarak mutlak değerce artması durumunda ise FD ortotrop tabakanın rijitliği tabaka yüksekliği boyunca asal doğrultularda alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru azalmaktadır. Şekil incelendiğinde kolaylıkla görülebilir ki FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin rijitliği alt yüzeyine oranla artırıldıkça simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmeleri büyümektedir.

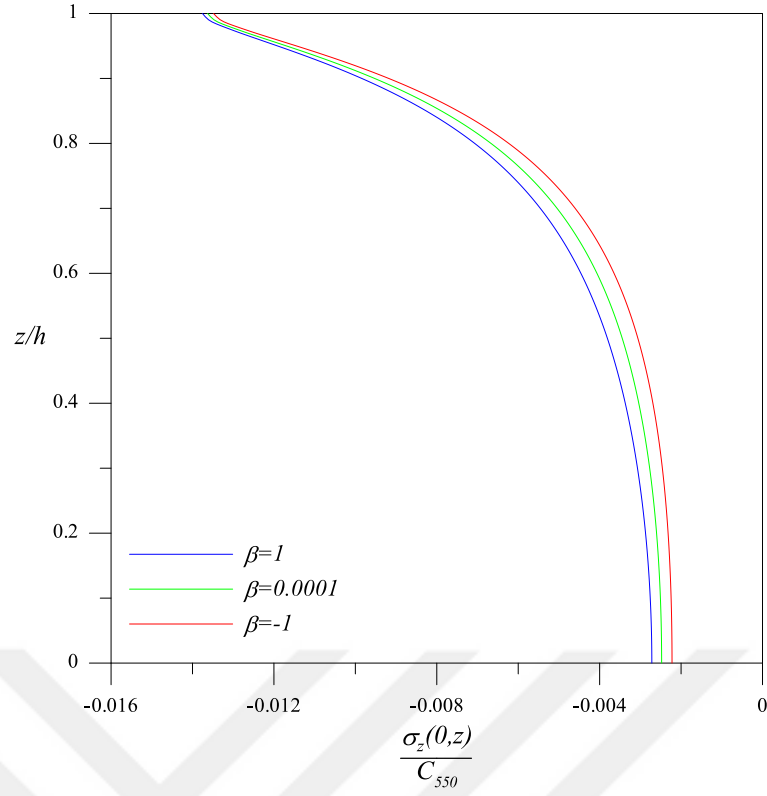
Şekil 48'de panç profilinin düz olması durumunda kullanılan beş farklı ortotrop malzemenin simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi yükleme doğrultusunda daha rijit bir malzeme kullanılması durumunda simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilme yayılımında artış gözlenmektedir. Silindirik panç durumuna benzer olarak düz panç durumunda da simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmelerinin en büyük değeri yükleme doğrultusunda en büyük elastisite modülüne sahip olan B/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır.



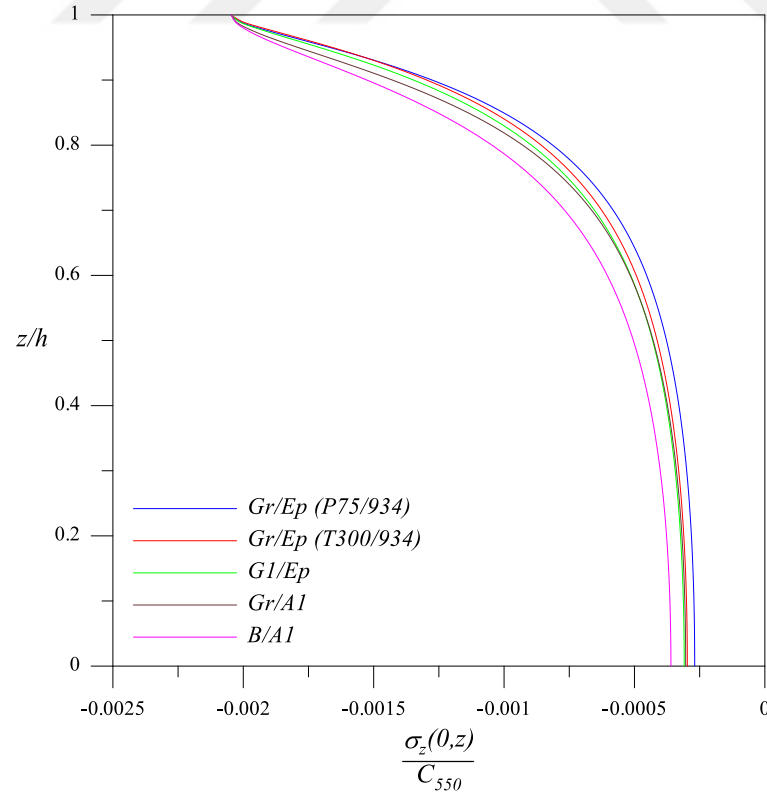
Şekil 45: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılımına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $(P/h)/C_{550}=0.0005$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.3$, G_I/E_p)



Şekil 46: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükle Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayılımına Etkisi ($h=1$, $\rho_0 gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=0.05$, $\beta=0.5$, $\gamma=0.3$, G_I/E_p)



Şekil 47: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayıllığına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=0.1$, $(P/h)/C_{550}=0.003$, $\gamma=0.2$, Gr/Ep T300/934)



Şekil 48: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün Simetri Eksenine Boyunca Oluşan σ_z Normal Gerilme Yayıllığına Etkisi ($h=1$, $\rho_0gh/C_{550}=10^{-6}$, $a/h=0.08$, $\beta=0.7$, $\gamma=0.4$, $(P/h)/C_{550}=0.0004$)

3.7.3. τ_{xz} Kayma Gerilmelerinin İncelenmesi

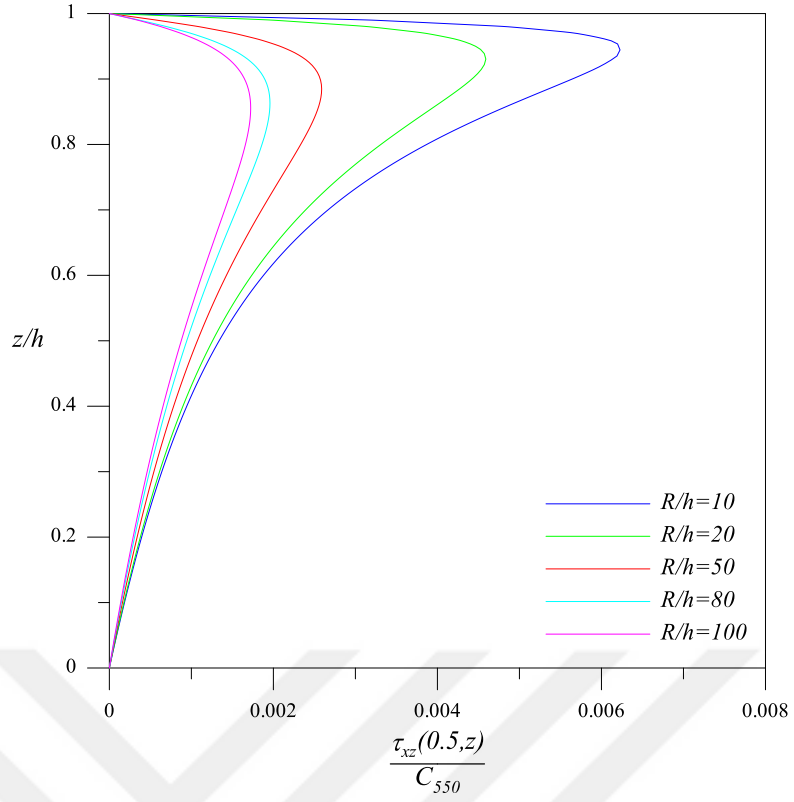
FD ortotrop tabakanın z simetri kesitinde kayma gerilmeleri sıfırdır. x eksenı boyunca FD ortotrop tabakada meydana gelen kayma gerilmesi yayılışları incelendiğinde maksimum kayma gerilmesinin yaklaşık olarak $x/h=0.5$ olması durumunda ortaya çıktığı görölmüştür. Bu nedenle bu çalışmada $x/h=0.5$ kesiti boyunca kayma gerilmesi yayılışları incelenmiştir. Şekil 49-55'te söz konusu gerilme yayılışları çeşitli boyutsuz parametrelerin değişimine ve farklı ortotrop malzemelerin kullanımına bağlı olarak sunulmuştur. Şekiller incelendiğinde FD ortotrop tabakanın üst ve alt yüzeyinde kayma gerilmelerinin sıfır olduğu görölmektedir. Dolayısıyla bu durum problemin tanımında verilmiş olan (65) ve (66) nolu sınır şartlarının sağlandığını ortaya koymaktadır.

