

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

**YÜZEN BİR CİSMİN SU ALTI PATLAMALARINA KARŞI YAPISAL
DAVRANIŞININ NÜMERİK YÖNTEMLER İLE ANALİZİ**

DOKTORA TEZİ

Fuat KABAKÇIOĞLU

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Anabilim Dalı

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Programı

AĞUSTOS 2023

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

**YÜZEN BİR CİSMİN SU ALTI PATLAMALARINA KARŞI YAPISAL
DAVRANIŞININ NÜMERİK YÖNTEMLER İLE ANALİZİ**

DOKTORA TEZİ

**Fuat KABAKÇIOĞLU
(508152002)**

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Anabilim Dalı

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Ertekin BAYRAKTARKATAL

AĞUSTOS 2023

ISTANBUL TECHNICAL UNIVERSITY ★ GRADUATE SCHOOL

**ANALYSIS OF THE STRUCTURAL BEHAVIOR OF A FLOATING
OBJECT TO UNDERWATER EXPLOSION BY NUMERICAL METHODS**



Ph.D. THESIS

**Fuat KABAKÇIOĞLU
(508152002)**

Department of Naval Architecture and Marine Engineering

Naval Architecture and Marine Engineering Programme

Thesis Advisor: Assoc. Prof. Ertekin BAYRAKTARKATAL

AUGUST 2023

İTÜ, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü'nün 508152002 numaralı Doktora Öğrencisi Fuat KABAKÇIOĞLU, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “YÜZEN BİR CİSMİN SU ALTI PATLAMALARINA KARŞI YAPISAL DAVRANIŞININ NÜMERİK YÖNTEMLER İLE ANALİZİ” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Doç. Dr. Ertekin BAYRAKTARKATAL**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Ahmet ERGİN**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. İsmail BAYER
Yıldız Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Kadir SARIÖZ
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. İsmail Hakkı HELVACIOĞLU
Piri Reis Üniversitesi

Teslim Tarihi : 24 Mayıs 2023
Savunma Tarihi : 23 Ağustos 2023





Eşime, kızıma ve aileme,



ÖNSÖZ

Doktora çalışması, özellikle tam zamanlı olarak çalışırken ve aynı zamanda bir aile babası iken oldukça yorucu ve meşakkatli bir süreçti. Bu meşakkatli yolda bana her konuda destek olan sevgili eşim Selin KABAKÇIOĞLU'na, babam Muzaffer KABAKÇIOĞLU'na, annem Berrin KABAKÇIOĞLU'na ve çok değerli zamanını ders çalışmak için ondan aldığım ve en büyük fedakârlığı gösteren canım kızım Doğa Mira KABAKÇIOĞLU'na sonsuz teşekkür ederim, hakkınız ödenmez.

Öncelikle tez danışmanım Sayın Doç. Dr. Ertekin BAYRAKTARKATAL'a, tez çalışmam esnasında bana göstermiş olduğu anlayış, destek ve sabır için sonsuz teşekkürlerimi sunarım. Kendisinin destek ve teşvikleri olmasaydı bu tez çalışmasının tamamlamam mümkün olamazdı. Bayramlarda ve yıllık izinlerinde dâhil olmak üzere her aradığımda büyük özveri ve sabırla benimle konuşan ve desteğini hiçbir zaman esirgemeyen Sayın Doç. Dr. Ertekin BAYRAKTARKATAL'a ne kadar teşekkür etsem azdır.

Doktora çalışmasının her aşamasında, çalışmasının çok daha özgün hale gelebilmesi ve araştırılması gereken konular üzerinde farklı pencereler açmak için çok değerli katkı ve yorumlarda bulunan Sayın Prof. Dr. Ahmet ERGİN'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Tez danışma kurulundan ayrılana kadar her konuda desteğini hissettiğim, çok değerli girdileri ile tez süresince her zaman yol gösteren Sayın Prof. Dr. Ömer BELİK'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Lisans yıllarından itibaren yollarımızın kesiştiği ve doktora ilerleme raporlarımda yer alan konuları titizlikle inceleyip görüşlerinin belirten ve bu doğrultuda tezin başarı ile tamamlanmasında çok büyük katkıları olan Sayın Doç. Dr. İsmail BAYER'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Mayıs 2023

Fuat KABAKÇIOĞLU
(Gemi İnşaatı ve Makinaları Yüksek Mühendisi)



İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	ix
İÇİNDEKİLER	xi
KISALTMALAR	xiii
SEMBOLLER	xv
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xix
ŞEKİL LİSTESİ.....	xxi
ÖZET.....	xxv
SUMMARY	xxix
1. GİRİŞ	1
1.1 Tezin Amacı	2
1.2 Literatür Araştırması	3
2. SU ALTI PATLAMASI FENOMENİ VE AMPİRİK DENKLEMLERİ.....	9
2.1 Su Altı Patlaması Fenomeni	9
2.1.1 Kavitasyon	22
2.1.2 Lokal kavitasyon	22
2.1.3 Genel (Bulk) kavitasyon	23
2.1.4 Kabarcık etkisi	23
2.1.5 Şok faktörü ve omurga şok faktörü	25
2.2 Su Altı Patlaması Denklemleri	26
3. SU ALTI PATLAMASINDA KULLANILAN HİDRO KODLAR.....	29
3.1 Su Altı Patlaması Problemleri Çözümünde Kullanılan İleri Nümerik Yöntemler ve Hidro Kodlar	30
3.1.1 Lagrange hidro kodu ve nümerik çözümleme yöntemi	31
3.1.2 Euler hidro kodu ve nümerik çözümleme yöntemi	37
3.1.3 Eşleştirilmiş Euler-Lagrange (CEL) hidro kodu ve nümerik çözümleme yöntemi	42
4. SU ALTI PATLAMASI OLAYININ NÜMERİK YÖNTEMLER İLE ÇÖZÜMLENMESİ	47
4.1 Su Altı Patlaması Olayı Modellenmesinde Akustik-Katı Eşleştirme (Acoustic-Solid Coupling) Yönteminin Kullanılması	47
4.1.1 Akustik-Katı Eşleştirme yöntemi genel eşitlikleri	47
4.1.2 Nümerik analizlerde kullanılan deney düzeneği	52
4.1.3 Akustik – Katı Eşleştirilmesi yönteminde kullanılan parametreler ve ilgili denklemleri	54
4.1.3.1 Geers – Hunter TNT modeli ve parametreleri	54
4.1.3.2 PEK1 patlayıcısının TNT eşdeğerliğinin bulunması ve patlayıcı ağırlık hesabının gerçekleştirilmesi	55
4.1.3.3 Johnson – Cook hasar modeli	57
4.1.4 Akustik – Katı Eşleşmesi yöntemi analiz sonuçları	63
4.2 Eşleştirilmiş Euler-Lagrange (CEL) Yöntemi ile Gerçekleştirilen Analizler ve Sonuçların İrdelenmesi	77

4.2.1 CEL 3 analizleri	89
4.2.2 CEL 4 analizleri	92
4.2.3 CEL 5 analizleri	94
4.2.4 CEL 4_1 analizleri	97
4.2.5 CEL 4_2 analizleri	99
4.2.6 CEL4_Y konfigürasyonu 2 mm hedef plaka kalınlığı ve hedef plaka yırılması analizleri	103
5. SU ALTI PATLAMASI ANALİZLERİNDE ENERJİ DAĞILIMININ VE KORUNUMUNUN İNCELENMESİ.....	109
5.1 Enerji Transferinin ve Akışının Genel Tanımı	111
5.2 Şok Dalgası Enerji Akışındaki İlk Terimin Tanımı	117
5.3 Şok Dalgasında Vuruş (Impulse) ve Enerji Akışı:	121
5.4 Enerji Kodunun Yazılması ve İlgili Kodun Nümerik Analiz Sonuçları ile Karşılaştırılması	129
6. EULER VE LAGRANGE AĞ YAPISI KOMBİNASYONU VE ÖNERMESİNİN MİNİ (MIDGET) BİR DENİZALTI YAPISINA UYGULANMASI	135
6.1 5 mm Dış Kaplama Kullanılması Durumunda Oluşan Deformasyon	136
6.2 10 mm Dış Kaplama Kullanılması Durumunda Oluşan Deformasyon	147
7. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	153
KAYNAKLAR.....	157
EKLER.....	165
ÖZGEÇMİŞ.....	197

KISALTMALAR

ALE	: Arbitrary Euler Lagrange
ASC	: Acoustic Solid Coupling
ATM	: Atmosfer
CEL	: Coupled Euler Lagrange
COMP B	: Composition B
CTH	: Hypervelocity Impact Calculation Method
DBX	: Primary Explosive
EFG	: Element Free Galerkin Method
EOS	: Equation of State
FEM	: Finite Element Method
FDM	: Finite Difference Method
FVM	: Finite Volume Method
HBX-1	: High Blast Explosive
HS	: High Tensile Steel
HSF	: Hull Shock Factor
KSF	: Keel Shock Factor
J-C	: Johnson Cook
JWL	: Jones-Wilkens-Lee
MLPG	: Meshless Local Petrov-Galerkin Method
Mk 46	: Mark 46
MS	: Mild Tensile Steel
PEK-1	: Plastic Explosive
PETN	: Pentaerythritol Tetranitrate
PTX	: High Density Pyrazolo-Triazine Explosive
RKDG	: Runge-Kutta Discontinuous Galerkin
SPH	: Smoothed Particle Hydrodynamics
TNT	: Tri Nitro Toluene
Us-Up	: Shock Velocity-Particle Velocity



SEMBOLLER

A1	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (maksimum basınç)
A2	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (sönümleme sabiti)
A3	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (şok vuruşu)
A_{M1}	: Maksimum kabarcık yarıçapı
b	: Cisim kuvvet vektörü
a	: Uzaysal şekil değiştirme
a_c	: Patlayıcı yarıçapı
°C	: Santigrat
c₀	: Şok dalgası hızı
D	: Patlayıcının su yüzeyine olan mesafesi
D	: Şekil değiştirme hızı
d₁	: Hata parametresi
d₅	: Hata parametresi
E	: Elastisite modülü
E_t	: Tanjant modülü
E_p	: Potansiyel Enerji
e	: Şekil değiştirme (strain) enerjisi
E_H	: Her bir birim kütle için enerji değeri (Hugoniot denklemleri)
E_m	: Mie-Grüneisen sabiti
F	: Toplam enerji içindeki ayrı ayrı enerji bileşenleri
G_f	: Kırılma enerjisi dağılımı
h_k	: p _k (x) polinomunun normu
In	: İnç
K	: Geers-Hunter değişkeni
k	: Geers-Hunter değişkeni
K1	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (maksimum basınç)
K2	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (sönümleme sabiti)
K3	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (şok vuruşu)
K4	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (enerji akışı)
K5	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (kabarcık periyodu)

K6	: Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen katsayı (kabarcık yarıçapı)
kg	: Kilogram
lb	: Libre
m	: Metre
m_c	: Patlayıcı kütlesi
MPa	: Mega pascal
n	: Tekne şok faktörü hesaplamalarında kullanılan sabit
$\hat{n}$	: Normal vektörü
n_f	: Akustik bölgeden dışarıya doğru normal vektörü
P	: Herhangi bir t anında hesaplanan anlık basınç
P_0	: Hidrostatik basınç
p_H	: Hugoniot basınç parametresi
p'	: Akustik basınç
R	: Patlayıcının hedef yapıya uzaklığı
R	: Gaz kabarcığı yarıçapı
RM	: Maksimum kabarcık yarıçapı
R_n	: Kareleme fonksiyonundaki hata faktörü
S	: Kaynak bölgesi
s	: Doğrusal şok dalgası hızı U_s ve parçacık hızı U_p arasındaki doğrusal ilişkiyi tanımlayan parametre
sn	: Saniye
t	: Başlangıç zamanından sonra geçen süre
t	: Yüzeysel gerilme yoğunluğu
t^n	: Yüzey gerilme yoğunluğu
t₀	: Başlangıç zamanı
t₁	: Patlamadan sonra seçilen keyfi zaman değeri
T	: °C cinsinden suyun sıcaklığı
u	: Rankine-Hugoniot koşulu
U	: Şok dalgası ilerleme hızı
v	: Hız değişkeni
v	: Malzeme hız değeri
W	: Patlayıcı ağırlığı
w(x)	: Ağırlık fonksiyonu
λ_k	: Kareleme formülünde kullanılan yeni ağırlık
Γ	: Gruneisen oranı

Γ_0	: Malzeme sabiti
ρ_0	: Malzeme referans yoğunluğu
ρ_0	: Akışkanın yoğunluğu
ρ	: Malzeme yoğunluğu, öz kütlesi
ρ_f	: Akışkanın öz kütlesi
η	: Nominal hacimsel sıkıştırma parametresi
Φ	: Gelişigüzel çözüm değişkeni
σ	: Cauchy gerilmesi
σ_y	: Statik akma gerilmesi
σ_y	: Hasar başlangıcındaki akma gerilmesi
Φ	: Akış fonksiyonu
δu	: Sanal deplasman
$\delta \varepsilon$	: Sanal şekil değiştirme
ψ	: Akustik skaler potansiyel
Ω_s	: Katı bölgenin değişkeni
Ω_f	: Akustik bölge değişkeni
Γ_I	: Normal vektörü n ile bu ikisi arasındaki ara yüz
Γ_f	: n_f ile akışkanın sınırı
Γ_0	: Malzeme sabiti
$\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$	: Normal gerilme tansörleri
$\sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{21}$	: Kesme gerilme tansörleri
$\sigma_{23}, \sigma_{31}, \sigma_{32}$	: Kesme gerilme tansörleri
φ	: Test fonksiyonu
λ	: Lamé parametresi
λ_k	: Lagrange ağ yapısında yer alan ağırlıklar
μ	: Lamé parametresi
μ	: Mie-Grüneisen Coefficient
ν	: Poisson oranı
γ	: Poisson oranı
ε_{rup}	: Kopma gerilmesi
$\bar{\varepsilon}^{pl}$	: Eşdeğer plastik şekil değiştirme
ε_D^{-pl}	: Eşdeğer plastik gerilme
$\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$	: Plastik şekil değiştirme
$\theta_{transition}$	: Geçiş sıcaklığı

η	: Gerilme triaksiyalitesi
Θ	: Lode açısı
$\hat{\theta}$	: Birimsiz sıcaklık parametresi
θ	: Anlık sıcaklık değeri
θ_{melt}	: Erime sıcaklığı
σ_{y0}	: Hasar başlangıcında akma gerilmesi
ε_0^{-pl}	: Eşdeğer plastik gerilme
ε_f^{-pl}	: Eşdeğer plastik gerilme
Δ_t	: Sabit zaman artışı
L^e	: Ağ yapısında bulunan en kısa elementin uzunluğu
ΔP	: Patlama kabarcığının etrafını çevreleyen sıvıya karşı iş yapabilen sıkıştırma enerjisi
$\Delta\eta$	: Kütlenin iç enerjisinin artışı
ΔV	: Toplam hacimsel akış
$\ddot{V}$	: Geers – Hunter modelinde kabarcık hacim ivmelenmesi
ρ_0	: Başlangıç akışkan yoğunluğu
C_0	: Sıcaklık ve tuzluluk oranı parametrelerine bağlı olarak değişen ses hızı
ω_D	: Plastik deformasyonla monotonik olarak artan durum değişkeni

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 : Yakın bölge su altı patlamaları yüklemesi özet tablosu	17
Çizelge 2.2 : Su altı patlaması olayında kullanılan ampirik denklemlerde yer alan katsayılar.....	28
Çizelge 3.1 : Mesh tabanlı metotlar ve mesh tabanlı olmayan metotlar	30
Çizelge 3.2 : Su durum denklemi (EOS) parametreleri	41
Çizelge 4.1 : Deneyler esnasında kullanılan farklı test bilgileri	53
Çizelge 4.2 : Referans makalede verilen ve deneylerde kullanılan çeliklerin mekanik özellikleri	54
Çizelge 4.3 : Geers-Hunter TNT model parametreleri	55
Çizelge 4.4 : Analizler esnasında kullanılan ağ yapısı özellikleri	64
Çizelge 4.5 : Sayısal ve ampirik yöntemlerle hesaplanan şok dalgası basınç değerlerinin karşılaştırılması.....	66
Çizelge 4.6 : Nümerik analizler ve deneyler neticesinde elde edilen kalıcı deformasyonların karşılaştırılması.....	67
Çizelge 4.7 : A36 Gemi inşaatı çeliğinin Johnson-Cook parametreleri	67
Çizelge 4.8 : Sobol analizlerinde kullanılmak üzere hazırlanan parametre değişim tablosu.....	75
Çizelge 4.9 : Sobol analizlerinde K ve k parametrelerinin aynı anda değişimi.....	76
Çizelge 4.10 : Sistemik analizler için oluşturulan ağ kombinasyonları.....	88
Çizelge 5.1 : Del Grosso yaklaşımına göre, ses hızının deniz suyu içerisindeki sıcaklık ile değişimi	114
Çizelge 5.2 : ABAQUS enerji analizleri tanımlamaları	129



ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 2.1 : HMAS Torrens su altı patlaması testi başlangıç, hasarsız durum	11
Şekil 2.2 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması ..	11
Şekil 2.3 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama	12
Şekil 2.4 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama ve tekrar suya oturma öncesi	12
Şekil 2.5 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama ve tekrar suya oturma	13
Şekil 2.6 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama ve tekrar suya oturma ve ikinci kabarcık vuruşu	13
Şekil 2.7 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ikinci kabarcık vuruşu sonrası karinanın bölünmesi	14
Şekil 2.8 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ikinci kabarcık vuruşu sonrası karinanın bölünmesi ve kış yapının tamamen gemiden ayrılması	14
Şekil 2.9 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, son durum	15
Şekil 2.10 : USS Tripoli yakın temas su altı patlaması	16
Şekil 2.11 : USS Tripoli yakın temas su altı patlaması	16
Şekil 2.12 : Yakın mesafe su altı patlamalarında hedef su yapısı yükleme sıralaması	18
Şekil 2.13 : Uzak ve yakın su altı patlaması olayı ve aşamaları	19
Şekil 2.14 : 58 gr. PEK-1 kullanılması neticesinde oluşan şok dalgası basınç değişimi.	20
Şekil 2.15 : 136 kg ağırlığındaki TNT kullanılması neticesinde oluşan şok dalgası ilerleyişi	20
Şekil 2.16 : Kabarcığın hareketi, basınç vuruşları ve patlama sonucunda oluşan gaz küresinin ilerleyişi	21
Şekil 2.17 : Bir su üstü gemisinin şok yüklemeleri	25
Şekil 2.18 : Omurga şok faktörünün gösterilmesi	26
Şekil 3.1 : Lagrange ağ yapısı deformasyonu	31
Şekil 3.2 : Su altı patlaması olayında Lagrange ağ yapısının deformasyonu	32
Şekil 3.3 : Euler ağ yapısının deformasyonu	38
Şekil 3.4 : Su altı patlaması olayında Euler ağ yapısının deformasyonu	39
Şekil 3.5 : Su altı patlaması olayında eşleştirilmiş Lagrange- Euler ağ yapısının gösterimi	43
Şekil 3.6 : CEL yönteminde kullanılan ayırma operatörünün grafiksel gösterimi ...	45
Şekil 4.1 : Akustik-Katı Eşleştirme yönteminde eşleşme bölgelerinin gösterimi	48
Şekil 4.2 : Mekanik bölgelerin gösterimi	49
Şekil 4.3 : Kalıcı plaka deformasyonu ölçümleri için kullanılan deney düzeneği ..	53
Şekil 4.4 : Hasar ilerlemesi ve gerilme-gerinim eğrisi.	61

Şekil 4.5 : Analizler esnasında kullanılan limit ortam boyutları ve su altı patlamasının şematik gösterimi.	64
Şekil 4.6 : Akustik bölge ağ yapısı boyutlarının değişimi.	65
Şekil 4.7 : Johnson-Cook parametreleri ABAQUS girdileri.	68
Şekil 4.8 : Akustik-Katı Eşleştirme yönteminde genel bileşenler.	69
Şekil 4.9 : Katı Eşleştirme yönteminde analizler esnasında kullanılan şok dalgası parametreleri.	69
Şekil 4.10 : Hedef plaka sınır koşulları.	70
Şekil 4.11 : Hedef plaka ağ yapısı.	70
Şekil 4.12 : Hedef plaka ve akustik ortam ağ yapısı.	71
Şekil 4.13 : Hedef plaka ağ yapısı ve akustik ortam ağ yapısı yakın görüntüsü.	71
Şekil 4.14 : Şok dalgası ve şok neticesinde oluşan kabarcığın hedef plakaya çarpma anı.	72
Şekil 4.15 : Şok dalgası ve şok neticesinde oluşan kabarcığın hedef plakaya çarpma anı.	73
Şekil 4.16 : Analizler neticesinde elde edilen kalıcı deformasyon ve deney sonucunda oluşan deformasyonun karşılaştırılması.	73
Şekil 4.17 : TNT hacminin 10 eşit parçaya bölündüğü durum analiz koşulları.	78
Şekil 4.18 : TNT ve TNT'yi çevreleyen ortam arasındaki ağ yapısı ilişkisi (TNT hacmi 4 eleman ile bölünmüş durum).	82
Şekil 4.19 : TNT'yi çevreleyen su ortamından hedef plakaya aktarılan şok dalgası basıncı.	82
Şekil 4.20 : Şok dalgasının hedef plakaya ulaştığı andaki şok basınç değeri.	83
Şekil 4.21 : Şok dalgasının hedef plakada yaratmış olduğu kalıcı deformasyon.	83
Şekil 4.22 : Hedef plaka ağ yapısı 3 mm eleman boyutu (1000 eleman kullanılarak).	84
Şekil 4.23 : 3 mm eleman boyutu kullanılması neticesinde hedef plakada oluşan deformasyon.	85
Şekil 4.24 : 72 adet eleman kullanılarak ağlandırılan hedef plaka yapısı.	86
Şekil 4.25 : Hedef plakada oluşan deformasyon.	86
Şekil 4.26 : TNT Euler yapısını oluşturan ağ yapısı sistemi. Her bir elemanın uzunluğu 11 mm.	89
Şekil 4.27 : CEL 3 Analizi hedef plaka çevresindeki şok dalgası basıncı.	90
Şekil 4.28 : CEL 3 analizi hedef plaka çevresindeki şok dalgası basıncı.	90
Şekil 4.29 : CEL 3 Analizi neticesinde plakada oluşan kalıcı deformasyon değerleri.	91
Şekil 4.30 : TNT Euler yapısını oluşturan ağ yapısı sistemi. Her bir eleman uzunluğu 8.2 mm.	92
Şekil 4.31 : CEL 4 analizi hedef plak çevresindeki şok dalgası basıncı.	93
Şekil 4.32 : CEL 4 analizi hedef plaka deformasyonu.	93
Şekil 4.33 : CEL 4 analizi hedef plaka çevresindeki şok dalgası basınç değerleri.	94
Şekil 4.34 : TNT Euler yapısını oluşturan ağ yapısı sistemi. Her bir eleman uzunluğu 6.5 mm.	95
Şekil 4.35 : CEL 5 analizleri neticesinde hesaplanan basınç dağılımı.	95
Şekil 4.36 : CEL 5 analizleri neticesinde hesaplanan deformasyon değeri.	96
Şekil 4.37 : CEL 5 analizleri neticesinde hesaplanan basınç değeri.	96
Şekil 4.38 : CEL4_1 analizlerinde kullanılan TNT ağ yapısı.	97
Şekil 4.39 : CEL 4_1 ve CEL 4 ağ yapısı karşılaştırılması	98
Şekil 4.40 : CEL 4_1 hedef plaka deformasyonu, yaklaşık 50 mm.	99
Şekil 4.41 : Bias faktör kullanılarak hazırlanan ağ yapısı.	100

Şekil 4.42 : Analizler neticesinde hesaplanan basınç dağılımı.....	101
Şekil 4.43 : Siyah çerçeve içerisinde yer alan elemanların basınç değerleri.	101
Şekil 4.44 : CEL 4_2 hedef plaka deformasyonu.	102
Şekil 4.45 : CEL 4_Y yırtılma analizlerinde deney neticesinde oluşan plakadaki deformasyon ve yırtılmalar	104
Şekil 4.46 : Referans makalede gerçekleştirilmiş olan deneyler ve ilgili deney sonuçları	104
Şekil 4.47 : TNT ana boyutları karşılaştırılması.....	104
Şekil 4.48 : CEL4_Y Euler ağ yapısının genel görüntüsü.....	105
Şekil 4.49 : 25. adımda oluşan deformasyon.	106
Şekil 4.50 : 28. adımda oluşan deformasyon ve plaka kayıp başlangıcı.	106
Şekil 4.51 : Nümerik analizler neticesinde elde edilen malzeme kayıpları ve deneyler neticesinde oluşan malzeme kayıpları.	107
Şekil 4.52 : Hedef plakada oluşan deformasyonun şok kabarcığı ile birlikte gösterilmesi.	107
Şekil 5.1 : Ses hızının deniz suyu içerisindeki değişim grafiği	113
Şekil 5.2 : Şok dalgasının arkasındaki, basınç-zaman grafiği	123
Şekil 5.3 : Şok dalgasının arkasındaki, basınç-zaman grafiği	123
Şekil 5.4 : Tüm şok dalgasının, basınç-zaman grafiği	125
Şekil 5.5 : Başlangıç pozitif şok dalgası fazı için, enerji akışı, impuls ve toplam parçacık hızının zaman ile değişimi	126
Şekil 5.6 : İlk kabarcık maksimum değeri için, enerji akışı, impuls ve toplam parçacık hızının zaman ile değişiminin gösterimi	128
Şekil 5.7 : İlk kabarcık maksimum değeri için, enerji akışı, impuls ve toplam parçacık hızının zaman ile değişiminin gösterimi	129
Şekil 5.8 : Analizlerde kullanılan JWL durum denklemi (Equation of State) parametreleri.....	131
Şekil 5.9 : ABAQUS enerji çıktısı grafiği.	131
Şekil 5.10 : ABAQUS enerji çıktısı grafiği (toplam enerji).	132
Şekil 5.11 : ABAQUS ve Mathcad toplam enerji çıktısı karşılaştırılması.	132
Şekil 5.12 : ABAQUS ve Mathcad toplam enerji karşılaştırılması (8.E-04 sn. kadar).	132
Şekil 5.13 : ABAQUS çıktısının logaritmik görüntüsü.	133
Şekil 6.1 : TNT ve mini denizaltı yapısı gösterimi.....	136
Şekil 6.2 : TNT Ağ yapısı (her bir eleman 16.8 mm uzunluğunda).	136
Şekil 6.3 : Hedef deniz yapısı ve Euler ortamı gösterimi.	137
Şekil 6.4 : Denizaltı ağ yapısı.	137
Şekil 6.5 : Denizaltı yapısal elemanları.	138
Şekil 6.6 : Su ortamının ağ yapısı.	138
Şekil 6.7 : Su ortamı ve TNT'nin iz düşümü.	139
Şekil 6.8 : İlk adımda oluşan patlama kabarcığı.....	139
Şekil 6.9 : 5. adımda oluşan patlama kabarcığı.	140
Şekil 6.10 : 10. adımda oluşan patlama kabarcığı.	140
Şekil 6.11 : 15. adımda oluşan patlama kabarcığı.	140
Şekil 6.12 : 20. adımda oluşan patlama kabarcığı.	141
Şekil 6.13 : 40. adımda oluşan patlama kabarcığı.	141
Şekil 6.14 : 60. adımda oluşan patlama kabarcığı.	141
Şekil 6.15 : 80. adımda oluşan patlama kabarcığı ve dış kaplamada oluşan yırtılma başlangıcı.....	142

Şekil 6.16 : 90. adımda oluşan patlama kabarcığı ve Johnson – Cook tanımına göre belirli bir deformasyon değerine ulaşan elemanların analizden çıkartılması.	142
Şekil 6.17 : 95. adımda dış kaplamada oluşan yırtılmalar ve su ortamının denizaltı yapısına girişi.	143
Şekil 6.18 : 5. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (16.5 mm).	143
Şekil 6.19 : 10. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (35.7 mm).	144
Şekil 6.20 : 15. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (50 mm).	144
Şekil 6.21 : 20. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (61.4 mm).	144
Şekil 6.22 : 40. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (81.4 mm).	145
Şekil 6.23 : 60. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (83.4 mm).	145
Şekil 6.24 : 70. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (96.9 mm).	145
Şekil 6.25 : 80. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (150 mm) ve plakanın yırtılma süreci.	146
Şekil 6.26 : 95. Adımda dış kaplama sacında oluşan deformasyon (239 mm) ve yırtılma.	146
Şekil 6.27 : 100. adımın (son adım) denizaltı yapısı üzerindeki genel görüntüsü. .	146
Şekil 6.28 : 10 mm plaka kalınlığı kullanılması durumunda oluşan deformasyonun su ortamı ile birlikte gösterilmesi.	147
Şekil 6.29 : 5. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (14 mm).	148
Şekil 6.30 : 10. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (28.3 mm).	148
Şekil 6.31 : 15. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (41 mm).	148
Şekil 6.32 : 20. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (48.5 mm).	149
Şekil 6.33 : 30. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (54.9 mm).	149
Şekil 6.34 : 40. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (54 mm).	149
Şekil 6.35 : 50. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (52 mm).	150
Şekil 6.36 : 60. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (53.2 mm).	150
Şekil 6.37 : 70. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (55.6 mm).	150
Şekil 6.38 : 80. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (56 mm).	151
Şekil 6.39 : 90. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (55 mm).	151
Şekil 6.40 : 100. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (55.6 mm). ...	151

YÜZEN BİR CİSMİN SU ALTI PATLAMALARINA KARŞI YAPISAL DAVRANIŞININ NÜMERİK YÖNTEMLER İLE ANALİZİ

ÖZET

Su altı patlaması olayını sayısal yöntemlerle doğru ve gerçekçi bir şekilde modelleyebilme yeteneği, bugün bile tüm donanmaların odaklandığı ve üzerinde milyonlarca dolar harcadığı bir olgudur. Bu çalışmaların büyük çoğunluğu ve gerçek boyutlu sualtı patlama testleri, yüksek derecede gizlilik içerdikleri için literatürde ve açık kaynaklarda ayrıntılı olarak yer almamaktadır. Genel olarak, mayınlar ve torpidolar, deniz savaşları sırasında savaş gemileri ve diğer donanma unsurları için en korkulan tehditler arasındadır. Mühendisler, oldukça uzun süredir, su altı patlamasının savaş gemileri üzerindeki etkisini anlamaya ve analize etmeye çalışmışlar ve bu konuda oldukça başarılı sonuçlar elde etmişlerdir. Çalışmanın ilerleyen aşamalarında üzerinde durulduğu gibi, günümüzde bile tam olarak anlaşılamayan ve üzerinde daha derin çalışmaların gerçekleştirilmesi gereken alt konular bulunmaktadır.

Mayınlar, torpidolar ve diğer su altı patlayıcıları, yalnızca donanma araçları için bir sorun değil, aynı zamanda elektro-optik kablo, petrol ve doğal gaz boru döşeme operasyonları, su altı madencilik uygulamaları vb. gibi açık deniz mühendislik uygulamaları için de büyük bir tehdit oluşturmaktadır. Baltık Denizi, Kuzey Denizi Kıyıları, Kuzey Almanya ve Manş Denizi'nde I. ve II. Dünya Savaşları'ndan kalan patlamamış bu mühimmatlar, günümüzde bile hem insan hayatını hem de ülkelerin ekonomik bölge ve çıkarlarını tehdit etmektedir. Bu nedenle, patlayıcıların deniz yapıları üzerindeki etkilerinin tahmin edilmesi ve incelenmesi, insan yaşamının ve milyon dolarlık ekipmanın bu patlamalar neticesinde nasıl etkilenebileceğini anlamak için oldukça önemlidir. Farklı su altı patlama senaryoları esas alınarak, gemi mühendisleri, su altı patlamasının etkilerini insanlar ve gemi ekipmanları üzerinde azaltabilmek için farklı yapısal önlemler geliştirebilirler. Bunun sağlanabilmesi için, su altı patlaması olayının iyi bir şekilde anlaşılabilmesi ve matematik modelinin doğru bir şekilde kurulması oldukça önemlidir.