Şekil 49'da pańç profilinin silindirik olması durumunda pańç yarıçapındaki değişimin τ_{xz} kayma gerilmesi yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekilden de görölebileceği gibi pańç yarıçapının büyümesi durumunda kayma gerilmeleri azalmaktadır. Ayrıca daha küçük yarıçaplı pańç kullanıldıkça maksimum kayma gerilmesinin meydana geldiği nokta FD ortotrop tabakanın üst yüzeyine doğru yaklaşmaktadır.

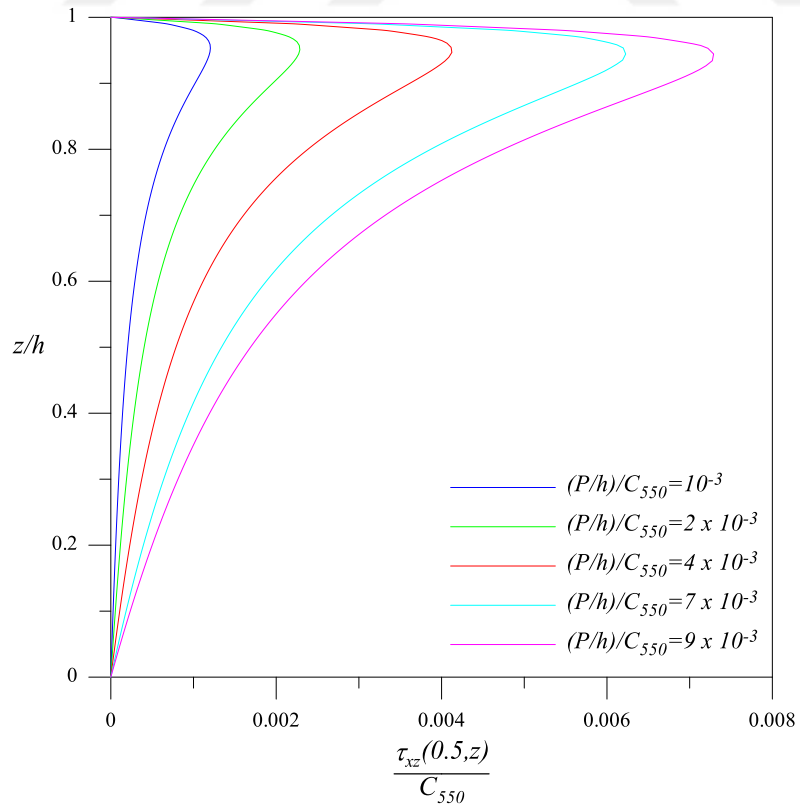
Şekil 50'de pańç profilinin silindirik olması durumunda dış yükteki değişimin τ_{xz} kayma gerilmesi yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde dış yükün şiddetinin artmasının kayma gerilmelerinde artışa neden olduğu açıkça görölmektedir. Bunun yanı sıra sisteme daha büyük bir yük uygulandıkça maksimum kayma gerilmesinin meydana geldiği nokta FD ortotrop tabakanın alt yüzeyine doğru yaklaşmaktadır.

Şekil 51'de pańç profilinin silindirik olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin τ_{xz} kayma gerilmesi yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru arttıkça maksimum kayma gerilmesinin arttığı görölmektedir. Ayrıca FD ortotrop tabakanın üst yüzeyi alt yüzeyine oranla rijitleştikçe maksimum kayma gerilmesinin meydana geldiği nokta FD ortotrop tabakanın üst yüzeyine doğru yaklaşmaktadır.

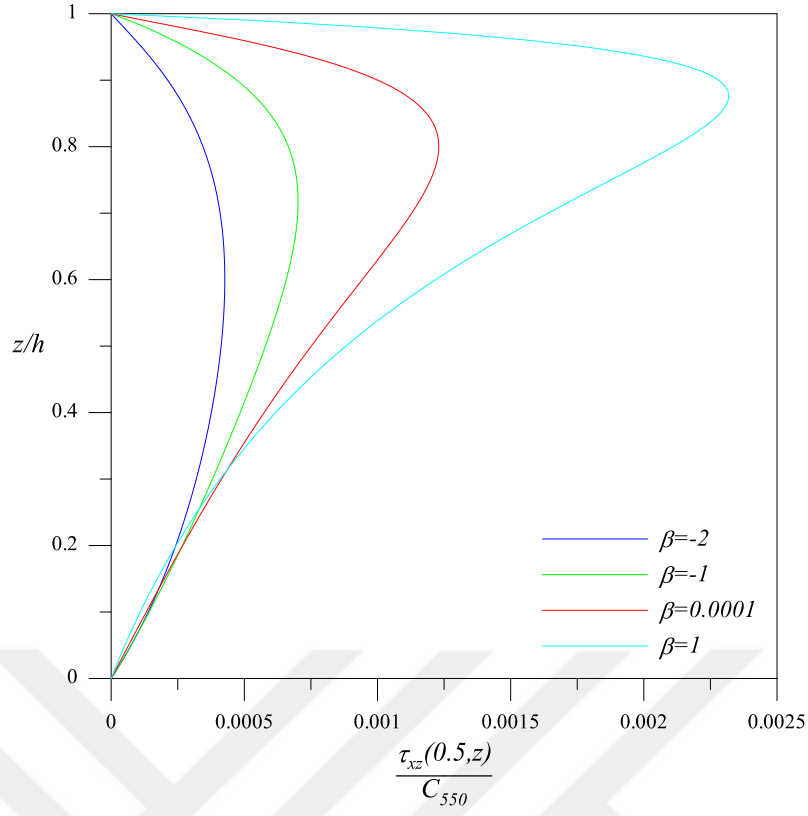
Şekil 52'de pańç profilinin silindirik olması durumunda farklı ortotrop malzeme kullanımının τ_{xz} kayma gerilmesi yayılışına etkisi sunulmuştur. Şekilden de göröleceği üzere yükleme doğrultusunda daha rijit malzeme kullanımı maksimum kayma gerilmesinde artışa neden olmaktadır. Kullanılan beř farklı malzeme dikkate alındığında maksimum kayma gerilmesi yükleme doğrultusunda en büyük rijitliğe sahip olan B/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır.



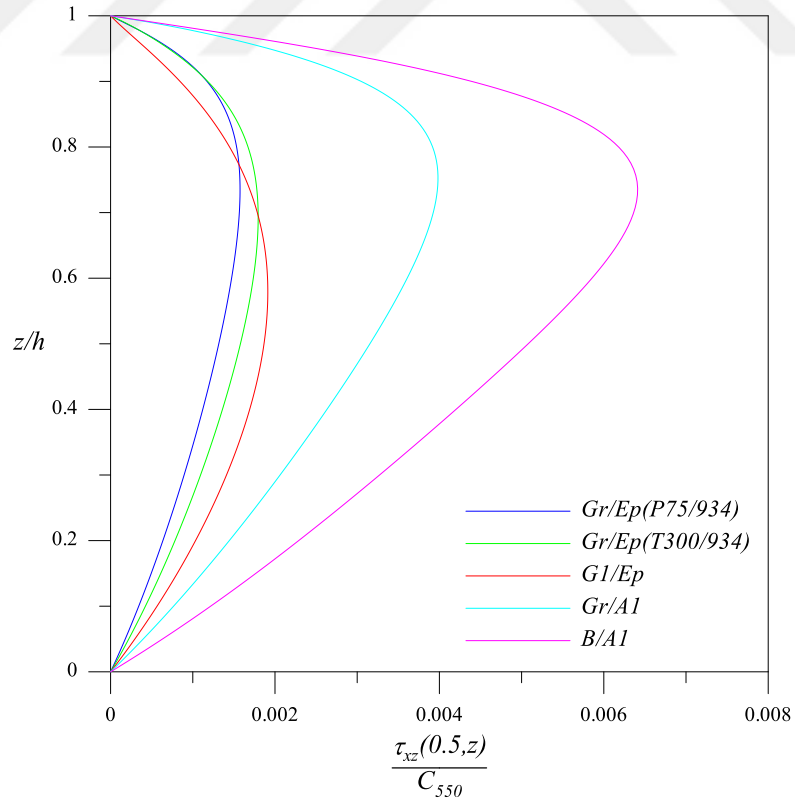
Şekil 49: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Panç Yarıçapının $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($(P/h)/C_{550}=7 \times 10^{-3}$, $\beta=0.5$, Gr/Ep T300/934, $h=1$)



Şekil 50: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Dış Yükün $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $R/h=10$, $\beta=0.5$, Gr/Ep T300/934)



Şekil 51: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.005$, $R/h=50$, $B/A1$)

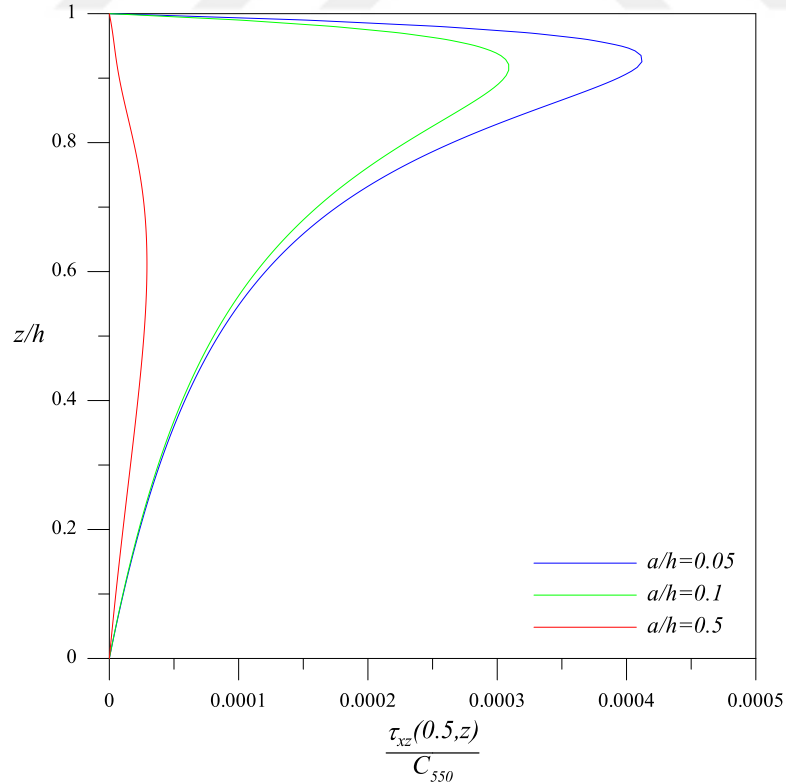


Şekil 52: Panç Profilinin Silindirik Olması Durumunda Ortotrop Malzeme Türünün $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.04$, $\beta=-1$, $R/h=50$)

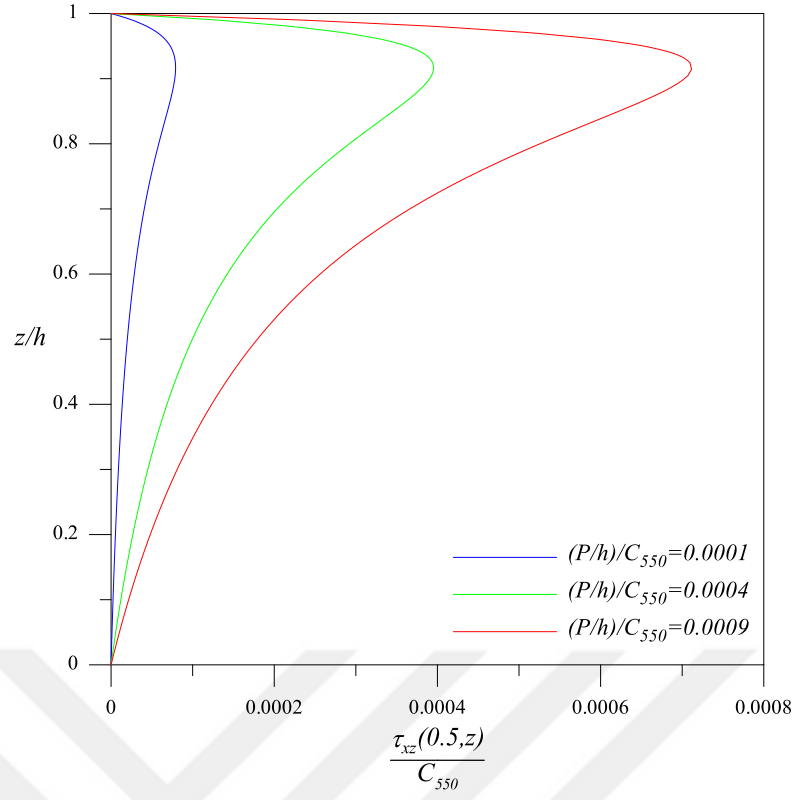
Şekil 53'te panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğundaki değişimin τ_{xz} kayma gerilmesi yayılışına etkisi verilmiştir. Şekilden de görülebileceği gibi panç uzunluğunun artması durumunda kayma gerilmeleri azalmaktadır. Ayrıca daha uzun panç kullanıldıkça maksimum kayma gerilmesinin meydana geldiği nokta FD ortotrop tabakanın alt yüzeyine doğru yaklaşmaktadır.

Şekil 54'te panç profilinin düz olması durumunda dış yükteki değişimin τ_{xz} kayma gerilmesi yayılışına etkisi gösterilmiştir. Şekil incelendiğinde dış yükün şiddeti artırıldıkça kayma gerilmelerinin arttığı görülmektedir. Ayrıca dış yükün şiddeti büyüdükçe maksimum kayma gerilmesinin meydana geldiği nokta FD ortotrop tabakanın alt yüzeyine doğru yaklaşmaktadır.

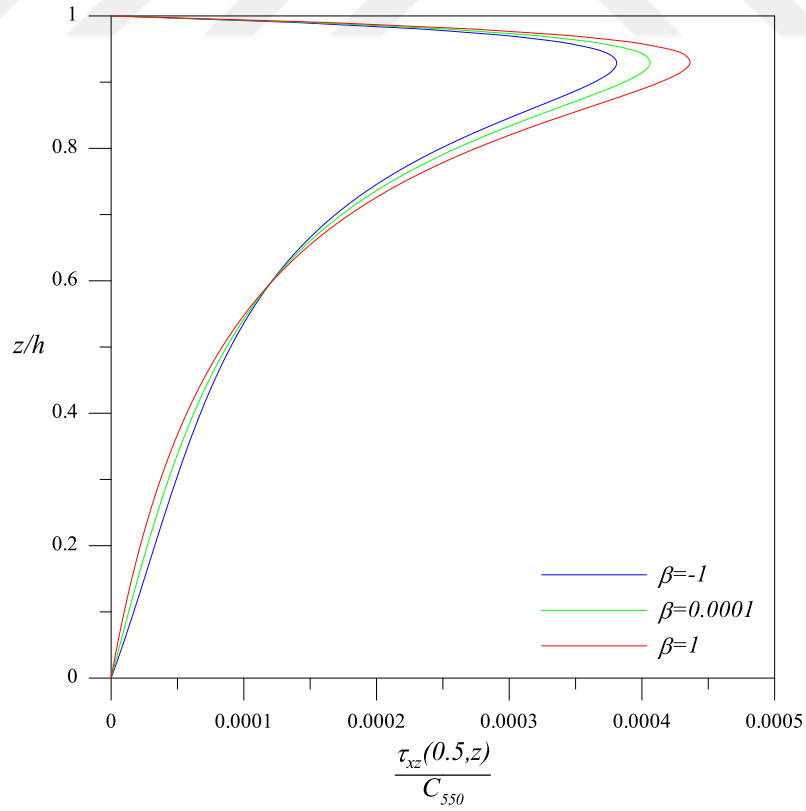
Şekil 55'te panç profilinin düz olması durumunda rijitlik parametresindeki değişimin τ_{xz} kayma gerilmesi yayılışına etkisi sunulmuştur. Şekilden de görülebileceği gibi FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin rijitliği alt yüzeyine oranla azaldıkça yani rijitlik parametresi negatif işaretli olarak mutlak değerce büyüdükçe maksimum kayma gerilmesi azalmaktadır. Ayrıca FD ortotrop tabakanın üst yüzeyi alt yüzeyine oranla rijitleştikçe maksimum kayma gerilmesinin meydana geldiği nokta FD ortotrop tabakanın üst yüzeyine doğru yaklaşmaktadır.