Sualtı patlaması sonucunda gemi ve hayati sistemleri olumsuz bir şekilde etkilenmektedir. Dünya donanmalarının çoğu, ekipmanın tasarım ve teklif verme aşamalarında ekipmanın şok direncini belirlemek için Birleşik Krallık savunma standartları olan DEF-STAN-08-120/2 gerekliliklerini göz önünde bulundurmaktadır. Bir deniz aracının ömrü boyunca kullanacağı teçhizat, DEF-STAN-08-12'de tanımlanan sertifikalara sahip olmalıdır. DEF-STAN-08-120/2'ye ek olarak, birçok deniz aracı ekipmanı yine Amerika Birleşik Devletleri savunma standardı olan MIL-S-901D'ye göre şok testlerine tabi tutulabilir ve bu testlerden başarı ile geçmelidir. Bu testler, denizaltı basınçlı gövde penetrasyonları hariç olmak üzere, gemideki makine, ekipman, sistem ve yapılar için şok testi gerekliliklerini kapsamaktadır. Bu testlerin amacı, gemideki ekipman ve tesislerin, savaş sırasında nükleer ve konvansiyonel silahların etkileri nedeniyle maruz kalabilecekleri şok yüklere dayanma kabiliyetini araştırmak ve doğrulamaktır. Bunun için şok dalgasının ekipman üzerindeki ivme ve hız değerlerinin doğru bir şekilde hesaplanması ve analiz edilmesi gerekir.

Gerçekleştirilen analizlerden elde edilen sonuçların doğruluğunun deneylerle sağlanması esastır. Su altı patlama analizinde elde edilen sonuçlarda su bölgesi ve hedef plaka ağ yapısı özelliklerinin doğru bir şekilde tanımlanması çok önemlidir. Öte yandan, patlayıcı, su bölgesi ve hedef plaka parametreleri, sonuçları önemli ölçüde etkileyen diğer önemli analiz girdileri arasındadır. Su altı patlama deneyleri maliyetli olduğundan ve donanmalar ve hükümetler tarafından yüksek gizlilik dereceleri ile sınıflandırıldığından, literatürde gerçek ölçekli deneysel sonuçlar bulmak oldukça zordur. Bu nedenle, literatürdeki hemen hemen tüm deneyler ve çalışmalar, basitleştirilmiş dairesel, dikdörtgen, silindirik ve sabit mesnetli plakalar ile gerçekleştirilmiştir.

Bu çalışmada, Johnson-Cook plastisite modeli kullanılarak dikdörtgen şeklindeki yüksek mukavemetli çelik bir levha, ABAQUS yazılımında yer alan S4R dört düğümlü genel amaçlı kabuk elemanları kullanılarak ağlandırılmıştır. Patlayıcı için Geers-Hunter TNT modeli kullanılmıştır. Analiz sonucunda elde edilen değerler deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. ASC analizinde, akustik alan için ASI3D8, 8 düğümlü ikinci dereceden elemanlar kullanılmıştır. CEL analizi sırasında, üç boyutlu, 8 düğümlü EC3D8R Euler ögeleri kullanılmıştır.

Çalışmanın ilk aşamasında, TNT'nin durum denklemlerinin tanımlanması esnasında kullanılan Geers-Hunter parametreleri üzerinde SOBOL varyans tabanlı duyarlılık analizi gerçekleştirilmiştir. Su altı patlaması ile ilgili kapsamlı bir literatür olmasına rağmen, mevcut çalışmaların hiçbiri özellikle patlayıcı parametrelerin sonuçlar üzerindeki etkisini incelememiş ve SOBOL varyans tabanlı duyarlılık analizleri gerçekleştirmemiştir. Gerçekleştirilen analizler neticesinde " K " ve " k " Geers-Hunter TNT parametrelerinin sonuçlar üzerinde en etkili parametreler olduğu anlaşılmıştır.

Ayrıca bugüne kadar yapılan çalışmalarda doğru şok dalgası basıncı ve hedef yapı deformasyonlarının elde edilebilmesi için Euler ve Lagrangian yapıları arasındaki ağ yapısı ilişkisinin nasıl olması gerektiği ile ilgili herhangi bir önermede bulunulmamıştır. Burada bahsedilen maddelere ek olarak yine literatür taramasında elde edilen sonuçların tutarlılığını kontrol edebilmek amacı ile enerji yaklaşımı veya kodu ile nümerik analiz sonuçların karşılaştırıldığı bir çalışmaya rastlanmamıştır. Burada belirtilen nedenlerden dolayı, bu çalışmanın, sualtı patlama olayının matematiksel modellemesi için sayısal yöntemler ve ilgili parametrelerin kullanılması konusunda literatüre katkıda bulunması amaçlanmıştır.

Bu tez çalışmasında sadece Acoustic Solid Coupling (ASC) yöntemi ile değil aynı zamanda Coupled Euler Lagrange (CEL) yöntemi ile sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. CEL yöntemi, ASC yönteminden tamamen farklı bir nümerik yöntemdir. ASC ve CEL yöntemleri arasındaki en önemli fark, CEL yönteminde patlayıcının da ağlandırılması gerekliliğidir. ABAQUS yazılımında, ASC analizinde patlayıcının konumu, hedef deniz yapısının konumuna göre x, y ve z koordinat sisteminde girilerek bir nokta olarak tanımlanabilmektedir. Analizleri gerçekleştiren mühendis, yalnızca patlayıcı parametrelerini ve patlayıcının lokasyonunu tanımlayarak analizleri gerçekleştirebilir. Buna karşın, CEL analizlerinde TNT veya diğer patlayıcının da geometrik olarak tanımlanması ve sonrasında ağlandırılması gerekmektedir. Bu çalışmada açık bir şekilde ortaya konmuş olduğu gibi, patlayıcıyı çevreleyen su ortamının ağ yapısı doğrudan patlayıcı ağ yapısı ile ilişkili olduğundan, CEL analizleri, ASC analizlerine göre çözüm süresi ve bilgisayar donanımı gerekliliği açısından daha maliyetlidir. Ancak, CEL yaklaşımı, patlayıcının küresel, kübik ve

diğer rastgele şekiller gibi farklı geometrilerle modellenmesine izin verebildiği için analizi gerçekleştiren mühendise avantaj sağlamaktadır.

ASC ve CEL analizlerine dayalı olarak elde edilen sonuçlar birbirleriyle ve ayrıca deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Yukarıda belirtilen sayısal analizlerin dışında, analiz sırasında patlayıcıdan, patlayıcıyı çevreleyen sıvıya enerji akışını gözlemlemek için bu çalışma kapsamında PTC Mathcad yazılımı kullanılarak, şok dalgası için enerji kodu yazılmıştır. Bu kod, Eşleştirilmiş Euler Lagrange sayısal analizinde şok dalgasının önündeki enerji dağılımının kontrol edilebilmesi ve takip edilebilmesi açısından önemli bilgi vermektedir. Bu çalışmanın ilerleyen bölümlerinde bu konuda ayrıntılı bilgi verilmiş olup, yazılan şok dalgası enerji kodu EK-1'de yer almaktadır. Analiz sırasında toplam enerji değişimini takip etmek, ağ yapısının doğruluğu ve kararlılığı hakkında da iyi bir fikir vermektedir. Analiz sırasındaki toplam enerji dağılımı sürekli kontrol edilmeli ve her adımda, analiz sırasında mevcut adım ile bir önceki adım arasında önemli bir fark olup olmadığı kontrol edilmelidir.

Bu çalışma, deneysel yöntemler ile elde edilmiş olan plaka deformasyonunu sağlayabilecek parametreler ve ağ yapısı özelliklerini belirlemek ve bu özelliklerin, yakın su altı patlamasına maruz kalan daha büyük ölçekli deniz yapılarına uygulanabilmesini sağlamak amacı ile gerçekleştirilmiştir. Bu çalışma neticesinde bu konuda bir önermede bulunulmuş ve bu önermenin doğruluğu deneysel ve karşılaştırmalı yöntemler ile sağlanmıştır. ASC ve CEL analizleri neticesinde elde edilen şok dalgası basıncı, ampirik formüllerle elde edilen şok dalgası basıncı ile fikir vermesi açısından karşılaştırılmış ve elde edilen değerler ilerleyen bölümlerde sunulmuştur. Analizler neticesinde hem akustik hem de Euler bölgesi ağ yapısı boyutlarının yaklaşık 8 mm olarak kullanılması durumunda hem şok dalgasına maruz kalan plakanın deformasyonu, hem de ampirik yöntemler kullanılarak elde edilen şok dalgası basıncına en yakın sonuçların elde edildiği anlaşılmıştır. Bununla birlikte, deney sonuçları ile tutarlı sonuçlar elde etmek için, ASC yönteminde hedef plakada 25 mm eleman boyutları kullanılması durumunda, deney sonuçlarına en yakın sonuçlar elde edilirken, CEL analizlerinde hedef plaka için eleman boyutunun 21 mm olması durumunda deney sonuçlarına en yakın deformasyon değerleri elde edilmiştir.



ANALYSIS OF THE STRUCTURAL BEHAVIOR OF A FLOATING OBJECT TO UNDERWATER EXPLOSION BY NUMERICAL METHODS

SUMMARY

The ability to accurately and realistically model the underwater explosion event using numerical methods is a phenomenon that all navies still focus on and spend millions of dollars on even today. Many of these studies and life-size underwater explosion tests are not detailed in the literature and open sources since they involve a high degree of secrecy. Generally speaking, mines and torpedoes are among the most feared threats for naval crafts during sea warfare. Engineers have always sought to predict the underwater explosion's effect on naval vessels. Mines, torpedoes and other underwater explosives threaten not only an issue for the naval vessels but also a massive threat for offshore engineering applications such as electro-optic cable, petrol and natural gas pipe laying operations, underwater mining applications, etc. Investors and engineers still face the danger of un-exploded ordnances from the First and Second World Wars. There are still unexploded ordnances such as torpedoes and aerial bombs being found in the Baltic Sea, North Sea Shores, Northern Germany, and English Channel from World War I and II. These unexploded ordnances have still been threatening both human life and the economic zones of the countries. Thus, predicting the effect of explosives on marine structures is essential to understand how human life and million-dollar equipment that would be affected due to the underwater explosion phenomenon. Based on the different underwater explosion scenarios, structural engineers can improve the design of marine structures to mitigate and manage the effect of the underwater explosion.

As a result of the underwater explosion, the ship and its vital systems are affected. Most of the world's navies consider DEF-STAN-08-120/2 requirements for determining the shock strength of equipment during the designing and bidding stages of the equipment. The equipment used during the naval craft's lifetime must have the certificates defined in the DEF-STAN-08-120/2. Many naval craft components should be tested and qualified by the shock tests as per MIL-S-901D. These tests cover shock testing requirements for shipboard machinery, equipment, systems and structures, excluding submarine pressure hull penetrations. The purpose of these tests is to verify the ability of shipboard installations to withstand shock loadings that may be incurred during wartime service due to the effects of nuclear and conventional weapons. To do this, acceleration and velocity values on the equipment due to the shock wave must be calculated and analysed correctly.

It is essential to ensure the accuracy of the results obtained from the analyses through experiments. Water domain and target plate mesh properties are crucial in the obtained results in underwater explosion analysis. On the other hand, explosive, water domain, and target plate constants are other important parameters that significantly impact on the results. Since underwater explosion experiments are costly and classified by the navies and governments, it is hard to find real-scale experimental results in the literature. Hence, almost all experiments and studies in the literature have been carried

out with restrained circular sections, rectangular sections, cylindrical sections and simply supported plates.

In this thesis, we investigate the influence of explosive parameters (in this study, TNT equivalent PEK 1) on the results of Sobol variance-based sensitivity analysis in the context of underwater explosion simulations. While there is an extensive body of literature related to this field, none of the existing studies has specifically examined the effect of explosive parameters on the results and conducted Sobol variance-based sensitivity analyses. Our findings demonstrate that the "K" and "k" Geers-Hunter TNT parameters are the most impactful, and both explosive parameters and mesh structures considerably affect the simulation outcomes. These insights can be employed to enhance the accuracy of numerical simulations of explosive-target interactions.

In this study, we begin by introducing the acoustic-solid coupling (ASC) numerical method and the Sobol variance-based sensitivity analysis technique. We then delve into the explosive parameters and mesh structures utilised in our study. Finally, we present the outcomes of our sensitivity analysis and discuss the implications of our findings in light of the existing literature.

The insights derived from our study can contribute to improving the accuracy of numerical simulations of explosive-target interactions. By comprehending the effects of explosive parameters and mesh structures, we can refine our simulations and reduce the uncertainty associated with the results, ultimately advancing the field of underwater explosion analysis and filling the identified gap in the literature.

Although there are quite a large number of studies on this subject in the literature, variable-based sensitivity analyses (Sobol) on the parameters used during the analyses were not performed and introduced in any of these studies. In addition, in the studies carried out to date, no suggestions have been made about the necessity of a mesh structure relationship between Euler and Lagrangian structures. In addition to the items mentioned here, again in the literature review, no study was found in which the results were verified with any energy approach or code in order to check the consistency of the results obtained. For the reasons stated here, this thesis aims to contribute to the literature on using numerical methods and related parameters for the mathematical modelling of the underwater explosion event.

In this thesis, numerical analyses were performed not only by the Acoustic Solid Coupling (ASC) method but also Coupled Euler Lagrange (CEL) method. The CEL method is an entirely different approach than the ASC method. The most significant difference between the ASC and the CEL methods is the requirement to mesh the explosive. In the ASC analysis, the explosive can be defined as the point defined by entering the coordinated in relation to the target marine structure in ABAQUS. The analyst only defines the explosive parameters and location of the explosive. Hence this analysis requires less computational time and is computationally less expensive than CEL analysis. On the other hand, the CEL method gives quite a good opportunity to mesh the explosive and surrounding domain around the explosive. Additionally, the CEL approach allows modelling the explosive with different geometries such as spherical, cubical and other random shapes. Both ASC ad CEL methods converged very well to experimental results using the same size in the water domain element sizes. Both methods are widely used to model the underwater explosion phenomena successfully. Since the CEL method presents more opportunities, during the definition of mesh relation between the medium and explosive, in this study, more effort was

given to the CEL method and the CEL method was chosen over the ASC method during the analysis of the midget submarine.

The acquired results based on the ASC and CEL analysis were compared to each other and also with the experimental results. Apart from the abovementioned numerical analyses, the shock wave energy code was written in PTC Mathcad within the scope of this study to observe the energy flux from the explosive to the liquid surrounding the explosive during the analysis. This code gives a good idea and a chance to compare the energy dissipation in front of the shock wave in the Coupled Euler Lagrange numerical analysis. Detailed information was provided in the following part of this study, and the written shock wave energy code can be found in Annex-1. Following the total energy output during the analysis also gives a good idea about the success and stability of the meshing. Total energy dissipation during the analysis should be checked constantly, and in every step, there should not be a significant difference between the current step and the previous step during the analysis.

The prerequisite for correctly analysing the deformation, acceleration and other physical responses of the marine structure in underwater explosions is to verify whether the shock wave reaches the target structure at the correct magnitudes. Thus, both empirical shock pressure calculations and the energy dissipation of the shock wave have been investigated in this thesis. Our aim was not to reach the shock wave pressure calculated via empirical equations. But since the transferred shock wave pressure is directly related to the element size of the Eulerian and Acoustic domain, it has been assumed that comparing the obtained shock wave pressure values based on the numerical analysis and the empirical formulas would be helpful to understand how close the numerical results to the empirical results.

Based on the explicit dynamic analysis mentioned above, the maximum element sizes required to obtain results consistent with the reference test results were defined for TNT, the fluid structure surrounding the TNT, and the target plate in CEL analysis. To transfer the correct pressure value to the plate, different mesh sizes were examined within a certain system until the maximum fluid mesh size was obtained, and suggestions were made about how these mesh sizes should be defined from the beginning of the analysis without a try and correct method. In addition, detailed information on TNT JWL equation parameters and Johnson-Cook material parameters was given, and variable-based uncertainty analyses were performed on these parameters.