Şekil 53: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Panç Uzunluğunun $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $(P/h)/C_{550}=0.0004$, $\beta=0.7$, G_I/E_p)



Şekil 54: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Dış Yükün $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $a/h=0.1$, $\beta=1$, Gl/E_p)



Şekil 55: Panç Profilinin Düz Olması Durumunda Rijitlik Parametresinin $x/h=0.5$ Kesiti Boyunca Oluşan τ_{xz} Kayma Gerilmesi Yayılışına Etkisi ($h=1$, $a/h=0.04$, $(P/h)/C_{550}=0.0004$, Gl/E_p)

SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, rijit temele oturan ve rijit bir panç aracılığıyla yüklenen FD ortotrop bir tabakanın sürekli temas problemi incelenmiştir. Çalışmada tüm yüzeylerin sürtünmesiz olduğu kabul edilmiştir ve FD ortotrop tabakanın kütle kuvveti hesaba katılmıştır. Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibidir:

Sonuç

- Panç profilinin silindirik olması durumunda pançın yarıçapının veya dış yükün şiddetinin artması panç-FD ortotrop tabaka arasındaki temas uzunluğunun artmasına neden olmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda arttıkça temas uzunluğu azalmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda yükleme doğrultusunda daha rijit bir ortotrop malzeme kullanılması durumunda panç ile FD ortotrop tabaka arasındaki temas uzunluğu azalmaktadır. En büyük temas alanı Gr/Ep (P75/934) malzemesi kullanıldığında ortaya çıkmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapı arttıkça panç altındaki maksimum gerilme değeri azalmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda rijit pança uygulanan dış yükün şiddeti artırıldıkça panç altındaki gerilmeler artmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda artması durumunda panç altındaki maksimum gerilme değeri artmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda panç altındaki en büyük gerilme değeri yükleme doğrultusunda en rijit malzeme olan B/Al kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır.
- Panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğu arttıkça panç altındaki gerilmeler azalmaktadır.
- Panç profilinin düz olması durumunda pança uygulanan dış yükün artan şiddetinin panç altındaki gerilme değerlerini artırdığı görülmektedir.
- Panç profilinin düz olması durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru azaldıkça panç altındaki gerilmeler pançın kenarlarına doğru azalırken simetri eksenine yaklaştıkça artmaktadır.

- Panç profilinin düz olması durumunda panç altındaki minimum gerilme B/A1 malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda pançın yarıçapı arttıkça ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yükü artmakta, ilk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktası ise simetri ekseninden uzaklaşmaktadır. Ayrıca panç yarıçapındaki artış FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin azalmasına neden olmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın kütle kuvveti arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmayı meydana getiren kritik ayrılma yükü artmaktadır. Yani FD ortotrop tabaka ağırlaştıkça rijit temelden ayrılması zorlaşmaktadır. İlk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktası ise kütle kuvveti değişiminden etkilenmemektedir.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda arttıkça FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasında ilk ayrılmaya neden olan kritik ayrılma yükünün azaldığı görülmektedir. İlk ayrılmanın meydana geldiği kritik ayrılma noktası ise simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabaka ile rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesi FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru artmasıyla azalmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru yoğunluğu arttıkça FD ortotrop tabaka-rijit temel arasındaki maksimum temas gerilmesinin ve bu temas yüzeyinde ilk ayrılmayı meydana getiren kritik yükün arttığı görülmektedir. Yoğunluk parametresindeki değişim kritik ayrılma noktasının yerini değiştirmemektedir.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda en büyük kritik ayrılma yükü Gr/Ep (P75/934) malzemesi kullanılması durumunda elde edilmiştir. Her iki panç profili için söz konusu malzeme kullanılması durumunda kritik ayrılma noktası simetri ekseninden en uzak şekilde elde edilmiştir.
- Panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğu arttıkça kritik ayrılma yükü artmaktadır. Kritik ayrılma noktası ise simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda simetri eksen boyunca oluşan σ_x normal gerilmeleri incelendiğinde FD ortotrop tabakanın üst kısmında basınç gerilmelerinin alt kısmında ise çekme gerilmelerinin olduğu görülmektedir.

- Panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapındaki artış simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_x çekme ve basınç gerilmelerinin maksimum değerlerinde azalmaya neden olmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda uygulanan dış yükün şiddeti arttıkça simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_x gerilmelerinin arttığı görülmektedir.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın üst yüzeyinin alt yüzeyine oranla giderek rijitleşmesi durumunda FD ortotrop tabakanın üst kısmında ($z=h$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi artarken alt kısmında ($z=0$) meydana gelen σ_x normal gerilmesi azalmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_x normal gerilmelerinin en büyük değerinin x doğrultusunda en büyük rijitliğe sahip olan Gr/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıktığı görülmektedir.
- Panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğundaki artış simetri eksenini boyunca meydana gelen σ_x gerilmelerinin maksimum değerlerinde azalmaya neden olmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenini boyunca meydana gelen σ_x normal gerilmeleri incelendiğinde panç yarıçapındaki artışın maksimum çekme ve basınç gerilmelerinde azalışa neden olduğu görülmüştür. Ayrıca panç yarıçapı büyüdükçe gerilmelerin sıfır olduğu nokta ile basınç gerilmelerinin maksimum olduğu nokta simetri ekseninden uzaklaşmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda uygulanan dış yükün şiddeti arttıkça FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilmeleri artmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru asal doğrultularda artması durumunda maksimum çekme gerilmesinde azalış olurken maksimum basınç gerilmesinde artış gözlenmektedir.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın yoğunluk parametresindeki değişim FD ortotrop tabakanın alt yüzeyi boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımında değişime neden olmamaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda FD ortotrop tabakanın alt yüzeyinde x eksenini boyunca oluşan σ_x normal gerilme yayılımı ortotrop malzeme türü değişimine göre incelendiğinde yükleme doğrultusunda daha rijit bir malzeme kullanılması durumunda çekme ve basınç gerilmelerinin maksimum değerlerinin büyüdüğü görülmüştür.

- Panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapı küçüldükçe simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmeleri büyümektedir.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda uygulanan dış yükün şiddeti arttıkça simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmeleri artmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliğinin alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru gidildikçe artması durumunda, simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmelerinin maksimum değerinin arttığı görülmektedir.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmelerinin en büyük değeri yükleme doğrultusunda en büyük elastisite modülüne sahip olan B/Al malzemesi kullanılması durumunda ortaya çıkmaktadır.
- Panç profilinin düz olması durumunda panç uzunluğu arttıkça simetri eksenini boyunca oluşan σ_z normal gerilmeleri azalmaktadır.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda panç yarıçapının büyümesi durumunda $x/h=0.5$ kesiti boyunca oluşan kayma gerilmeleri azalmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda uygulanan dış yük arttıkça $x/h=0.5$ kesiti boyunca oluşan kayma gerilmeleri artmaktadır.
- Hem düz panç hem de silindirik panç durumunda FD ortotrop tabakanın rijitliği alt yüzeyinden üst yüzeyine doğru arttıkça $x/h=0.5$ kesitinde oluşan maksimum kayma gerilmesinin arttığı görülmektedir.
- Panç profilinin silindirik olması durumunda $x/h=0.5$ kesiti boyunca oluşan en büyük kayma gerilmesi B/Al malzemesi kullanıldığında oluşmaktadır.
- Bu çalışmanın sonuçları literatürdeki bu çalışmanın özel halleriyle karşılaştırılmış ve sonuçların birbiriyle oldukça uyumlu olduğu görülmüştür.

Öneriler

Bu çalışmanın sonuçları incelendikten sonra gelecekte yapılacak çalışmalar için aşağıdaki öneriler sunulmuştur:

- Problemin süreksiz temasına ilişkin çözümü gerçekleştirilebilir.
- Rijit panç yerine elastik panç olması durumu dikkate alınarak çözüm gerçekleştirilebilir.
- Farklı panç profilleri (konik, parabolik vb.) için problem tekrar çözülebilir.
- Tabaka monoklinik olarak ele alınıp problem tekrar incelenebilir.
- Rijit temel yerine iki çeyrek düzlem olması durumu incelenebilir.

KAYNAKÇA

- Abanoz, M., Yaylacı, M., & Birinci, A. (2019). Contact problems between a functionally graded layer and a rigid support. *Journal of Structural Engineering & Applied Mechanics*, 25–35. <https://doi.org/10.31462/jseam.2019.01025035>
- Abhilash, M. N., & Murthy, H. (2014). Finite element analysis of 2-D elastic contacts involving FGMs. *International Journal for Computational Methods in Engineering Science and Mechanics*, 15(3), 253–257. <https://doi.org/10.1080/15502287.2014.882445>
- Adıyaman, G., Birinci, A., Öner, E., & Yaylacı, M. (2016). A receding contact problem between a functionally graded layer and two homogeneous quarter planes. *Acta Mechanica*, 227(6), 1753–1766. <https://doi.org/10.1007/s00707-016-1580-y>
- Adıyaman, G., Öner, E., & Birinci, A. (2017). Continuous and discontinuous contact problem of a functionally graded layer resting on a rigid foundation. *Acta Mechanica*, 228(9), 3003–3017. <https://doi.org/10.1007/s00707-017-1871-y>
- Adıyaman, G., Öner, E., & Birinci, A. (2018). The general solution of a layered medium resting on a rigid foundation. *Sigma Journal of Engineering and Natural Sciences*, 9(2), 213–222. <https://eds.yildiz.edu.tr/ArticleContent/Journal/sigma/Volumes/2018/Issues/4/YTUJE-NS-2018-9-2.3754.pdf>
- Adıyaman, G., Öner, E., Yaylacı, M., & Birinci, A. (2023). A study on the contact problem of a layer consisting of functionally graded material (FGM) in the presence of body force. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 18(1), 125–141. <https://doi.org/10.2140/JOMMS.2023.18.125>
- Adıyaman, G., Öner, E., Yaylacı, M., & Birinci, A. (2023). The contact problem of a functionally graded layer under the effect of gravity. *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 103(11), e202200560. <https://doi.org/10.1002/zamm.202200560>
- Alinia, Y., & Güler, M. A. (2017). On the fully coupled partial slip contact problems of orthotropic materials loaded by flat and cylindrical indenters. *Mechanics of Materials*, 114, 119–133. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2017.08.005>
- Alinia, Y., Hosseini-nasab, M., & Güler, M. A. (2018). The sliding contact problem for an orthotropic coating bonded to an isotropic substrate. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 70, 156–171. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2018.02.010>
- Alinia, Y., Zakerhaghighi, H., Adibnazari, S., & Güler, M. A. (2017). Rolling contact problem for an orthotropic medium. *Acta Mechanica*, 228(2), 447–464. <https://doi.org/10.1007/s00707-016-1718-y>
- Apatay, T. (2010). *Fonksiyonel derecelendirilmiş kaplamalarda çatlak ve temas problemi*. (Doktora tezi). Yükseköğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi’nden edinilmiştir. (Tez No. 269141)
- Arslan, O. (2016). *Contact mechanics of graded orthotropic coatings*. (Doktora tezi). Yükseköğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi’nden edinilmiştir. (Tez No. 441975)

- Arslan, O., & Dağ, S. (2018). Contact mechanics problem between an orthotropic graded coating and a rigid punch of an arbitrary profile. *International Journal of Mechanical Sciences*, 135, 541–554. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.12.017>
- Bakioğlu, M. (2009). *Cisimlerin mukavemeti cilt 1*. Beta Yayıncılık, İstanbul.
- Balcı, M. N., & Dağ, S. (2018). Dynamic frictional contact problems involving elastic coatings. *Tribology International*, 124, 70–92. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2018.03.033>
- Balcı, M. N., & Dağ, S. (2019). Solution of the dynamic frictional contact problem between a functionally graded coating and a moving cylindrical punch. *International Journal of Solids and Structures*, 161, 267–281. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2018.11.020>
- Balcı, M. N., Dağ, S., & Yıldırım, B. (2017). Subsurface stresses in graded coatings subjected to frictional contact with heat generation. *Journal of Thermal Stresses*, 40(4), 517–534. <https://doi.org/https://doi.org/10.1080/01495739.2016.1261261>
- Balcı, M. N., Yıldırım, B., & Dağ, S. (2015). Analysis of frictional contacts with heat generation considering temperature dependent properties. *International Journal of Mechanical Sciences*, 101, 59–69. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2015.07.015>
- Barik, S. P., Kanoria, M., & Chaudhuri, P. K. (2008). Steady state thermoelastic contact problem in a functionally graded material. *International Journal of Engineering Science*, 46(8), 775–789. <https://doi.org/10.1016/j.ijengsci.2008.02.003>
- Batra, R. C., & Jiang, W. (2008). Analytical solution of the contact problem of a rigid indenter and an anisotropic linear elastic layer. *International Journal of Solids and Structures*, 45(22–23), 5814–5830. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2008.06.016>
- Birinci, A. & Erdöl, R. (2003). A frictionless contact problem for two elastic layers supported by a winkler foundation. *Structural Engineering and Mechanics*. 15(3), 331–344. <https://doi.org/10.12989/sem.2003.15.3.331>
- Birinci, A. (1998). *Alt tabakasında düşey bir çatlağı bulunan ve rijit bir blok aracılığı ile yüklenen bileşik tabaka problemi*. (Doktora tezi). Yükseköğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi'nden edinilmiştir. (Tez No. 78101)
- Birinci, A., & Eyüboğlu, A. (2020). A double receding contact problem of a functionally graded layer and a homogeneous elastic layer resting on a winkler foundation. *Sigma Journal of Engineering and Natural Sciences*, 38(2), 667–686. <https://dergipark.org.tr/en/pub/sigma/issue/65153/1004625>
- Birinci, A., Adıyaman, G., Yaylacı, M., & Öner, E. (2015). Analysis of continuous and discontinuous cases of a contact problem using analytical method and FEM. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 12(9), 1771–1789. <https://doi.org/10.1590/1679-78251574>
- Cao, R., Li, L., Li, X., & Mi, C. (2021). On the frictional receding contact between a graded layer and an orthotropic substrate indented by a rigid flat-ended stamp. *Mechanics of Materials*, 158. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2021.103847>
- Chaudhuri, P. K., & Ray, S. (1998). Receding contact between an orthotropic layer and an orthotropic half-space. *Archives of Mechanics*, 50(4), 743–755. <https://am.ippt.pan.pl/am/article/viewFile/v50p743/617>

- Chen, P., & Chen, S. (2012). Contact behaviors of a rigid punch and a homogeneous half-space coated with a graded layer. *Acta Mechanica*, 223(3), 563–577. <https://doi.org/10.1007/s00707-011-0581-0>
- Chen, P., & Chen, S. (2013). Thermo-mechanical contact behavior of a finite graded layer under a sliding punch with heat generation. *International Journal of Solids and Structures*, 50(7–8), 1108–1119. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.12.007>
- Chen, P., Chen, S., & Peng, J. (2015). Frictional contact of a rigid punch on an arbitrarily oriented gradient half-plane. *Acta Mechanica*, 226(12), 4207–4221. <https://doi.org/10.1007/s00707-015-1457-5>
- Chen, P., Chen, S., & Peng, Z. (2012). Thermo-contact mechanics of a rigid cylindrical punch sliding on a finite graded layer. *Acta Mechanica*, 223(12), 2647–2665. <https://doi.org/10.1007/s00707-012-0732-y>
- Chidlow, S. J., & Teodorescu, M. (2014). Sliding contact problems involving inhomogeneous materials comprising a coating-transition layer-substrate and a rigid punch. *International Journal of Solids and Structures*, 51(10), 1931–1945. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.02.003>
- Choi, H. J. (2009). On the plane contact problem of a functionally graded elastic layer loaded by a frictional sliding flat punch. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 23(10), 2703–2713. <https://doi.org/10.1007/s12206-009-0734-4>
- Choi, H. J., & Paulino, G. H. (2007). Thermoelastic contact mechanics for a flat punch sliding over a graded coating/substrate system with frictional heat generation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 56(4), 1673–1692. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2007.07.011>
- Civelek, M. B. & Erdoğan, F. (1975). The frictionless contact problem for an elastic layer under gravity, *ASME Journal of Applied Mechanics*, 42(1), 136-140. <https://doi.org/10.1115/1.3423504>
- Civelek, M. B., & Erdoğan, F. (1976). Interface separation in a frictionless contact problem for an elastic layer. *Journal of Applied Mechanics*, 43(1), 175-177. <https://doi.org/10.1115/1.3423775>
- Civelek, M. B., Erdoğan, F., & Çakiroğlu, A. O. (1978). Interface separation for an elastic layer loaded by a rigid stamp. *International Journal of Engineering Science*, 16(9), 669-679. [https://doi.org/10.1016/0020-7225\(78\)90044-7](https://doi.org/10.1016/0020-7225(78)90044-7)
- Çömez, İ. (2010). Frictional contact problem for a rigid cylindrical stamp and an elastic layer resting on a half plane. *International Journal of Solids and Structures*, 47(7–8), 1090–1097. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.01.003>
- Çömez, İ. (2015). Contact problem for a functionally graded layer indented by a moving punch. *International Journal of Mechanical Sciences*, 100, 339–344. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2015.07.006>
- Çömez, İ. (2017). Frictional moving contact problem for a layer indented by a rigid cylindrical punch. *Archive of Applied Mechanics*, 87(12), 1993–2002. <https://doi.org/10.1007/s00419-017-1306-1>