During the study, a rectangular high-tensile steel plate was modelled by the Johnson-Cook plasticity model, and the Geers-Hunter TNT model was used for the explosive. As the result of the analysis, obtained values have been compared with the experimental results. In the ASC analysis, ASI3D8, 8-node quadratic elements were used for the acoustic domain. During CEL analysis, the three-dimensional, 8-node EC3D8R Eulerian elements were used. And the target plate has been modelled by the Johnson-Cook Plasticity model with S4R 4 node general purpose shell, reduced integration with hourglass control finite membrane strains for both ASC and CE analysis.

Experimental results have been used to validate the assertion about the element sizes for the Acoustic and Euler domains. The same experimental results have also been used to validate the Lagrangian mesh size for the target plate. Based on the ASC and CEL analyses, it is understood that the same element sizes (8 mm) for the water domain give the most accurate results on the plate deformation and the shock wave

pressure which was obtained by the empirical formulas. During the analysis, the experimental results that the Ramajeyathilagam carried out in the reference [80] were used to validate the proposed element sizes for both the water and plate domains. During the analysis, different element sizes were also used for the target plate. To acquire consistent results with the experimental results, ASC approach results were well converged with the 25 mm element size for the target plate. At the same time, the 21 mm element size for the target plate in CEL analysis resulted in the most accurate results in terms of the target plate deformation.

In this study mesh independency analysis for the acoustic domain, Euler domain and the target plate were also carried out. As the fundamental approach to all types of finite element approach analysis (implicit, explicit, static structural, heat transfer, fluid flow, electromagnetic potential etc.), the first thing that has to be done is the mesh independency analysis. As can be followed from the following part of this study, at some steps of the analysis, plate deformation and the shock wave pressure stayed stable. Different element sizes and combinations were analysed and investigated during this study. And the final element sizes and combinations were decided based on the most consistent results. Since our main reference is deformed plate results as per the reference experiments, we set the element sizes for different domains in such a way as to comply with the test results.

Based on the carried-out analysis and the above verifications, we proposed a mesh combination between the Euler and Lagrange mesh structures. In this proposition, when we know the mass of the explosive and the density, we can easily calculate the volume of the explosive. Assuming the explosive is cube-shaped, then it is straightforward to calculate the length of the cube's edge. We started the analysis by meshing the explosive and surrounding medium with the same element size as the cube's one of the three dimensions. And then, we divided the cube's dimensions into two, three, four and five equal lengths. The same element sizes have been used for the surrounding water domain according to the calculated element sizes with the explosive. When we used different element sizes for the water domain other than the TNT element size, obtained results did not converge with the experimental results. Based on the analysis, it was observed that when we divided the cube's length into four equal distance, the obtained results converged to the experimental results by almost 3%. To understand and decide the mesh independence, we divided the TNT volume by five equal lengths and we obtained the same results. We also used the same element size for the acoustic domain and analysis (ASC), and the obtained results were consistent with the CEL approach. As a result of the verifications mentioned here and sensitivity analyses, a mini submarine was modelled and analysed in fluid (Euler) using different shell and internal structure plate thicknesses against underwater explosions within the proposed mesh structure and empirical parameters. As mentioned above, these analyses were carried out by the CEL method.

1. GİRİŞ

Birinci dünya savaşından günümüze kadar, su altı patlaması olayının gerçek ölçekli deneyler ile uyumlu nümerik analizlerinin gerçekleştirilebilmesi amacı ile çok sayıda matematiksel model ve yöntem geliştirilmiştir. Günümüzde ve yakın tarihte tam ölçekli gemiler üzerinde oldukça yüksek maliyetler göze alınarak deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiş, donanmalar bu doğrultuda yapısal önlemler almış ve şok etkisini azaltmaya yardımcı ekipmanlar geliştirmişlerdir. Arleigh Burke Sınıfı DDG-51 destroyerlerin su altı patlama deneyleri karşısında göstereceği yapısal reaksiyonların analiz edilmesi ve gemi üzerinde yer alan hayati ekipmanların şok dayanımlarının anlaşılabilmesi için yaklaşık 70 milyon dolar üzerinde harcama yapılmıştır [1]. DDG 53 gemisinin şok analizleri toplamda 30 milyon doların üzerinde bir maliyet oluştururken [2], DDG 81 gemisinin tam ölçekli ve gerçek zamanlı şok deneyleri ek olarak 20 milyon dolar daha harcanmasına neden olmuştur [2]. Tüm bu bilgilere ek olarak, Amerika Birleşik Devletleri Donanması'nın yeni nesil destroyeri olarak üretilen DDG 1000 destroyerinin, gerçekleştirilecek olan su altı patlama testlerinin, gemi boyutları nedeni ile yukarıda belirtilen rakamlardan çok daha yüksek maliyetlere ulaşacağı kolaylıkla öngörülebilmektedir.

Yukarıda aktarılmış olan ve oldukça yüksek maliyetli olan gerçek zamanlı su altı patlaması çalışmalarını gerçekleştirmeden, doğru bir matematiksel yöntem ile bu patlamaların modellenebilmesi, bugün bile dünya donanmalarının araştırmaya devam ettiği ve üzerinde titizlikle durduğu konuların başında yer almaktadır. Bu konu üzerinde çok sayıda bilimsel çalışma ve araştırılma yapılmasına karşın, bugün bile özellikle patlamadan hemen sonra patlayıcının etrafında oluşan bölgedeki reaksiyonların ve başlangıç koşullarının tam olarak anlaşılabilmesi ve sayısal olarak modellenememesi gibi nedenlerden dolayı gerçekleştirilen analizler üzerinde belirsizlikler oluşmaktadır.

Su altı patlaması analizlerinde sonucu doğrudan ve dolaylı olarak etkileyen çok fazla sayıda parametre ve yöntem bulunmaktadır. Analizlerde ve ampirik yöntemlerde kullanılmakta olan bu parametreler deneysel çalışmalar neticesinde elde edilmiş olan

parametreler olup, deney koşullarında gerçekleştirilen küçük değişikliklerde bile farklı değerler elde edilmesine neden olmaktadır. Dolayısı ile farklı deney koşullarında bu parametreler için farklı değerler elde edilmektedir. Bu çalışma kapsamında bu sabitler üzerinde ayrıntılı bir şekilde durulmuştur.

Burada bahsedilen parametrelerdeki belirsizliklerden farklı olarak su altı patlaması olayının sayısal olarak modellenip, analiz edilebilmesi için farklı numerik yöntemler gerçekleştirilmiştir. Akustik Solid Eşleşme (ASC) yöntemi, Eşlenmiş Euler ve Lagrange (CEL) yöntemi, Keyfi Euler ve Lagrange yöntemi (ALE) bu yöntemlerin en fazla güvenilen ve kullanılanlarıdır. Bu tez ve çalışması dâhilinde aynı su altı patlaması koşulları, CEL ve ASC yöntemleri kullanılarak analiz edilecek ve bu çalışmalar neticesinde elde edilen parametrelerden yola çıkılarak mini bir denizaltı yapısı üzerinde CEL yöntemi ile nümerik analizler gerçekleştirilecektir. Söz konusu bu nümerik analizler haricinde, bu çalışma kapsamında, yazılmış olan enerji kodu ile de ayrıca Lagrange yapısına Euler yapısı aracılığı ile transfer edilen enerjinin de doğruluğu araştırılmıştır. Su altı patlamalarında deniz yapısının deformasyon, hız, ivmelenme ve diğer fiziksel tepkilerinin doğru analiz edilebilmesinin ön koşulu, bu yapıya şok dalgasının doğru değerlerde ulaşp ulaşmadığının doğrulanmasından geçmektedir. Bunun için özellikle patlama gerçekleştikten sonra şok dalgasının ve enerjisinin takip edilebilmesi bu analizlerde hayati öneme haizdir. Dolayısı ile şok dalgasının tam yapıya çarpma anındaki enerjisi matematiksel olarak kontrol edilmeli ve ayrıca şok dalgasının basıncı da ampirik yöntemler ile gözden geçirilmelidir.

1.1 Tezin Amacı

Bu çalışmada, yakın temas su altı patlaması olayına maruz kalan yaklaşık beş metre uzunluğunda, denizaltı yapısına benzer mekik şeklinde bir yapının, yapısal davranışının, nümerik yöntemler kullanılarak incelenmesi amaçlanmıştır. Çalışma içerisinde ASC (Acoustic Solid Coupling) ve CEL (Coupled Euler Lagrange) nümerik yöntemleri kullanılarak su altı patlaması analizleri gerçekleştirilmiş ve bu yöntemler neticesinde elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır. Bu çalışmalar neticesinde, ilerleyen bölümlerde açıklanacak nedenlerden dolayı, denizaltı yapısı CEL yöntemi kullanılarak modellenmiş ve analizler bu şekilde gerçekleştirilmiştir.

Patlama sonucunda oluşan şok dalgasının hedef deniz yapısına doğru bir şekilde iletilmesi, doğru yapısal davranışın elde edilmesi üzerinde oldukça önemli bir etkiye

sahip olduğundan bu konu üzerinde de ayrıca detaylı bir şekilde durulmuş ve doğru ağ yapısının belirlenmesi amacı ile çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

Yukarıda bahsedilen konulara ek olarak bu çalışmada ayrıca, ASC ve CEL yöntemleri kullanılarak gerçekleştirilen herhangi bir su altı patlaması analizinde, patlayıcı ağ yapısı, patlayıcıyı çevreleyen akışkan ağ yapısı ve hedef plaka ağ yapısı arasındaki ilişki incelenmiş ve doğru sonuçların elde edilebilmesi için bu ağ yapıları arasındaki ilişkinin nasıl olması gerektiği konusunda bir önermede bulunulmuştur. Nümerik analizlerin en başında, ağ yapılarının ne şekilde tanımlanması gerektiği sorusuna cevap aranmış ve gerçekleştirilen analizler neticesinde bu soruna çözüm önerisi getirilmiştir. Nümerik analizlerin çözüm süresi ve bilgisayar donanımı gerekliliği oldukça maliyetli olduğundan, bu çalışma ile haftalar hatta aylar süren analiz sürelerinin kısaltılması amaçlanmış ve bu doğrultuda ağ yapısı hakkında önermelerde bulunulmuştur.

Hedef plakaya iletilen şok basıncının doğruluğunun bir diğer yoldan kontrol edilebilmesi amacı ile ayrıca enerjinin korunumu ve dağılımı yasasından yola çıkılarak bir enerji kodu yazılmış ve paket programlar kullanılarak elde edilen enerji grafikleri ile yazılan kod karşılaştırılmıştır.

Çalışma dâhilinde kullanılan parametrelerin sonuç üzerindeki etkilerinin araştırılması amacı ile SOBOL değişken tabanlı hassasiyet analizleri kullanılarak hangi parametrelerin sonuçlar üzerinde daha fazla etkisinin olduğunun ortaya koyulması amaçlanmıştır.

Özet olarak, bir su altı patlaması olayının matematiksel çözümlemeler ile doğru bir şekilde gerçekleştirilebilmesi için gerekli olan nümerik yöntemler ve bu yöntemler dâhilinde kullanılan değişkenlerin (ağ yapısı, parametre tanımlamaları, vs.) doğruluğu ve bu değişkenler arasındaki ilişki detaylı bir biçimde incelenmiştir. Bu incelemeler neticesinde, farklı ortamlar arasındaki ağ yapısı ilişkisi hakkında bir önermede bulunulmuştur.

1.2 Literatür Araştırması

Özet bölümünde bahsedildiği üzere literatürde su altı patlamaları ile ilişkili çok sayıda çalışma ve makale bulunmaktadır. Ancak bu bölümde verilen referanslarda ve diğer literatür araştırmalarında, SOBOL hassasiyet analizi, enerji yayılımı kontrolü ve Euler-Lagrange yapıları arasındaki ağ ilişkisinin nasıl olması gerektiği konularında

herhangi bir bilgi verilmemiştir. Bu çalışma burada bahsedilen konular ışığında farklı açılardan özgünlük göstermektedir.

Literatürde Menkes ve Opat, dört tarafından sabitlenmiş olan dikdörtgen şeklindeki plakalar kullanarak su altı patlaması deneyleri gerçekleştirdi [3]. Yine Nurick ve arkadaşları, dört tarafından sabitlenmiş, üzerinde yapısal destekleri olan kare şeklinde plakalar üzerinde su altı patlaması deneyleri gerçekleştirdi [4]. Jen ve Tai, Nurick ve arkadaşları ile benzer olarak yine su altı patlaması neticesinde oluşan şok dalgaları nedeni ile panel yapılarında zamana bağlı olarak değişen deformasyon durumlarının incelediler [5]. Li ve arkadaşları silindirik kabukların, şok yüklemeleri üzerinde deneysel deformasyonları analiz ettiler [6]. Hung ve arkadaşları silindirik yapılar üzerinde dinamik tepki analizleri gerçekleştirdiler. Bu analizleri gerçekleştirirken içeriden ve dışarıdan takviye edilmiş silindirik yapılar kullandılar [7]. Rajendran ve arkadaşları düzlemsel plakaların su altı patlamalarına karşı göstermiş oldukları tepkileri deneysel olarak çalıştılar [8], Zhang ve arkadaşları silindir şeklinde düzenlenmiş olan patlayıcının, hedef plakanın yakınında patlaması neticesinde oluşan şok dalgasının hedef plaka üzerindeki kavitasyonunu, Runge-Kutta ve süreksiz Galerkin (RKDG) Metotları ile incelemiştir [9]. Sone ve arkadaşları, ankastre şekilde sabitlenmiş olan hava destekli kompozit düzlemsel bir plakanın su altı patlamasına karşı göstermiş olduğu tepkiyi Taylor plak teorisini dikkate alarak numerik ve analitik olarak incelemişlerdir [10]. Rajendran ve arkadaşları savaş gemisi dış kaplama saclarının su altı patlamalarına karşı nasıl tasarlanması gerektiği ile ilgili araştırmalar gerçekleştirmiştir [11]. Çelik yapılardan farklı olarak, Yin ve arkadaşları rijit poliüretan malzemesi kullanılarak kaplanmış olan dairesel plak üzerinde deneysel ve numerik analizler gerçekleştirdiler [12], Desphande ve Fleck tek boyutlu sandviç plakaların su altı patlamalarına karşı tepkilerini incelediler [13], Keil, gemilerin su altı patlamalarına karşı göstermiş olduğu tepkileri inceledi [14], Ren ve arkadaşları sabitlenmiş bir plakanın su altı patlamalarına karşın dinamik davranışının incelenbilmesi amacı ile deneysel ve numerik çalışmalar gerçekleştirmiş ve bu çalışma esnasında ALE (Arbitrary Lagrange Euler) numerik yöntemini kullanmışlardır [15]. Elsayed ve arkadaşları, su altı patlamalarına karşın, kuvvetlendirilmiş plakaların en uygun konfigürasyonunu bulabilmek amacı ile çalışmalar gerçekleştirmişlerdir [16]. Kaida ve arkadaşları bakır plakaların su altı patlamaları neticesinde oluşan yüklemelere karşı dinamik etkilerini inceledi [17]. Rigby ve arkadaşları yakın su altı