- Çömez, İ. (2019). Continuous and discontinuous contact problem of a functionally graded layer pressed by a rigid cylindrical punch. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 73, 437–448. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2018.10.009>
- Çömez, İ. (2019). Frictional moving contact problem of an orthotropic layer indented by a rigid cylindrical punch. *Mechanics of Materials*, 133, 120–127. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2019.02.012>
- Çömez, İ. (2020). Contact mechanics of the functionally graded monoclinic layer. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 83. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2020.104018>
- Çömez, İ. (2021). Frictional moving contact problem between a conducting rigid cylindrical punch and a functionally graded piezoelectric layered half plane. *Meccanica*, 56(12), 3039–3058. <https://doi.org/10.1007/s11012-021-01407-2>
- Çömez, İ. (2021). Thermoelastic receding contact problem of a layer resting on a half plane with frictional heat generation. *Journal of Thermal Stresses*, 44(5), 566–581. <https://doi.org/10.1080/01495739.2021.1873082>
- Çömez, İ. (2022). Dynamic contact problem for a viscoelastic orthotropic coated isotropic half plane. *Acta Mechanica*, 233(12), 5241–5253. <https://doi.org/10.1007/s00707-022-03366-5>
- Çömez, İ. (2022). Frictional moving contact problem between a functionally graded monoclinic layer and a rigid punch of an arbitrary profile. *Acta Mechanica*, 233(4), 1435–1453. <https://doi.org/10.1007/s00707-022-03178-7>
- Çömez, İ. (2022). Moving contact problem of an unbonded layer in the presence of body force. *Iranian Journal of Science and Technology - Transactions of Mechanical Engineering*, 46(4), 927–942. <https://doi.org/10.1007/s40997-021-00464-y>
- Çömez, İ. (2022). Sliding moving contact problem between a rigid cylindrical punch and a functionally graded orthotropic layer bonded to an isotropic homogeneous layer. *Mechanics Based Design of Structures and Machines*, 52(3), 1211–1224. <https://doi.org/10.1080/15397734.2022.2138913>
- Çömez, İ. (2022). Thermoelastic contact problem of a magneto-electro-elastic layer indented by a rigid insulating punch. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 29(28), 7231–7245. <https://doi.org/10.1080/15376494.2021.1995087>
- Çömez, İ., & El-Borgi, S. (2023). Frictional contact problem of a coated half plane pressed by a rigid punch with coupled stress elasticity. *Archive of Applied Mechanics*, 93(9), 3533–3552. <https://doi.org/10.1007/s00419-023-02452-x>
- Çömez, İ., & Erdöl, R. (2013). Frictional contact problem of a rigid stamp and an elastic layer bonded to a homogeneous substrate. *Archive of Applied Mechanics*, 83(1), 15–24. <https://doi.org/10.1007/s00419-012-0626-4>
- Çömez, İ., & Güler, M. A. (2017). The contact problem of a rigid punch sliding over a functionally graded bilayer. *Acta Mechanica*, 228(6), 2237–2249. <https://doi.org/10.1007/s00707-017-1827-2>
- Çömez, İ., & Güler, M. A. (2020). On the contact problem of a moving rigid cylindrical punch sliding over an orthotropic layer bonded to an isotropic half plane. *Mathematics and Mechanics of Solids*, 25(10), 1924–1942. <https://doi.org/10.1177/1081286520915272>

- Çömez, İ., & Güler, M. A. (2022). Thermoelastic contact problem of a rigid punch sliding on a functionally graded piezoelectric layered half plane with heat generation. *Journal of Thermal Stresses*, 45(3), 191–213. <https://doi.org/10.1080/01495739.2021.2009747>
- Çömez, İ., & Omurtag, M. H. (2021). Contact problem between a rigid punch and a functionally graded orthotropic layer resting on a Pasternak foundation. *Archive of Applied Mechanics*, 91(9), 3937–3958. <https://doi.org/10.1007/s00419-021-01988-0>
- Çömez, İ., & Yılmaz, K. B. (2019). Mechanics of frictional contact for an arbitrary oriented orthotropic material. *ZAMM Zeitschrift Fur Angewandte Mathematik Und Mechanik*, 99(3). <https://doi.org/10.1002/zamm.201800084>
- Çömez, İ., Alinia, Y., & Güler, M. A. (2022). The partial slip contact problem for a monoclinic coated half plane. *Archives of Mechanics*, 74(1), 13–37. <https://doi.org/10.24423/aom.3929>
- Çömez, İ., Birinci, A., & Erdöl, R. (2004). Double receding contact problem for a rigid stamp and two elastic layers. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 23(2), 301–309. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2003.09.006>
- Çömez, İ., El-Borgi, S., & Yıldırım, B. (2020). Frictional receding contact problem of a functionally graded layer resting on a homogeneous coated half-plane. *Archive of Applied Mechanics*, 90(9), 2113–2131. <https://doi.org/10.1007/s00419-020-01712-4>
- Çömez, İ., El-Borgi, S., Kahya, V., & Erdöl, R. (2016). Receding contact problem for two-layer functionally graded media indented by a rigid punch. *Acta Mechanica*, 227(9), 2493–2504. <https://doi.org/10.1007/s00707-016-1648-8>
- Çömez, İ., Güler, M. A., & El-Borgi, S. (2020). Continuous and discontinuous contact problems of a homogeneous piezoelectric layer pressed by a conducting rigid flat punch. *Acta Mechanica*, 231(3), 957–976. <https://doi.org/10.1007/s00707-019-02551-3>
- Çömez, İ., Güler, M. A., & El-Borgi, S. (2022). Continuous and discontinuous contact problems of a functionally graded piezoelectric layer resting on a homogeneous piezoelectric half plane. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 31(10), 2130–2143. <https://doi.org/10.1080/15376494.2022.2151673>
- Çömez, İ., Kahya, V., & Erdöl, R. (2018). Plane receding contact problem for a functionally graded layer supported by two quarter-planes. *Archives of Mechanics*, 70(6), 485–504. <https://doi.org/10.24423/aom.2846>
- Çömez, İ., Yılmaz, K. B., Güler, M. A., & Yıldırım, B. (2019). On the plane frictional contact problem of a homogeneous orthotropic layer loaded by a rigid cylindrical stamp. *Archive of Applied Mechanics*, 89(7), 1403–1419. <https://doi.org/10.1007/s00419-019-01511-6>
- Dağ, S., & Erdoğan, F. (2002). A surface crack in a graded medium loaded by a sliding rigid stamp. *Engineering Fracture Mechanics*, 69(14-16), 1729–1751. [https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(02\)00053-X](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(02)00053-X)
- Dağ, S., Yıldırım, B., & Sarıkaya, D. (2007). Mixed-mode fracture analysis of orthotropic functionally graded materials under mechanical and thermal loads. *International Journal of Solids and Structures*, 44(24), 7816–7840. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2007.05.010>

- El-Borgi, S., & Çömez, İ. (2017). A receding frictional contact problem between a graded layer and a homogeneous substrate pressed by a rigid punch. *Mechanics of Materials*, 114, 201–214. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2017.08.003>
- El-Borgi, S., Abdelmoula, R., & Keer, L. (2006). A receding contact plane problem between a functionally graded layer and a homogeneous substrate. *International Journal of Solids and Structures*, 43(3–4), 658–674. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.04.017>
- El-Borgi, S., Çömez, İ., & Güler, M. A. (2021). A receding contact problem between a graded piezoelectric layer and a piezoelectric substrate. *Archive of Applied Mechanics*, 91(12), 4835–4854. <https://doi.org/10.1007/s00419-021-02037-6>
- El-Borgi, S., Usman, S., & Güler, M. A. (2014). A frictional receding contact plane problem between a functionally graded layer and a homogeneous substrate. *International Journal of Solids and Structures*, 51(25–26), 4462–4476. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.09.017>
- Elloumi, R., El-Borgi, S., Güler, M. A., & Kallel-Kamoun, I. (2016). The contact problem of a rigid stamp with friction on a functionally graded magneto-electro-elastic half-plane. *Acta Mechanica*, 227(4), 1123–1156. <https://doi.org/10.1007/s00707-015-1504-2>
- Erbaş, B., Yusufoglu, E., & Kaplunov, J. (2011). A plane contact problem for an elastic orthotropic strip. *Journal of Engineering Mathematics*, 70(4), 399–409. <https://doi.org/10.1007/s10665-010-9422-8>
- Erdoğan, F., & Gupta, G. D. (1972). On the numerical solution of singular integral equations. *Quarterly of Applied Mathematics*, 29(4), 525–534. <https://doi.org/10.1090/qam/408277>
- Geçit, M. R. (1981). Axisymmetric contact problem for an elastic layer and an elastic foundation. *International Journal of Solids and Structures*, 19, 747–755. [https://doi.org/10.1016/0020-7225\(81\)90108-7](https://doi.org/10.1016/0020-7225(81)90108-7)
- Giannakopoulos, A. E., & Pallot, P. (2000). Two-dimensional contact analysis of elastic graded material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 48(8), 1597–1631. [https://doi.org/10.1016/S0022-5096\(99\)00068-X](https://doi.org/10.1016/S0022-5096(99)00068-X)
- Güler, M. A. (2014). Closed-form solution of the two-dimensional sliding frictional contact problem for an orthotropic medium. *International Journal of Mechanical Sciences*, 87, 72–88. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2014.05.033>
- Güler, M. A., & Erdoğan, F. (2004). Contact mechanics of graded coatings. *International Journal of Solids and Structures*, 41(14), 3865–3889. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2004.02.025>
- Güler, M. A., & Erdoğan, F. (2007). The frictional sliding contact problems of rigid parabolic and cylindrical stamps on graded coatings. *International Journal of Mechanical Sciences*, 49(2), 161–182. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2006.08.006>
- Güler, M. A., Küçüksucu, A., Yılmaz, K. B., & Yıldırım, B. (2017). On the analytical and finite element solution of plane contact problem of a rigid cylindrical punch sliding over a functionally graded orthotropic medium. *International Journal of Mechanical Sciences*, 120, 12–29. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.11.004>
- Hertz, H. (1882). Ueber die Berührung fester elastischer Körper. *J. Reine Und Angewandte Mathematik*, 92, 156–171. <https://doi.org/10.1515/crll.1882.92.156>

- Hou, P. F., Zhang, W. H., & Chen, J. Y. (2019). Three-dimensional exact solutions of transversely isotropic coated structures under tilted circular flat punch contact. *International Journal of Mechanical Sciences*, 151, 471–497. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.11.031>
- Kahya, V. (2003). *İki tabakalı elastik ortamda sürekli ve süreksiz değme problemlerin incelenmesi*. (Yüksek lisans tezi). Yükseköğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi'nden edinilmiştir. (Tez No. 139231)
- Kahya, V., Birinci, A., & Erdöl, R. (2001). Frictionless contact problem between an elastic layer bonded to a rigid support and a rigid stamp. *Mathematical and Computational Applications*, 6(1), 13–22. <https://doi.org/10.3390/mca6010013>
- Kahya, V., Özşahin, T. Ş., Birinci, A., & Erdöl, R. (2007). A receding contact problem for an anisotropic elastic medium consisting of a layer and a half plane. *International Journal of Solids and Structures*, 44(17), 5695–5710. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2007.01.020>
- Karabulut P. M., Adıyaman, G., Öner, E. & Birinci, A. (2015). *Yarım düzlem üzerine oturan elastik tabakanın sürtünmesiz ve ayrılmalı temas problemi*. XIX. Ulusal Mekanik Kongresi
- Karabulut, P. M., & Çömez, İ. (2023). Continuous and discontinuous contact problem of a functionally graded orthotropic layer indented by a rigid cylindrical punch: Analytical and finite element approaches. *ZAMM Zeitschrift Fur Angewandte Mathematik Und Mechanik*, 103(6). <https://doi.org/10.1002/zamm.202200427>
- Kaya, F., & Polat, A. (2023). Stress analysis of the contact problem in a functionally graded layer loaded with a distributed load and two rigid circular punches resting on an elastic two quarter planes. *Forces in Mechanics*, 11. <https://doi.org/10.1016/j.finmec.2023.100203>
- Kaya, Y., Polat, A., & Özşahin, T. Ş. (2020). Analytical and finite element solutions of continuous contact problem in functionally graded layer. *European Physical Journal Plus*, 135(1), 89. <https://doi.org/10.1140/epjp/s13360-020-00138-9>
- Ke, L. L., Wang, Y. S., Yang, J., & Kitipornchai, S. (2010). Sliding frictional contact analysis of functionally graded piezoelectric layered half-plane. *Acta Mechanica*, 209(3–4), 249–268. <https://doi.org/10.1007/s00707-009-0181-4>
- Küçüksucu A., & Güler M. A. (2016). Analytical solution of the frictional contact problem of a semi-circular punch sliding over a homogeneous orthotropic half-plane. *Hittite Journal of Science and Engineering*, 2149(2123), 61–72. <https://doi.org/10.17350/HJSE19030000033>
- Küçüksucu, A., Güler, M. A., & Avcı, A. (2014). Closed-form solution of the frictional sliding contact problem for an orthotropic elastic half-plane indented by a wedge-shaped punch. *Key Engineering Materials*, 618, 203–225. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.618.203>
- Küçüksucu, A., Güler, M. A., & Avcı, A. (2015). Mechanics of sliding frictional contact for a graded orthotropic half-plane. *Acta Mechanica*, 226(10), 3333–3374. <https://doi.org/10.1007/s00707-015-1374-7>

- Liu, J., Ke, L. L., & Wang, Y. S. (2011). Thermoelastic contact analysis of functionally graded materials with properties varying exponentially. *Advanced Materials Research*, 189–193, 988–992. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.189-193.988>
- Liu, J., Ke, L. L., & Wang, Y. S. (2011). Two-dimensional thermoelastic contact problem of functionally graded materials involving frictional heating. *International Journal of Solids and Structures*, 48(18), 2536–2548. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2011.05.003>
- Liu, J., Ke, L., & Zhang, C. (2021). Axisymmetric thermoelastic contact of an FGM-coated half-space under a rotating punch. *Acta Mechanica*, 232(6), 2361–2378. <https://doi.org/10.1007/s00707-021-02940-7>
- Lopes, J. P., & Hills, D. A. (2019). The axisymmetric frictional receding contact of a layer pressed against a half-space by a point force. *International Journal of Solids and Structures*, 171, 47–53. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2019.05.007>
- Ma, J., Ke, L. L., & Wang, Y. S. (2014). Frictionless contact of a functionally graded magneto-electro-elastic layered half-plane under a conducting punch. *International Journal of Solids and Structures*, 51(15–16), 2791–2806. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.03.028>
- Ma, L., Ding, S., Chen, Q., Kang, F., Huang, R., Li, X., & Zhang, X. (2023). The thermoelastic contact problem of one-dimensional hexagonal quasicrystal layer with interfacial imperfections. *Archive of Applied Mechanics*, 93(2), 707–729. <https://doi.org/10.1007/s00419-022-02294-z>
- Mahajan, R., Erdoğan, F., & Chou, Y. T. (1993). The crack problem for an orthotropic half-plane stiffened by elastic films. *International Journal of Engineering Science*, 31(3), 403–424. [https://doi.org/10.1016/0020-7225\(93\)90015-M](https://doi.org/10.1016/0020-7225(93)90015-M)
- Mao, J. J., Ke, L. L., & Wang, Y. S. (2014). Thermoelastic contact instability of a functionally graded layer and a homogeneous half-plane. *International Journal of Solids and Structures*, 51(23–24), 3962–3972. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.07.019>
- Oktay, M. G. (2023). *İzotrop yarım düzleme oturan ortotrop tabakanın sürekli temas problemi*. (Yüksek lisans tezi). Yükseköğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi'nden edinilmiştir. (Tez No. 821026)
- Öner, E. (2011). *Rijit dairesel bir panç aracılığıyla yüklenmiş elastik yarı sonsuz düzleme oturan iki elastik tabakanın sürekli temas problemi*. (Yüksek lisans tezi). Yükseköğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi'nden edinilmiştir. (Tez No. 287206)
- Öner, E. (2017). *Rijit bir blok aracılığıyla yüklenmiş ve elastik yarım düzleme oturan fonksiyonel derecelendirilmiş tabakanın sürekli ve süreksiz temas problemi*. (Doktora tezi). Yükseköğretim Kurulu Ulusal Tez Merkezi'nden edinilmiştir. (Tez No. 467966)
- Öner, E. (2021a). Computational contact mechanics for a medium consisting of functionally graded material coating and orthotropic substrate. *Journal of Structural Engineering & Applied Mechanics*, 4(4), 249–266. <https://doi.org/10.31462/jseam.2021.04249266>
- Öner, E. (2021b). Frictionless contact mechanics of an orthotropic coating/isotropic substrate system. *Computers and Concrete*, 28(2), 209–220. <https://doi.org/10.12989/cac.2021.28.2.209>