patlamaları neticesinde oluşan şok etkisi nedeni ile plakada oluşan zamana bağlı deformasyonu incelemiştir [18]. Gao ve arkadaşları su altı patlaması neticesinde ortaya çıkan yüksek ve basınç ve enerji konularında incelemeler araştırmalar gerçekleştirdiler [19]. Sone ve arkadaşları, Taylor Plak Teorisi'nin kompozit plakalarının su altı patlaması reaksiyonlarına karşın uygulanabilirliğini araştırdılar [20], Rouhollah ve Reza su altı patlamasına maruz kalmış olan bir denizaltının su altı patlamalarına karşın davranışının inceledi [21]. Zhang ve arkadaşları su altı patlaması neticesinde oluşan kabarcık ile yapı arasındaki ilişkiyi doğrusal olmayan ilişkiyi inceledi [22]. Smith ve Lee, yüzen bir hedef yakınında gerçekleşen su altı patlaması olayını CEL (Coupled Euler Lagrange) yöntemi kullanarak analiz edip deney sonuçları ile karşılaştırdılar [23], Dolce ve arkadaşları, lamine kompozit malzemelerin su altı patlamasına karşın davranışını incelediler [24], Chisum ve Shin çok malzemeli eşleşmiş Lagrange ve Euler yöntemini kullanarak su altı şok problemlerini incelediler ve bu doğrultuda bir teknik rapor hazırladılar [25]. Trouwborst ve Bosman, tam ölçekli bir firkateynin su altı patlaması neticesinde elde edilmiş olan sonuçlarını, basitleştirilmiş girişim yazılımı ile olan ilişkisini incelediler [26]. Mair, su altı patlaması analizleri esnasında kullanılan yapı ve yapıyı çevreleyen akışkan arasındaki ilişkiyi ortaya koyan hidro kodlar ile ilgili çalışmalar gerçekleştirdi [27]. Flynn, hedefe yakın mesafede gerçekleşen su altı patlaması etkilerinin gemi hayati ekipmanlarını taşıyan yapıya olan etkilerini inceledi [28]. Hart, USS Winston Churchill (DDG 81) firkateyninin şok testleri esnasında maruz kaldığı şok basıncını ve yapıyı çevreleyen sıvının gemiye olan etkilerini araştırdı [29], Nathan, su altı patlaması olayında akışkan ortamın akustik yöntem ile modellenmesi ile ilgili çalışmalar gerçekleştirdi ancak bu çalışma esnasında CEL yöntemi ile ilgili herhangi bir analiz ve karşılaştırma gerçekleştirmedi [30]. Walters ve arkadaşları sığ sularda gerçekleşen su altı patlamalarında yapı ve yapıyı çevreleyen akışkan arasındaki ilişkiyi inceledi [31], Yuan, doktora tezinde su altı patlaması sonucunda, yapı ve yapıyı çevreleyen sıvı arasındaki etkileşim neticesinde yapıda meydana gelen limit deformasyonları incelemiştir [32]. Bradbeer gerçekleştirmiş olduğu doktora çalışmasında farklı biçimlerde desteklenmiş olan plakaların su altı patlamalarına karşın göstermiş oldukları tepkileri inceliş ve bu şekilde optimal yapısal destek eleman aranjmanlarını bulmayı hedeflemiştir [33]. Wright ve arkadaşları, su altı patlaması simülasyonlarının doğru bir şekilde modellenebilmesi için, patlamanın gerçekleştiği sıvı ortamın modellenmesi üzerinde çalışmalar gerçekleştirdiler [34], Klenow ve arkadaşları akustik elemanlar kullanarak,

uzak mesafe su altı patlamasını simüle ettiler [35], Kwon ve arkadaşları, bir savaş gemisinin su altı patlaması neticesinde oluşan tepkisinin ölçüm ve analizlerini gerçekleştirdiler [36], Reid, savaş gemilerinin su altı patlamalarına karşı göstermiş olduğu tepkileri inceledi [37]. Keil bir önceki referans ile benzer olarak gemilerin su altı patlamalarına karşı tepkilerini inceledi [38]. Le ve arkadaşları, su altı patlaması neticesinde oluşan farklı basınç kabarcık şekillerinin etkisinin yapıya olan etkisini incelediler [39], Popov ve Kogarko, Su altı patlaması neticesinde oluşan şok dalgalarının karşılaştırmalı karakteristiklerini incelediler [40]. Smith ve Lee gemi benzeri bir hedef üzerinde yakın mesafede gerçekleşen patlama deneyi ile sonlu elemanlar modeli arasındaki ilişkiyi incelediler [41]. Bu çalışma esnasında aynı zamanda kabarcık frekansı ve gemi benzeri hedef arasındaki doğal frekans arasındaki ilişkiyi de ele aldılar. Couch ve Faux su altı patlamasına maruz kalan silindirik bir yapının yakın su altı patlamasına karşın göstermiş olduğu tepkiyi ALE (Arbitrary Lagrange Euler) yöntemi kullanarak gerçekleştirdiler [42]. Krueger, bir önceki referans ile benzer olarak silindirik bir yapının su altı patlamalarına karşın göstermiş olduğu tepkiyi kabarcık salınımı ve şok dalgası açısından incelemiştir [43]. Schiffer ve Tagarielli kompozit yuvarlak plakaların su altı patlamalarına karşı tepkilerini anlayabilmek için yeni bir deneysel yöntem önerdiler. Sonrasında bu yöntem ve dinamik sonlu elemanlar modelini karşılaştırarak iki yöntem arasında yakın sonuçlar elde ettiler [44]. Massard, su altı patlaması olayının etkilerinin gemi ve denizaltı yapıları için deneysel olarak incelediler [45]. Perotti kompozit takviyeli sandviç panellerin su altı patlamalarına karşın göstermiş olduğu tepkiyi doktora tezinde inceledi [46]. John su altı patlamaları neticesinde oluşan kabarcık vuruşlarının farklı teorik modellerini inceledi [47], Brainard, yüksek lisans tezinde, erken tasarım aşamasında su altı patlaması neticesinde gemi bünyesinde oluşan kamçı etkisini inceledi [48]. Chen ve arkadaşları su altı patlamasına maruz kalan plastik sandviç kaplaması ile kaplanmış olan ölçekli bir gemi modelinin dinamik tepkisini deneysel olarak incelediler [49]. Aanhold ve arkadaşları su altı patlaması olayını simüle edebilmek amacı ile basitleştirilmiş etkileşim yaklaşımını geliştirdiler. Bu yöntemde hedef yapıyı çevreleyen 3D akışkan yapısı olmadan LS-DYNA yazılımını kullanarak su altı patlaması olayını matematiksel olarak modellediler [50]. Björnö ve Levin az miktarlarda patlayıcı kullanarak gerçekleştirilen deneylerde ölçüm sonuçları ve ampirik hesaplamalar ile gerçekleştirmiş oldukları çalışmalarda birbirlerine oldukça yakın sonuçlar elde ettiler [51]. Itoh ve arkadaşları JWL parametrelerin

tanımlanabilmesi amacı ile, yüksek etkili patlayıcılar için silindir genişleme testlerini kullandılar. En önemli bulguları, patlayıcıya yakın bölgelerde su altı patlamaları neticesinde oluşan şok dalgaları, patlayıcıdan uzakta bulunan şok dalgalarından oldukça büyük farklılıklar göstermekteydi [52]. Santiago yüksek lisans tezinde, su altı patlaması neticesinde meydana gelen kavitasyonun yapı üzerindeki etkisini inceledi [53].





2. SU ALTI PATLAMASI FENOMENİ VE AMPİRİK DENKLEMLERİ

2.1 Su Altı Patlaması Fenomeni

En genel tanımlaması ile su altı patlaması olayı, isminden de anlaşılacağı üzere su yüzeyinin altında gerçekleşen kimyasal veya nükleer reaksiyonlardır. Su altı patlaması olayı özellikle Birinci Dünya Savaşı sonrasında dünya donanmalarının üzerinde hassasiyetle durduğu bir konu haline gelmiştir. Birinci Dünya Savaşı'nda kullanılan mayınların donanmalara vermiş olduğu tahribat, bu konu üzerinde çok daha detaylı ve dikkatli durulması gerekliliğini ortaya koymuştur. İkinci Dünya Savaşı esnasında, torpidoların da sıklıkla kullanılması nedeni ile su altı patlaması olayı daha farklı boyutlara evrilmiştir.

Donanmaların vermiş olduğu kayıplar nedeni ile su altı patlaması fenomeninin daha iyi anlaşılabilmesi amacı ile günümüzde halen tam ölçekli testler gerçekleştirilerek, patlamanın etkilerinin hem insan hem de platform ve ilgili ekipmanlara olan etkileri yoğun bir şekilde araştırılmaktadır. Ancak giriş bölümünde de bahsedildiği gibi gerçek ölçekli testler çok yüksek maliyetler neticesinde gerçekleştirilebilmektedir. Günümüzde halen bu fenomenin doğru bir şekilde matematiksel olarak modellenenebilmesi amacı ile oldukça yoğun çalışmalar yürütülmektedir. Bu çalışmaların pek çoğu genel anlamda donanmaların bünyesinde gerçekleştirildiği için literatürde kısıtlı sayıda bilgi bulunmaktadır.

Su altı patlaması deneyleri ve bu deneylerin başarı ile matematiksel ortamda modellenenebilmesi, aşamasında sorulması gereken en önemli soru, sonlu elemanlar modelleri ve analizleri, ileride tamamen su altı patlamalarının yerini alabilir mi? 1. Dünya Savaşı'ndan itibaren araştırmacılar ve akademisyenler bu sorunun cevabını bulmaya çalışmaktadır. Gerçekleştirilecek olan analizler, sadece büyük ve oldukça karmaşık deniz yapılarının dinamik tepkilerinin araştırılmasını sağlamakla kalmayıp, aynı zamanda şok dalgasının sıvı ve katı etkileşiminin de modellemesini gerçekleştirmelidir.

Şok etkisinden (şok dalgası ve kabarcık vuruşları) dolayı tekne bünyesinde bulunan yapısal elemanlar ve ekipmanlar üzerinde oluşan maksimum hız ve ivme değerlerinin öngörülebilmesi için geliştirilmiş olan analitik çalışmalar ve sonlu elemanlar modelleri, gerçekleştirilen tam ölçekli deneyler ile yakın sonuçlar vermektedir.

Su altı patlamaları genel olarak iki ana başlıkta incelenebilir. Bu başlıklar, yakın bölge su altı patlamaları ve uzak bölge su altı patlamalarıdır. Su altı patlamaları açısından gemiler ve denizaltılar için en önemli tehditler genellikle su altı mayınlarının sebep olduğu temassız patlamalar nedeni ile oluşmaktadır. Bu tür uzak mesafe su altı patlamaları veya başka bir deyişle, patlayıcı ile doğrudan temas olmadan gerçekleşen su altı patlamaları, çoğunlukla hedef yapıda yırtılma ve dış kaplama sacında herhangi bir kayıp oluşturmamaktadır. Ancak bu tip patlamaların sebep olduğu titreşimler ve kabarcık vuruşları gemide yer alan hayati ekipmanlar üzerinde yıkıcı etkiye sahip olarak hedef deniz yapısının kullanılmayacak hale gelmesine neden olmaktadır [54]. Uzak bölge patlamaları, patlamanın gerçekleştiği mesafeye bağlı olarak, gemi üzerinde elastik ya da elastik-plastik deformasyonlara ve gemi karinası üzerinde ve bütününde büyük yapısal hasarlara sebep olmaktadır [55]. Uzak mesafe su altı patlamalarında, patlamanın ilk evrelerinde patlama neticesinde oluşan şok dalgası etkin olurken sonraki evrelerinde şok dalgasından sonra oluşan kabarcık vuruşları etkin olmaktadır. Bu patlama tipinde genel olarak geminin bütün olarak yüklendiği ve geminin verdiği tepkinin global olduğu varsayılmaktadır [35]. Uzak bölge su altı patlamalarında yakın bölge su altı patlamalarından farklı olarak hem şok dalgası hem de şok dalgasını takip eden gaz kabarcığı etkin rol oynamaktadır.

Uzak bölge patlamaları patlamanın olduğu nokta ve patlayıcı miktarına bağlı olarak aşağıda yer aldığı üzere gemiyi karinadan itibaren ikiye bölme potansiyeline sahiptir. Burada aktarılan bilgiye en önemli örnek, aktif görevden kaldırılmasının takiben su altı patlaması deneylerinde kullanılan HMAS Torrens (DE 53) Destroyeridir. Bu destroyer bir denizaltı tarafından ateşlenen MK 46 Torpidosu ile test amacı ile batırılmıştır. Şekiller 2.1'den 2.9'a kadar adım adım uzak su altı patlamasına maruz kalan bu geminin vermiş olduğu reaksiyonu göstermektedir [56]. Bu deneyde savaş başlığı (Mk46 torpido), hedef geminin omurgasının altında patlatılmış ve patlama neticesinde ortaya çıkan basınç dalgası gemiyi yukarıya doğru kaldırmıştır. Gemi tekrar su yüzeyine oturduğunda, şok dalgasının ilk çökmesinin takip eden ikinci kabarcık vuruşu ile gemi ortadan ikiye bölünmüştür. Bu birleşik etki genellikle,

patlama noktasının gemi orta kesit bölgesine yakın olması ile ilişkili olarak, hedef su yapısının ikiye bölünmesi ile sonuçlanmaktadır.



Şekil 2.1 : HMAS Torrens su altı patlaması testi başlangıç, hasarsız durum [56].



Şekil 2.2 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması [56].



Şekil 2.3 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama [56].



Şekil 2.4 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama ve tekrar suya oturma öncesi [56].



Şekil 2.5 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama ve tekrar suya oturma [56].



Şekil 2.6 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ilk şok dalgası teması sonraki aşama ve tekrar suya oturma ve ikinci kabarcık vuruşu [56].



Şekil 2.7 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ikinci kabarcık vuruşu sonrası karinanın bölünmesi [56].



Şekil 2.8 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, karinaya ikinci kabarcık vuruşu sonrası karinanın bölünmesi ve kış yapının tamamen gemiden ayrılması [56].



Şekil 2.9 : HMAS Torrens su altı patlaması testi, son durum [56].

Öte yandan yakın su altı patlamaları, hedef su yapısının dış kaplamasında plastik deformasyonlara ve yırtılmalara sebep olduğundan, temas ettiği bölgeye bağlı olarak hedef yapının yapısal bütünlüğünün bozulmasına, hayati ekipmanlarının kullanılamayacak hale gelmesine ve hedef yapının tamamen batması ile sonuçlanan senaryoları oluşturmaktadır.

Yakın bölge su altı patlaması olayında, ilk şok dalgası, patlama sonrasında oluşan kabarcık vuruşlarına (bubble pulse) oranla çok daha fazla baskın rol oynamaktadır. Yakın bölge patlamaları neticesinde oluşan şok dalgası yüksek derecede basınç ve hız değerine sahip olmakla birlikte hedef yapı üzerine mili saniyeler içerisinde etkidiğinden tekne global mukavemeti üzerinde yıkıcı etkisi de oldukça azdır. Hedef yapı üzerinde kullanılan patlayıcının ebatlarına göre göreceli olarak dış kaplama üzerinde yırtılmalar ve plastik deformasyonlar gözlemlenebilmektedir. Yakın bölge patlamaları, patlama sonucunda oluşan kabarcıkların gemi üzerinde global olarak herhangi bir yıkıcı etki oluşturmadan, lokal bölgelerde plastik deformasyonlar ve büyük ölçeklerde yırtılmalar oluşturabilir. Şekil 2.10 ve 2.11 den takip edilebileceği üzere USS Tripoli gemisi Kuzey Basra Körfezi'ndeki görevi esnasında bir Irak mayınına yakın temasta bulunarak karinasından hasar almıştır [57].



Şekil 2.10 : USS Tripoli yakın temas su altı patlaması [57].



Şekil 2.11 : USS Tripoli yakın temas su altı patlaması [57].

Şekil 2.10 ve 2.11’den de anlaşılabileceği üzere yakın temas su altı patlaması uzak su altı patlamalarına göre daha bölgesel bir alanda tahribata neden olmuştur.