- Öner, E. (2021c). Two-dimensional frictionless contact analysis of an orthotropic layer under gravity. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 16(4), 573–594. <https://doi.org/10.2140/jomms.2021.16.573>
- Öner, E., & Birinci, A. (2014). Continuous contact problem for two elastic layers resting on an elastic half-infinite plane. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 9(1), 105–119. <https://doi.org/10.2140/jomms.2014.9.105>
- Öner, E., & Birinci, A. (2020). Investigation of the solution for discontinuous contact problem between a functionally graded (FG) layer and homogeneous half-space. *Archive of Applied Mechanics*, 90(12), 2799–2819. <https://doi.org/10.1007/s00419-020-01750-y>
- Öner, E., Şengül Şabano, B., Uzun Yaylacı, E., Adıyaman, G., Yaylacı, M., & Birinci, A. (2022). On the plane receding contact between two functionally graded layers using computational, finite element and artificial neural network methods. *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 102(2). <https://doi.org/10.1002/zamm.202100287>
- Öner, E., Yaylacı, M., & Birinci, A. (2014). Solution of a receding contact problem using an analytical method and a finite element method. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 9(3), 333–345. <https://doi.org/10.2140/jomms.2014.9.333>
- Öner, E., Yaylacı, M., & Birinci, A. (2015). Analytical solution of a contact problem and comparison with the results from FEM. *Structural Engineering and Mechanics*, 54(4), 607–622. <https://doi.org/10.12989/sem.2015.54.4.607>
- Özşahin, T. Ş., & Taşkın, Ö. (2013). Contact problem for an elastic layer on an elastic half plane loaded by means of three rigid flat punches. *Mathematical Problems in Engineering*, 2013. <https://doi.org/10.1155/2013/137427>
- Özşahin, T. Ş., Kahya, V., Birinci, A., & Çakıroğlu, A. O. (2007). Contact problem for an elastic layered composite resting on rigid flat supports. *International Journal of Civil and Environmental Engineering*, 1(1), 21–26. <https://www.researchgate.net/publication/238741339>
- Patra, R., Barik, S. P., & Chadhuri, P. K. (2016). Frictionless contact of a rigid punch indenting a transversely isotropic elastic layer. *International Journal of Advances in Applied Mathematics and Mechanics*, 3(3), 100–111. http://www.ijaamm.com/uploads/2/1/4/8/21481830/v3n3p9_100-111.pdf
- Polat, A., Kaya, Y., & Özşahin, T. Ş. (2018). Analytical solution to continuous contact problem for a functionally graded layer loaded through two dissimilar rigid punches. *Meccanica*, 53(14), 3565–3577. <https://doi.org/10.1007/s11012-018-0902-7>
- Popov, V. L., Heß, M., & Willert, E. (2019). *Handbook of contact mechanics: Exact solutions of axisymmetric contact problems* (1. baskı) [e-kitap sürümü]. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-58709-6>
- Rhimi, M., El-Borgi, S., & Lajnef, N. (2011). A double receding contact axisymmetric problem between a functionally graded layer and a homogeneous substrate. *Mechanics of Materials*, 43(12), 787–798. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2011.08.013>
- Rhimi, M., El-Borgi, S., Ben Saïd, W., & Ben Jemaa, F. (2009). A receding contact axisymmetric problem between a functionally graded layer and a homogeneous substrate. *International Journal of Solids and Structures*, 46(20), 3633–3642. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2009.06.008>

- Sarıkaya, D., & Dağ, S. (2016). Surface cracking in an orthotropic medium subjected to frictional contact. *International Journal of Solids and Structures*, 90, 1–11. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2016.04.018>
- Song, H. X., Ke, L. L., Su, J., Yang, J., Kitipornchai, S., & Wang, Y. S. (2020). Surface effect on the contact problem of a piezoelectric half-plane. *International Journal of Solids and Structures*, 185–186, 380–393. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2019.07.024>
- Su, J., Ke, L. L., & Wang, Y. S. (2016). Axisymmetric frictionless contact of a functionally graded piezoelectric layered half-space under a conducting punch. *International Journal of Solids and Structures*, 90, 45–59. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2016.04.011>
- Su, J., Ke, L. L., El-Borgi, S., Xiang, Y., & Wang, Y. S. (2018). An effective method for the sliding frictional contact of a conducting cylindrical punch on FGPMs. *International Journal of Solids and Structures*, 141–142, 127–136. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2018.02.017>
- Tian, X., Zhou, Y., & Zhang, C. (2023). On the imperfect interface of a functionally graded thermoelectric layered structure. *Composite Structures*, 322. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2023.117394>
- Toktaş, S. E., & Dağ, S. (2020). Oblique surface cracking and crack closure in an orthotropic medium under contact loading. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 109. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2020.102729>
- Turan, M., Adıyaman, G., Kahya, V., & Birinci, A. (2016). Axisymmetric analysis of a functionally graded layer resting on elastic substrate. *Structural Engineering and Mechanics*, 58(3), 423–442. <https://doi.org/10.12989/SEM.2016.58.3.423>
- Uzun Yaylacı, E., Öner, E., Yaylacı, M., Özdemir, M. E., Abushattal, A., & Birinci, A. (2022). Application of artificial neural networks in the analysis of the continuous contact problem. *Structural Engineering and Mechanics*, 84(1), 35–48. <https://doi.org/10.12989/sem.2022.84.1.035>
- Vasiliev, A. S., Volkov, S. S., & Aizikovich, S. M. (2023). Hot indentation of a FGM-coated thermoelastic half-space by a conical punch: Approximated analytical solution of the contact problem. *Composite Structures*, 309. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2022.116612>
- Wriggers, P. (2006). *Computational Contact Mechanics* (2. baskı) [e-kitap sürümü]. <https://doi.org/10.1007/978-3-540-32609-0>
- Yan, J., & Li, X. (2015). Double receding contact plane problem between a functionally graded layer and an elastic layer. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 53, 143–150. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2015.04.001>
- Yaylacı, M., Abanoz, M., Uzun Yaylacı, E., Ölmez, H., Sekban, D. M., & Birinci, A. (2022). Evaluation of the contact problem of functionally graded layer resting on rigid foundation pressed via rigid punch by analytical and numerical (FEM and MLP) methods. *Archive of Applied Mechanics*, 92(6), 1953–1971. <https://doi.org/10.1007/s00419-022-02159-5>
- Yaylacı, M., Adıyaman, G., Öner, E., & Birinci, A. (2020). Examination of analytical and finite element solutions regarding contact of a functionally graded layer. *Structural Engineering and Mechanics*, 76(3), 325–336. <https://doi.org/10.12989/sem.2020.76.3.325>

- Yaylacı, M., Adıyaman, G., Öner, E., & Birinci, A. (2021). Investigation of continuous and discontinuous contact cases in the contact mechanics of graded materials using analytical method and FEM. *Computers and Concrete*, 27(3), 199–210. <https://doi.org/10.12989/cac.2021.27.3.199>
- Yaylacı, M., Eyüboğlu, A., Adıyaman, G., Uzun Yaylacı, E., Öner, E., & Birinci, A. (2021). Assessment of different solution methods for receding contact problems in functionally graded layered mediums. *Mechanics of Materials*, 154. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2020.103730>
- Yaylacı, M., Öner, E., & Birinci, A. (2014). Comparison between Analytical and ANSYS Calculations for a Receding Contact Problem. *Journal of Engineering Mechanics*, 140(9). [https://doi.org/10.1061/\(asce\)em.1943-7889.0000781](https://doi.org/10.1061/(asce)em.1943-7889.0000781)
- Yaylacı, M., Öner, E., Adıyaman, G., Öztürk, Ş., Uzun Yaylacı, E., & Birinci, A. (2024). Analyzing of continuous and discontinuous contact problems of a functionally graded layer: Theory of elasticity and finite element method. *Mechanics Based Design of Structures and Machines*, 52(8), 5720–5738. <https://doi.org/10.1080/15397734.2023.2262562>
- Yıldırım, B., Yılmaz, K. B., Çömez, İ., & Güler, M. A. (2019). Double frictional receding contact problem for an orthotropic layer loaded by normal and tangential forces. *Meccanica*, 54(14), 2183–2206. <https://doi.org/10.1007/s11012-019-01058-4>
- Yılmaz, K. B., Çömez, İ., Güler, M. A., & Yıldırım, B. (2019). Analytical and finite element solution of the sliding frictional contact problem for a homogeneous orthotropic coating-isotropic substrate system. *ZAMM Zeitschrift Fur Angewandte Mathematik Und Mechanik*, 99(3). <https://doi.org/10.1002/zamm.201800117>
- Yılmaz, K. B., Çömez, İ., Güler, M. A., & Yıldırım, B. (2019). Sliding frictional contact analysis of a monoclinic coating/isotropic substrate system. *Mechanics of Materials*, 137. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2019.103132>
- Yılmaz, K. B., Çömez, İ., Güler, M. A., & Yıldırım, B. (2019). The effect of orthotropic material gradation on the plane sliding frictional contact mechanics problem. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 54(4), 254–275. <https://doi.org/10.1177/0309324719859110>
- Zhang, Y., Ma, H., Yang, J., & Ding, S. (2023). Frictionless Multi-field Coupling Contact Problem for a Thermoelectric Layer Loaded by Two Rigid Punches. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 36(2), 282–292. <https://doi.org/10.1007/s10338-022-00355-y>
- Zhou, J. L., Shen, F., Liu, J., El-Borgi, S., & Ke, L. L. (2023). Thermoelastic rotating contact of an FGM coating with temperature-dependent and arbitrary varying properties. *Science China Technological Sciences*, 66(4), 1038–1049. <https://doi.org/10.1007/s11431-022-2219-9>

ÖZ GEÇMİŞ

Ahmed Wasfi Hasan AL-QADO, ... yılında ...'ta doğdu. İlköğrenimi için Irak'ta, Suriye'de ve Birleşik Arap Emirlikleri'nde 5 farklı okulda eğitim görmüştür. Orta öğrenimini Albera Bin Azib ve Rashid Bin Hemed Okullarında tamamlamıştır. Lise öğrenimini 2015 yılında Al-Numan Bin Basher Okulu'nda tamamlamıştır. 2016 yılında Bayburt Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümünü kazandı ve 2021 yılında bu bölümden mezun oldu. Aynı yıl Bayburt Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalında yüksek lisans öğrenimine başladı.