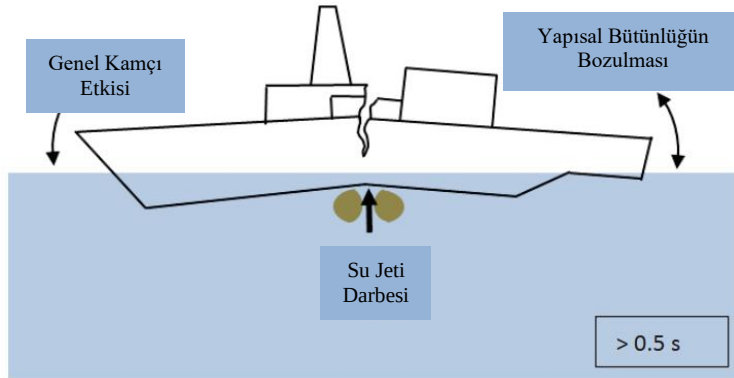
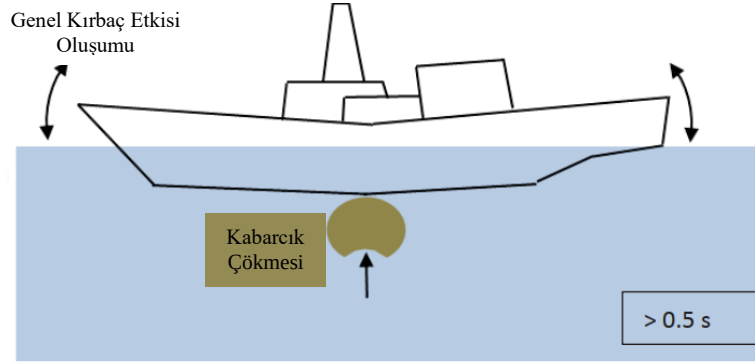
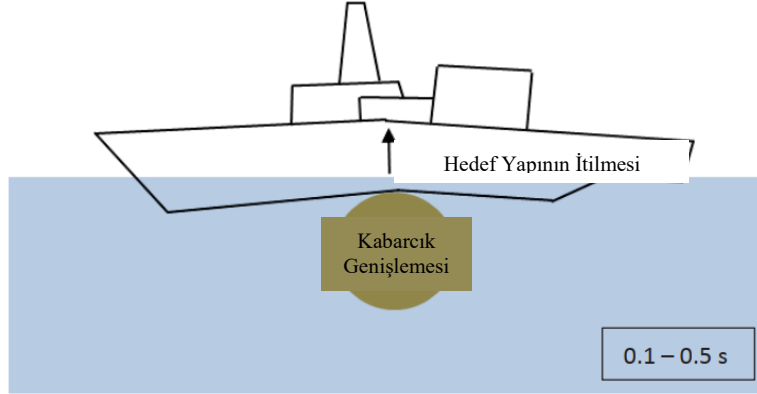
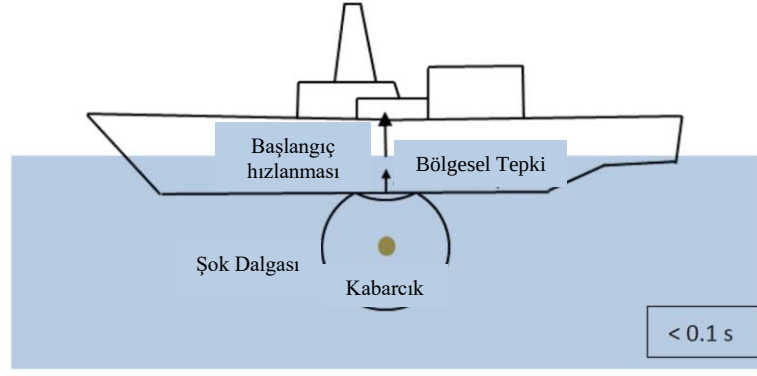
Yukarıda yer alan iki örneği kıyaslarken bazı noktaları da gözden kaçırmamak önemlidir. USS Tripoli bir helikopter ve çıkarma gemisi olduğundan herhangi bir firkateyne göre yapısal olarak büyük farklar içermektedir. Ayrıca su altı patlamasına

sebebiyet veren patlayıcı miktarı da geminin alacağı hasar üzerinde oldukça etkilidir. İlerleyen bölümlerde üzerinde çok daha detaylı olarak durulacağı üzere bir diğer önemli faktör ise omurga şok faktörüdür. Patlamanın geminin hangi noktasında veya hangi noktasına yakın olduğu geminin hayatta kalıp kalamayacağı konusunda oldukça önemli bir faktördür.

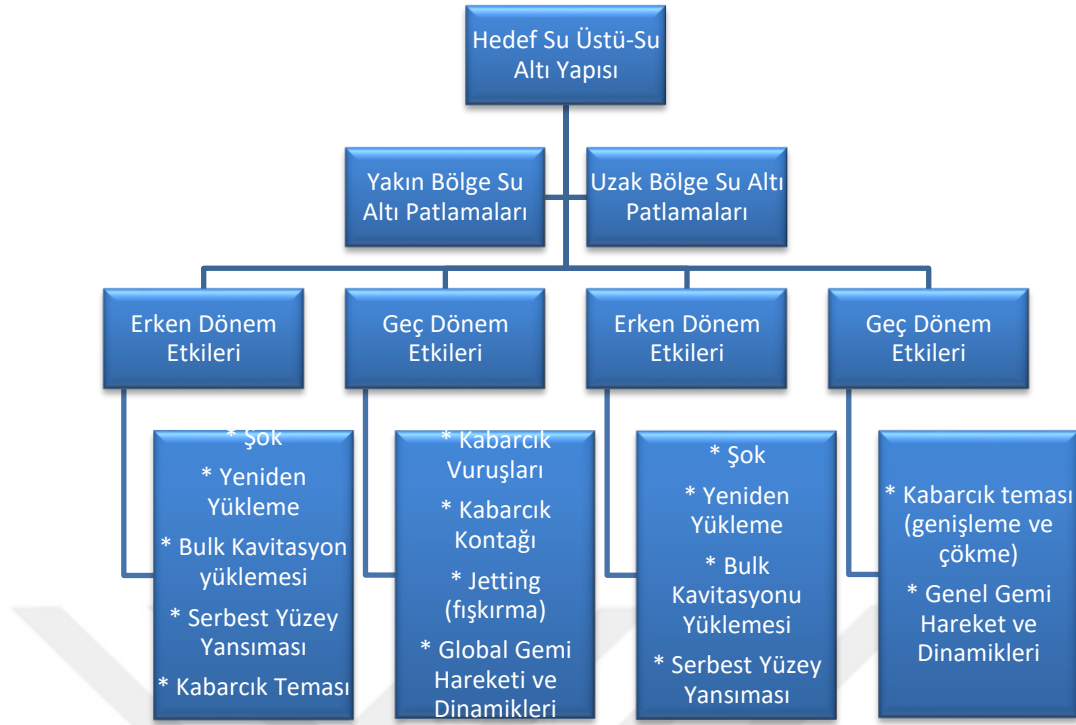
Bu çalışma dâhilinde yakın bölge su altı patlaması üzerinde durulması amaçlandığından, yakın bölge su altı patlamaları ile ilgili genel kavram açısından biraz daha bilgi verilmesinin faydalı olacağı değerlendirilmiştir. Çizelge 2.1’de, yakın bölge su altı patlamalarının aşamaları özetlenmiştir [41]. Ayrıca Şekil 2.12’de yakın su altı patlaması olayı temsil edilirken, Şekil 2.13’te su altı patlaması olayının genel aşamaları gösterilmiştir [55].

Çizelge 2.1 : Yakın bölge su altı patlamaları yüklemesi özet tablosu [41].

Hedef Yapı Yükleme Prosesi	Hedef Yapının Su Altı Patlamasına Karşı Tepkisi	Genel veya Bölgesel Etki	Tepkinin Gerçekleşme Süresi
Şok Dalgası	Başlangıç hızlanması, yüzey yansıması, global kavitasyon.	Genel	<0,1 saniye
	Ekipman ve makine kayıpları; ekipman faundeyşinlarının tamamen işlevsiz hale gelmesi.	Genel veya Lokal	<0,1 saniye
	Hedef yapının dış kaplamasının çökmesi veya tamamen yırtılması, yapısal elemanlarda burkulma ve kırılmalar ve dış kaplama kavitasyonu.	Bölgesel	<0,1 saniye
Gaz Kabarcığı Genişlemesi	Hedef deniz yapısının gaz kabarcığının meydana getirmiş olduğu kaldırma kuvveti ile kaldırılması ve bu olay neticesinde dış kaplamada kalıcı deformasyonların oluşması ve yırtılmalar.	Genel	0.1 – 0,5 saniye
Gaz Kabarcığı Çökmesi ve Yüksek Hızlı Su Jeti Oluşması	Hedef yapının kırbaçlama etkisi nedeni ile kalıcı deformasyonlara uğraması ve gövdede yırtılmalar,	Genel	> 0,5 saniye
	Ana ve yardımcı makinelerde oluşan eksen bozulmaları	Genel veya Lokal	> 0,5 saniye
	Dış kaplamada kalıcı deformasyonlar ve yırtılmaların oluşması.	Lokal	> 0,5 saniye



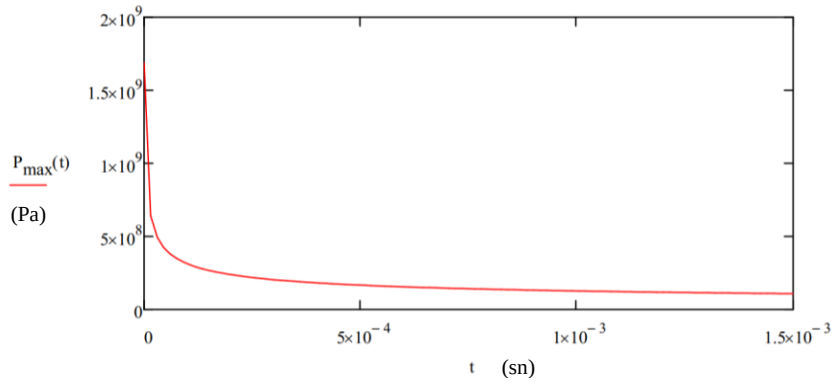
Şekil 2.12 : Yakın mesafe su altı patlamalarında hedef su yapısı yükleme sıralaması [41].



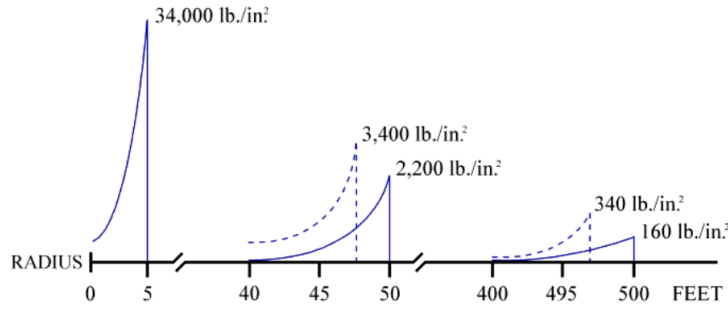
Şekil 2.13 : Uzak ve yakın su altı patlaması olayı ve aşamaları [55].

Su altı patlaması olayı ilk olarak, genel patlayıcılar kategorisinde kullanılan TNT, HBX-1, Comp. B, PTX 1-2 ve DBX gibi patlayıcıların tetiklenmesi neticesinde başlamaktadır. Bu tetiklenmenin ardından oluşan kimyasal reaksiyon, nano saniyelerde gerçekleşmekte, yüksek miktarlarda ısı ve basınç dalgası meydana getirmektedir (3.000 °C sıcaklık ve 50.000 atm. basınç). Patlayıcılar içerisinde yer alan enerjinin başlangıç patlaması neticesinde açığa çıkması ile ilk olarak şok dalgası oluşmaktadır. Su altı patlama hesaplamaları ve simülasyonlarında akışkan (su) homojen olarak modellenmekte ve kesme gerilmesini taşımadığı kabul edilmektedir [58]. Normal koşullar altında suyun genellikle sıkıştırılmaz olduğu varsayılsa da patlayıcıyı çevreleyen ve patlayıcının yakınındaki sıvı için durum böyle değildir. Patlayıcıya yakın bu bölgedeki su sıkıştırılabilir ve yüksek radyal hız değerlerine sahiptir [58]. Sonuç olarak, su altı patlaması olayı, yüksek hızlı bir sıkıştırma dalgası yaratacak kadar yoğun bir basınçta sıcak bir gaz kütlesi üretir. Bu sıkıştırma dalgası veya şok dalgası, yaklaşık olarak sudaki ses hızı olan 1524 m/sn. mertebesinde hızlarda patlama noktasından dışarıya doğru radyal olarak yayılır. Şekil 2.14'te görüldüğü üzere, su altı patlamasının oluşmasının milisaniyeler sonrasında, şok dalgası basıncı maksimum değerine dik açıya yakın değerlerde ilerleyerek ulaşır. Şok dalgasının hızı, şok dalgasını çevreleyen ortamın basıncına, sıcaklığına ve yoğunluğuna bağlı olarak

değişiklik göstermektedir. Şekil 2.15, 300 libre TNT'nin su altı patlaması sonrasında radyal olarak genişleyen şok dalgası basınç karakteristiğini göstermektedir [59].



Şekil 2.14 : 58 gr. PEK-1 kullanılması neticesinde oluşan şok dalgası basınç değişimi.



Şekil 2.15 : 136 kg ağırlığındaki TNT kullanılması neticesinde oluşan şok dalgası ilerleyişi [59].

Patlamanın ilk aşamasında (milisaniye) patlamadan dolayı oluşan gazın basıncı, etrafını çevreleyen akışkanın hidrostatik basıncından oldukça fazladır. Zaman içerisinde (milisaniye) yüksek basınçtan dolayı dışarı yönde genişleyen gaz basıncı azalarak kendini çevreleyen akışkan basıncına eşit değerlere ulaşır. Gazı çevreleyen akışkanın momentumu nedeni ile her ne kadar gaz basıncı ile hidrostatik basınç eşit olsa bile, hava kabarcığı genişlemeye devam eder ve kabarcığın içerisindeki basınç değeri çevre hidrostatik basıncından daha düşük (negatif) değerlere ulaşır. Bu durumda kabarcığı çevreleyen hidrostatik basınç, radyal akışı ters yönde çevirerek oluşan hava kabarcığının (balonun) tam tersi yönde hareket ederek çapının azalmasına ve minimum değerlere ulaşmasına neden olmaktadır. Hava kabarcığının bu salınımı, sahip olduğu tüm enerjisi su içerisinde yok olana kadar ya da hava kabarcığının su yüzeyine ulaşıp burada havaya doğru su sütunu (ventilasyon) oluşturarak fişkırmasına kadar devam eder. Aşağıda yer alan Şekil-2.16'da su altı patlaması neticesinde oluşan kabarcığın geçirmiş olduğu evreler yer almaktadır [29].

Şok dalgası yukarıda bahsedildiği üzere su yüzeyine çarparak yansıma dalgası oluşturduğu gibi patlamanın olduğu derinliğe bağlı olarak da deniz tabanına çarparak da ayrıca bir yansıma dalgası oluşturabilmektedir. Sudan yansıyan gerilme dalgası ilk şok dalgası ile aynı büyüklük değerine sahipken, tabandan yansıyan sıkıştırma dalgası şok dalgasından çok daha küçük değere sahiptir. Bununla birlikte analizlerde genellikle dipten yansıyan şok dalgalarının gemiden yeteri kadar uzakta olduğu ve gemiye etki etmediği varsayılmaktadır. Sudan yansıyan şok dalgaları gerilme şok dalgalarını oluştururken, deniz tabanından yansıyan şok dalgaları deniz yapısı üzerinde basınç şok dalgalarını oluşturmaktadır [60].

2.1.1 Kavitasyon

Su altı patlaması olayı esnasında meydana gelen bir diğer olay ise kavitasyon olayıdır. Yukarıda aktarılmış olduğu gibi kavitasyon olayı genel anlamda bölgesel ve genel olarak iki farklı durum için incelenmektedir. Lokal kavitasyon gemi yapısı ve akışkanın bir araya geldiği ara yüzün yakınlarında meydana gelirken, genel kavitasyon ise hava ve akışkan arasındaki ara yüzde meydana gelmektedir.

Kavitasyon bölgesinin oluşmasının ardından, kavitasyon bölgesi, kavitasyon darbesi olarak tanımlanan basınç dalgasını oluşturarak fermuar şeklinde kapanır. Bu olay neticesinde meydana gelen kavitasyon vuruşu, gemiye yakınlık seviyesine bağlı olarak, gemiyi ilk şok dalgasının sebep olduğu basınç değerinden daha fazla yükleme potansiyeline sahiptir. Bu olay su altı patlama olayının ilk evresinin son basamağını oluşturmaktadır. Su altı patlamasının ilk evrelerini oluşturan bu olaylar, sadece birkaç mili saniye içerisinde gerçekleşmektedir ancak bu küçük zaman aralığında gemi içerisinde yer alan ekipman ve diğer gemi yapısal elemanlarında kayda değer hasar meydana getirebilmektedir [48].

2.1.2 Lokal kavitasyon

Lokal kavitasyon olayı yukarıda da bahsedildiği üzere, akışkan-gemi yapısı arasındaki ara yüzde, şok dalgasının gemiye çarpması ile şok dalgası ve esnek gemi yapısı arasında meydana gelen kavitasyon tipidir. Lokal kavitasyonun modellenebilmesi ve analiz edilebilmesi için genel olarak Taylor Düzlemsel Plak Teorisi denklemleri kullanılmaktadır.

2.1.3 Genel (Bulk) kavitasyon

Genel kavitasyon, başlangıçta meydana gelen şok dalgası ile yüzeyden yansıyan gerilme (çekme) şok dalgalarının bir araya geldiği bölgede oluşan düşük net basınç nedeni ile meydana gelmektedir [48]. Su düşük değerlerde negatif basınç gerilmesini üzerinde taşıyamayacağından dolayı yansıyan dalga bu bölgede yok olarak arkasında çok büyük bir hacim içerisinde kavitasyon bölgesi oluşturur. Oluşan bu genel kavitasyon bölgesi alt ve üst sınır bölgeleri ile sınırlanmaktadır. Oluşan bu sınır bölgesi ve büyüklüğü patlayıcının büyüklüğüne, tipine ve patlamanın derinliğine bağlıdır. Genel (bulk) kavitasyon bölgesi aynı zamanda ilk şok dalgasının üst üste binebildiği durumlarda da meydana gelmektedir.

2.1.4 Kabarcık etkisi

Su altı patlaması sonucunda oluşan şok dalgasının yayılmaya başlamasının hemen ardından geride aşırı yüksek sıcaklığa sahip, küresel şekilde gaz kabarcığı oluşmaktadır. Gaz kabarcığının içerisindeki basınç, şok dalgasının oluşmasını takiben giderek azalsa da çevredeki suyun hidrostatik basıncından çok daha fazladır. Bu durumdan dolayı gaz kabarcıkları giderek genişleyerek ve basıncı azalarak bir müddet sonra hidrostatik basınç ile aynı basınç değerine ve hatta daha düşük değerlere ulaşır.

Kabarcığın içerisinde yer alan basıncın hidrostatik basınç ile eşit hale gelmesinden sonra bile gaz kabarcığı atalet kuvvetinin etkisiyle halen dışarıya doğru genişlemeye devam eder ve bu nedenden dolayı gaz kabarcığının içerisindeki basınç negatif değerlere dönüşür ve emme etkisi oluşturur. Suyun momentumun etkisi basınç farkından dolayı sıfırlandıktan sonra, gaz kabarcığı maksimum çap değerine ve minimum iç basınç değerine sahip olmaktadır. Bu andan itibaren daha büyük değerlere sahip olan hidrostatik basınç, sıkıştırmaya başlayarak kabarcığın çapının azalmasına ve iç basıncının yükselmesine sebep olmaktadır. Tam bu anda kabarcık minimum çap değerine ulaşmış ve kabarcığın iç basınç değeri yeniden hidrostatik basınçtan yüksek duruma gelmiştir. Bu süreç kabarcık su üstünde patlayarak ya da enerjisi bitene kadar devam eder.

Gaz kabarcıklarının iç basıncının maksimum ve çapının minimum olduğu noktadan sonra tekrar döngü başlamakta ve bu döngü süresince ikincil basınç dalgaları, salınım nedeni ile meydana gelmektedir. Bu basınç dalgalarına kabarcık vuruşları denilmekte ve kabarcıktan dışarı doğru yayılmaktadır.

Gaz kabarcığı, içerisinde bulunan gaz miktarının yaratmış olduğu kaldırma kuvveti etkisiyle yüzeye doğru hareket eder. Yukarıya doğru gerçekleştirilen bu hareketin hızı, kabarcığın hacmine ve etrafında hareket eden suyun hacmine bağlıdır. Gaz kabarcığının yukarı yönde hareketinin sonucunda iki ana etki oluşmaktadır. Birincisi yukarı doğru hareket eden hava kabarcığı, darbe kaynağını geminin en yakınlarına kadar taşımaktadır. İkinci etkisi ise, maksimum basınç değerinin düşürülmesini sağlayarak basıncın etki etme süresini artırmaktır.

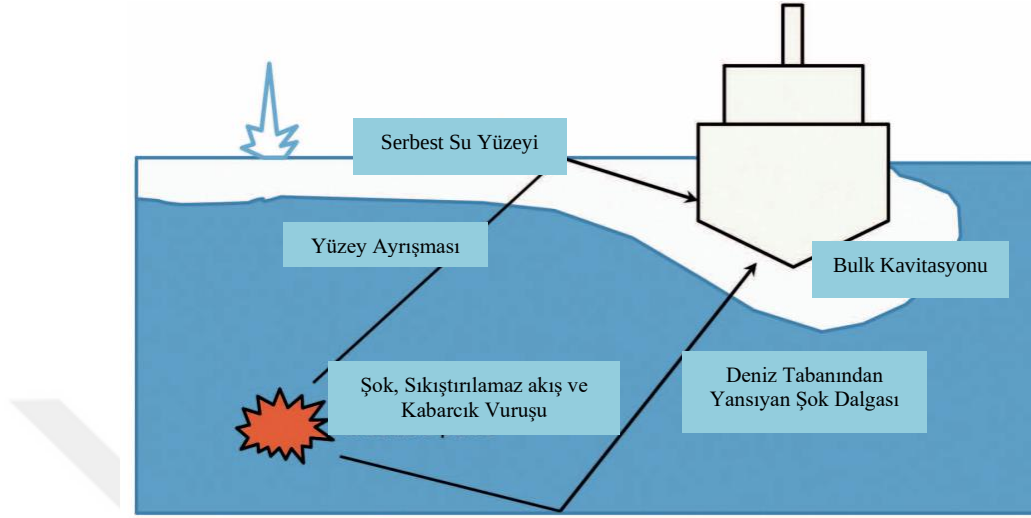
Kabarcık vuruşları basınç değeri, şok dalgasına göre daha zayıf oldukları için, gövdeye yakın bir şekilde meydana gelmedikçe, gemi dış kaplamasında önemli bir bölgesel hasara neden olmamaktadır. Gaz kabarcıklarının vuruşları gemiden çok uzak mesafede meydana gelmiş ise hesaplamalara dâhil edilmemektedir. Ancak eğer su altı patlaması gemiden çok uzak mesafelerde meydana gelmemiş ise (ortalama mesafe) kabarcıklardan kaynaklanan vuruşlar gemi üzerinde oldukça yıkıcı olan kamçı etkileri meydana getirmektedir. Kamçı etkisi özellikle düşük frekans modlarında (1. Eğilme modu) gemide ve gemi omurgasında çok büyük tahribatlar oluşturmaktadır. Bu temassız patlamalar neticesinde oluşan etki nedeni ile geminin tüm yapısal elemanları zarar görürken, aynı zamanda su jeti oluşumu nedeni ile geminin omurgadan yukarıya doğru ikiye bölünmesi ile sonuçlanabilir. Oluşan hava kabarcıklarının vuruş sıklığı (frekansı) geminin 1. dikey giriş frekans değerine genellikle çok yakın olabilmektedir. Bu durumda geminin hayatta kalabilmesi neredeyse imkânsız hale gelmektedir.

Gaz kabarcıklarının meydana getirmiş olduğu vuruşlar ve bu vuruşların frekans değerleri su altı patlamalarının ana yıkıcı unsurlarını oluşturmakta ve bununla birlikte şok dalgasından dolayı meydana gelen darbeler ve kamçılama hareketi ciddi bir problem oluşturmamaktadır. Şok dalgasından dolayı oluşan yüksek hızlı basınç gemi üzerinde sadece milisaniyeler üzerinde etkidiğinden geminin tamamına tesir etmemektedir. Bu etkili olmayan momentum aktarımı, gemi dış kaplamasının göreceli olarak geminin tüm yapısal ağırlığına oranla çok daha düşük değerlerde olması ve ek su kütlesinden dolayı çok büyük hasarlara sebebiyet vermemektedir.

Bir diğer yükleme senaryosunda şok patlaması sonucunda oluşan kabarcığın geminin yakınında değil üzerine çarparak sönmüldüğü durumdur. Gaz kabarcığı gemi üzerine çarptığı anda, kabarcığın dikey hareketi nedeni ile oluşan kabarcığın altında yer alan su sütunu kabarcığın içerisinden hızlı bir şekilde geçerek gemiyi yukarı yönde büyük

bir kuvvetle iter. Bu olay su jeti olarak adlandırılır ve gemi gövdesini delme gücüne sahip basınç değerine sahiptir.

Şekil 2.17’de yukarıda aktarılmış olan olası şok yüklemeleri gösterilmiştir [61].



Şekil 2.17 : Bir su üstü gemisinin şok yüklemeleri [61].

2.1.5 Şok faktörü ve omurga şok faktörü

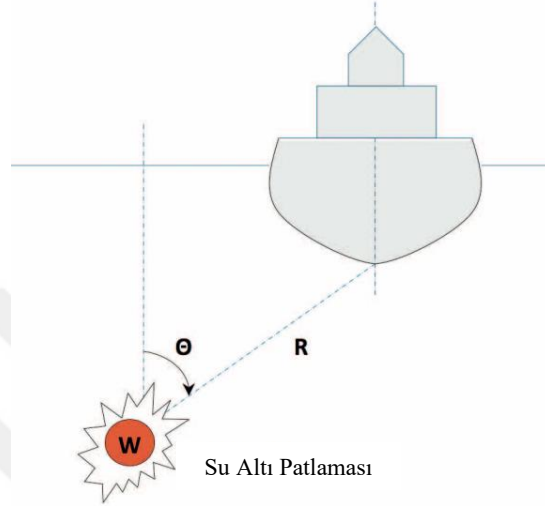
Gemilerin şok dayanımına karşı analizlerin yapılması esnasında, şok faktörü tanımlaması ve belirlenmesi oldukça önemlidir. Bir askeri geminin dayanmak üzere tasarlandığı su altı patlamasının büyüklüğü, geminin maruz kaldığı patlayıcı miktarı ve patlamanın konumu dikkate alınarak bir patlama enerji parametresi (şok faktörü) ile tahmin edilebilir. Bu faktör, tekne şok faktörü (HSF), olarak tanımlanmakta ve bir şok dalgasının gemideki gövde kaplamasına zarar verebilecek mevcut enerjiyi temsil etmektedir. HSF’den farklı olarak, patlayıcının göreceli konumu ve şok dalgasının gemiye göre gelme açısı hesaba katıldığında omurga şok faktörü (KSF), tanımlaması ortaya çıkmaktadır. Daha yüksek bir şok faktörüne göre tasarlanmış bir gemi, daha büyük ve dolayısıyla daha fazla zarar veren su altı patlamalarına dayanabilir. Hem HSF hem de KSF'nin matematiksel denklemleri aşağıda Eşitlik 2.1 ve 2.2’de verilmiştir [61].

$$HSF = \frac{W^n}{R} \quad (2.1)$$

Yukarıdaki eşitlikte yer alan “n” değeri deneyler neticesinde hesaplanmakta ve deney koşullarına göre değişiklik göstermektedir. Ancak burada yer alan n genel olarak 0,5 olarak alınabilmektedir [62]. Yine eşitlikler 2.1 ve 2.2’de yer alan “W” patlayıcı

ağırlığını sembolize ederken, “R” değeri patlayıcının hedef deniz yapısına olan uzaklığını temsil etmektedir. Şekil 2.18’de denklemler 2.1 ve 2.2’de yer alan parametreler şematik olarak gösterilmiştir [61].

$$KSF = \frac{(1 + \cos\theta)}{2} \frac{\sqrt{W}}{R} \quad (2.2)$$



Şekil 2.18 : Omurga şok faktörünün gösterilmesi [61].

2.2 Su Altı Patlaması Denklemleri

Su altı patlaması neticesinde meydana gelen, şok dalgası basınç profilinin karakterize edilebilmesi için ampirik denklemler türetilmiştir. Söz konusu ampirik denklemler, 10 ila 100 patlayıcı yarı çapı (patlayıcının ağırlığına bağlı olarak değişen hacim ve ilgili yarıçap uzunluğu) arasındaki mesafelerde ve patlamadan sonraki ilk sönümlenme süresine kadar olan zaman diliminde deney sonuçlarına yakın değerler vermektedir. Yukarıda bahsedildiği üzere şok dalgasının oluşumunun ardından şok basıncı çok kısa zaman içerisinde sönümlenmektedir ve bu sönümlenme ileride aktarılacağı üzere bir sönümlenme denklemi ile ifade edilmektedir. Bu çalışma dahilinde kullanılacak olan ve çalışmanın ilerleyen aşamalarında referans olarak gösterilecek olan ampirik eşitlikler aşağıda yer aldığı gibidir.

Herhangi bir t anındaki anlık basınç (MPa),

$$P = K1 * \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A1} * e^{-\frac{(t-t_0)}{\theta}} ; t > t_0 \quad (2.3)$$

Şok dalgasının oluşması sonrasındaki maksimum basınç (MPa),

$$PM = K1 * \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A1} \quad (2.4)$$

Sönümlenme sabiti (ms)

$$\theta = K2 * W^{\frac{1}{3}} * \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A2} \quad (2.5)$$

Şok dalgası vuruşu (MPa-sn)

$$I = K3 * W^{\frac{1}{3}} * \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A3} \quad (2.6)$$

Enerji akış yoğunluğu (kg-m/m³)

$$E = K4 * W^{\frac{1}{3}} * \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A4} \quad (2.7)$$

Kabarcık periyodu (sn)

$$T = K5 * \frac{W^{\frac{1}{3}}}{(D + 9.8)^{\frac{5}{6}}} \quad (2.8)$$

Maksimum kabarcık yarıçapı (m)

$$RM = K6 * \frac{W^{\frac{1}{3}}}{(D + 9.8)^{\frac{1}{3}}} \quad (2.9)$$

Yukarıda yer alan ampirik eşitliklerde W , patlayıcı ağırlığını, R , patlayıcının hedefe olan mesafesini, D , patlayıcının su yüzeyine olan mesafesini, $t - t_0$, şok dalgasının hedef noktasına ulaşmasına kadar geçen süreyi, θ ekponansiyel olarak gerçekleşen sönümlenme sabitini, RM , maksimum kabarcık yarıçapını temsil etmektedir. Yukarıda yer alan eşitliklerde bulunan $K1, K2, K3, K4, K5$ ve $K6$ sabitleri patlayıcı tipine bağlı

olarak deneyler neticesinde elde edilmiş olan sabit katsayılardır. Bu katsayılar Çizelge 2.2’de yer aldığı gibidir.

Çizelge 2.2 : Su altı patlaması olayında kullanılan ampirik denklemlerde yer alan katsayılar.

	Katsayı	HBX-1	TNT	PETN	Nükleer
Maksimum Basınç	K1	22347.6	22505	24589	4.38E06
	A1	1.144	1.18	1.194	1.18
Sönümlleme Sabiti	K2	0.056	0.058	0.052	2.274
	A2	-0.247	-0.185	-0.257	-0.22
Şok vuruşu (Impulse)	K3	1.786	1.789	1.674	11.760
	A3	0.856	0.98	0.903	0.91
Enerji akış yoğunluğu	K4	3086.5	3034.9	3135.2	3.313E08
	A4	2.039	2.155	2.094	2.04
Kabarcık Periyodu	K5	4.761	4.268	4.339	515
Kabarcık Yarıçapı	K6	14.14	12.67	12.88	1500

Bu bölümde verilen parametreler ve ampirik formüller hesaplamalar esnasında kullanılırken azami hassasiyet gösterilmelidir. Farklı kaynaklarda burada yer alan formüller ve parametreler farklı değer ve birimlerde yer almaktadır. Bu durumun en önemli sebebi, bu katsayıların kullanıldığı ampirik formüllerin birim sistemlerinin farklı oluşlarıdır. CGS ve SI (MKS) sistemlerinde yazılmış olan formüllerde hem formül içerikleri hem de formüllerde yer alan katsayılar farklıdır. Hesaplamalarda bu konu üzerinde hassasiyetle durulması gerekmektedir. Nitekim Çizelge 2.2’de verilen parametreler kullanılarak, Eşitlik 2.4’te yer alan basınç değeri hesaplanmak istenildiğinde elde edilecek olan basınç değeri psi cinsinden olacaktır. Bu değer ilerleyen bölümlerden takip edilebileceği gibi ABAQUS analizlerinde Pascal değerine çevrilerek kullanılmalıdır ve değerlendirmeler bu şekilde gerçekleştirilmelidir.

Çalışmanın ilerleyen aşamalarında gerek nümerik yöntemler ile elde edilmiş olan basınç değerlerinin karşılaştırılması gerekse de enerji korunumu validasyonu için yazılmış olan kod içerisinde burada yer alan ampirik denklemlerin kullanım şekilleri aktarılacaktır.

3. SU ALTI PATLAMASINDA KULLANILAN HİDRO KODLAR

Su altı patlaması analizlerinde kullanılan hidro kodlar, hedef yapıya doğru basınç değerinin taşınıp doğru sonuçlar elde edilebilmesi için üzerinde hassasiyetle durulması gereken kritik konuların başında gelmektedir. Hidro kodlar hedef yapıya sadece doğru basınç değerinin taşınabilmesi için değil, aynı zamanda hedef yapı ve bu yapıyı çevreleyen akışkan arasındaki ara yüzün tanımlanabilmesi için oldukça önemlidir.

Hidro kodlar, çok malzemeli, sıkıştırılabilir ve zamana bağlı süreklilik mekaniği (continuum mechanic) olaylarının nümerik olarak simüle edilmesi için kullanılan hesaplama yöntemleri ve araçlarıdır. Hidro kodlar su altı patlaması fenomenini hem akışkan hem de katı etkileşimini yüksek dinamik koşullar altında dikkate alarak simüle eden nümerik bir çözümleme yöntemidir [63].

Dike, su altı patlaması olayını ve oluşturduğu yapısal etkiyi tahmin edebilmek için sonlu elemanlar yapısal analiz kodu DYNA3D ile CTH'yi birleştirmiştir [64]. Chisum ve Shin, su yüzeyinin 178,6 m altında küresel bir TNT (Tri Nitro Toluen) patlamasını modelleyebilmek için, çok boyutlu sonlu hacim kodu olan MSC / DYTRAN nümerik çözümleme kodunu kullanmıştır [65]. Ding, patlamaya maruz kalan su altında batırılmış bir silindiri simüle etmek için MSC / DYTRAN kullanmıştır [66]. Webster, küresel bir TNT patlaması ve patlama testi durumlarını simüle edebilmek için, genel amaçlı bir ticari sonlu elemanlar kodu olan LS-DYNA'yı kullanmıştır [60].

Su altı patlamaları esnasında oluşan olayın çözümlenebilmesi için bir dizi denklemin, sayısal olarak hesaplama alanının geometrisini, ayrı bileşenlere bölmesi gerekmektedir. Ayrık bileşenlerin türüne göre, sayısal yöntemler Çizelge 3.1'de görüldüğü üzere ağ yapısı tabanlı (mesh-based aproaches) yaklaşımlar ve ağ yapısı içermeyen (mesh free approaches) yaklaşımlar olarak sınıflandırılabilir [67].

Çizelge 3.1 : Mesh tabanlı metotlar ve mesh tabanlı olmayan metotlar [67].

Ağ Yapısı Tabanlı Yaklaşımlar	Ağ Yapısı İçermeyen Yaklaşımlar
Sonlu Elemanlar Metodu (FEM)	Yuvarlatılmış Parçacık Hidrodinamiği (SPH)
Sonlu Farklar Metodu (FDM)	Eleman Bağımsız Galerkin Metodu (EFG)
Sonlu Hacimler Metodu (FVM)	Ağlandırılmamış Lokal Petrov-Galerkin (MLPG) Metodu

FEM, FDM ve FVM de dâhil olmak üzere, ağ tabanlı yaklaşımlar, hesaplama çerçevesi ve bu çerçeve içerisinde kullanılan denklem tanımlamaları ile ayırt edilmektedir. Hesaplama çerçevesi geleneksel olarak, bir hesaplama alanının geometrisine yaklaşan ve aynı zamanda alan değişkenlerinin değerlendirildiği yerleri temsil eden bir dizi ağ noktası veya düğümden meydana gelmektedir [67].

FEM, bir sonlu elemanlar kümesi tarafından bir problemi küçük alanlarına ve hacimlerine (elemanlar) ayırırken, FDM problemin çözümü için bir dizi sonlu düğümler kullanır. FVM yöntemi ise problemin çözümlenebilmesi için bir dizi hacimsel yapı kullanır. FEM ve FDM çözüm elde edebilmek için algoritmaları farklı biçimlerde kullanmaktadır, FVM ise denklemlerin integral formlarını kullanmaktadır [68]. FVM sıvı değişkenlerinin korunmasını gerektiren sıvı akışlarının simülasyonlarında kullanılmaktadır [69].

Klasik ağ yapısı bazlı yaklaşımlarda oluşan bazı yapısal zorlukları (örneğin, mesh distorsiyonu) düzeltebilmek ve bu zorlukların üstesinden gelebilmek için, mesh içermeyen yaklaşımlar yakın zamanda geliştirilmiş ve su altı patlama simülasyonları dâhil olmak üzere çeşitli problemlere uygulanmaya başlanmıştır [67]. Yaşanan bazı problemlere rağmen, su altı patlama simülasyonlarında başarılı bir şekilde kullanılmaya başlanılsa bile, ağ tabanlı yaklaşımların yerini alacak kadar olgunluğa henüz ulaşmamışlardır [70].

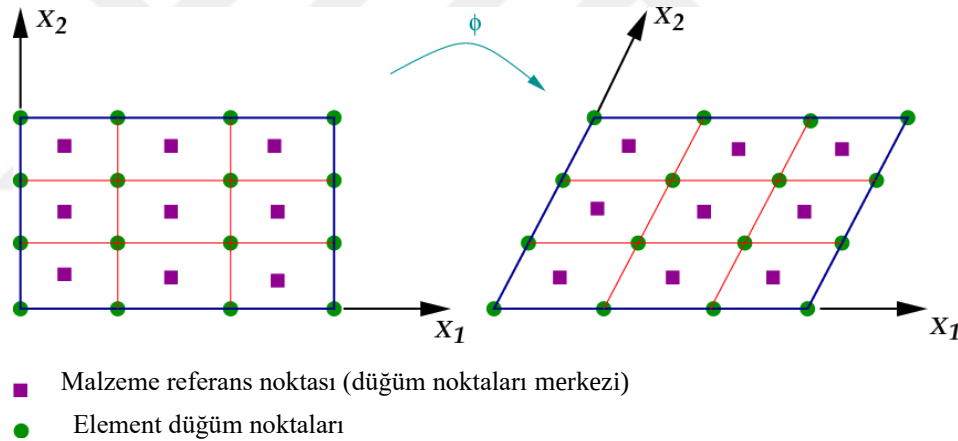
3.1 Su Altı Patlaması Problemleri Çözümünde Kullanılan İleri Nümerik Yöntemler ve Hidro Kodlar

Genel anlamda, ağ yapısı ve analizler esnasında kullanılan farklı malzeme tiplerine bağlı olarak dört farklı nümerik çözüm yöntemi vardır. Bu yöntemler, Lagrange, Euler, Eşleştirilmiş Eulerian-Lagrangian (CEL) ve Keyfi Lagrangian Eulerian (ALE) yöntemleridir. Bu yöntemler katı, akışkan ve katı-akışkan etkileşimleri açısından farklı problemlerin çözümlenmesinde efektif bir şekilde kullanılmaktadır. CEL ve ALE

yöntemleri, Lagrange ve Euler yaklaşımları temel alınarak geliştirilmiş ve bu doğrultuda her iki yöntemin avantajlı olan yaklaşımları ön plana çıkartılmış ve dezavantaj oluşturan bölümleri elimine edilmiştir. İlerleyen bölümlerde bu yöntemler üzerinde detaylı bir biçimde durulacaktır.

3.1.1 Lagrange hidro kodu ve nümerik çözümleme yöntemi

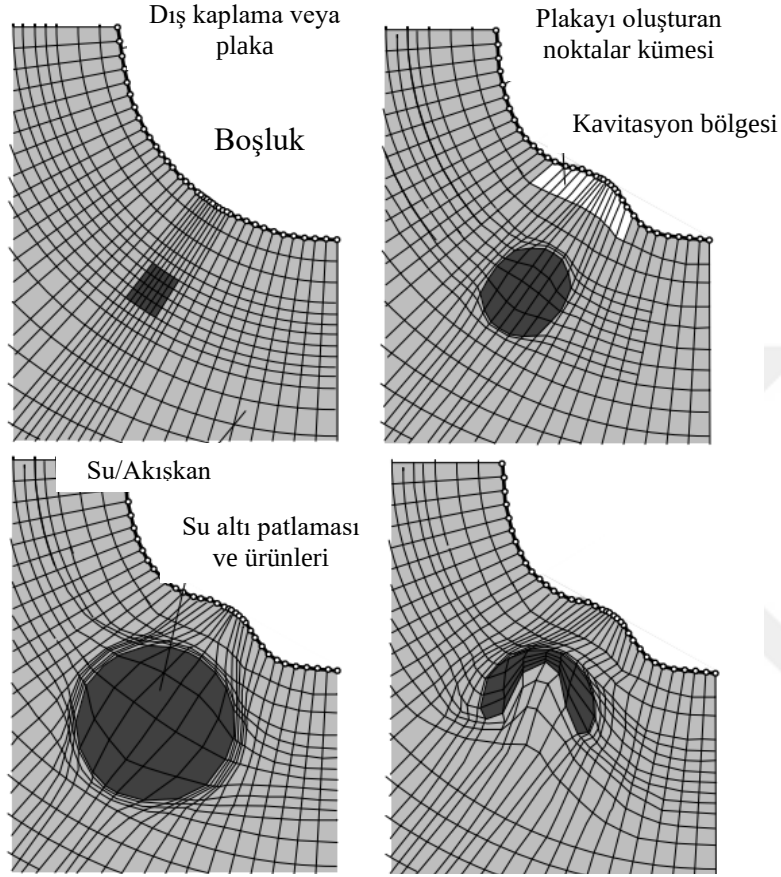
Bu yöntemde, Lagrange ağ yapısı, malzeme ile sürüklenerek deforme olmaktadır. Ağ yapısı, ağ yapısının atanmış olduğu malzeme ile birlikte deforme olmaktadır. Bu ağ yapısında oluşan deformasyonlar analiz şartlarına göre zaman zaman çok ileri seviyelere ulaşmakta ve analizin tamamlanamadan, yarıda kesilmesine neden olmaktadır. Bununla birlikte, Lagrange analizleri esnasında ağ yapısını oluşturan düğüm noktaları ile malzeme referans noktaları birlikte deforme olarak birbirlerine karşı olan bağıl pozisyonları sabit kalmaktadır. Şekil 3.1’de burada bahsedilen olay şematik olarak gösterilmiştir [71].



Şekil 3.1 : Lagrange ağ yapısı deformasyonu [71].

Şekil 3.1’den takip edilebileceği üzere, ağ yapısı da malzeme ile hareket etmektedir. Her hücre veya eleman içindeki kütle sabit kaldığından, hücreler arası veya eleman sınırları boyunca kütle akışı gerçekleşmemektedir. Lagrange yöntemi ileri derecede deformasyonların görülmediği, katı mekanik uygulamaların çözümünde oldukça yaygın olarak kullanılmakla birlikte, bu yöntemler nispeten düşük deformasyon problemleriyle sınırlıdır. Yüksek deformasyonların meydana geldiği su altı patlamaları çözümlerinde iki farklı malzemenin Lagrange yapısı ile modellenmesi neticesinde hatalı çözümler elde edilmekte ya da çözüme ulaşmadan çözüm kendini sonlandırmaktadır. Lagrange yönteminde elemanlar arasında herhangi bir malzeme transferi gerçekleşmez.

Yukarıda Lagrange hidro kodu ve ağ yapısı hakkında verilen genel bilgiler haricinde bu kodun su altı patlamaları esnasında neden akışkan bölgesinin yapısının ağlandırılması esnasında kullanılmaması gerektiği ile ilgili olarak, Şekil 3.2’de yer alan resimleme daha açıklayıcı ve etkileyici bir görsel sunmaktadır [27].



Şekil 3.2 : Su altı patlaması olayında Lagrange ağ yapısının deformasyonu [27].

Şekil 3.2’den takip edilebileceği üzere, özellikle patlama neticesinde oluşan gaz kabarcığının etrafını saran ağ yapısı artık doğru bir sonuç üretemeyecek kadar deforme olmuştur. Ağ yapısını oluşturan bu elemanların en boy oranlarındaki uyumsuzluk (aspect ratio) artık çözüm üretemeyecek hale gelmiş ve çözümün bir noktadan sonra sonuçlanamamasına neden olmuştur. İleri derecede deforme olmuş olan bu elemanlar, sadece hatalı sonuç elde edilmesine neden olmayacaklar ve aynı zamanda ayrık dinamik (explicit dynamic) analizlerde çözüm esnasında zaman adımlarının kabul edilemeyecek derecelerde küçülmesine sebep olarak, çözümün durmasına veya yakınsamamasına sebep olacaklardır. Bu durumun oluşmaması için zaman adımlarının çok daha küçük seviyelere indirgenmesi gerekmekte ve bu nedenle problemin çözüm süresi ve çözüm maliyeti (zaman ve bilgisayar alt yapısı gerekliliği) oldukça ileri seviyelere taşınmaktadır.

Geleneksel olarak geliştirilmiş olan Lagrange mekanik kodları, ileri derecede dinamik analiz gerektiren su altı patlamaları vb. problemlerin çözümlerine cevap verebilmesi için tek başlarına yeterli kapasite içermemekte ve bu nedenle etkin bir şekilde kullanılamamaktadırlar. Lagrange yöntemi genel olarak Euler kodları ile birlikte oldukça başarılı bir şekilde birleştirilerek kullanılabilirler. CEL ve ALE çözüm yaklaşımlarında, sıvı malzemelerin nümerik olarak modellenmesi için Euler ağ yapısı yaklaşımı kullanılırken, katı malzemelerin modellenmesi için Lagrange nümerik kodunu kullanmaktadır. ALE ve CEL kodlarının her ikisi de Euler ve Lagrange kodlarından üretilmiş olan kodlardır.

Lagrange-mesh yöntemi, Gauss-Dörtlü (Gauss Quadrature) yaklaşımını kullanarak bir ızgara üzerinde yer alan noktaları denklemler şeklinde tanımlayan yaklaşık bir varyasyon yöntemidir. Varyasyon tabanlı Gauss Quadrature, biri hariç, tüm ağ yapısı noktalarında kaybolan sonsuz türevlenebilir fonksiyonlar olan Lagrange fonksiyonlarından meydana gelmektedir. Bu yöntemin kullanımı oldukça basittir ve daha önemlisi az sayıda ağ noktası içeren problemlerin çözümlemelerinde oldukça yakın ve başarılı sonuçlar vermektedir. Lagrange ağ yapısının doğruluğu ve hassasiyeti tamamıyla Gauss Quadrature'ın geçerliliği ve doğruluğuna bağlıdır. Gauss Quadrature'ın herhangi bir durumda hatalı olması, türevlerde oluşabilecek bir tekillik veya süreksizlik oluşmasına neden olarak çözümün hatalı elde edilmesine neden olacaktır [72].

Yukarıda kısaca bahsedildiği üzere Gauss Quadrature 'un nasıl çalıştığının bilinmesi önemlidir. Eğer (a, b) limitlerinde tanımlanmış bir aralıkta, ortogonal ve $w(x)$ ağırlık fonksiyonu ile tanımlanmış olan, $p_k(x)$ polinom ailesi düşünürsek bu durumu aşağıda Eşitlik 3.1'de yer aldığı gibi gösterebiliriz [72].

$$\int_a^b p_k(x)p_{k'}(x)w(x)dx = h_k\delta_{kk'} \quad (3.1)$$

Eşitlik 3.1'de yer alan $\sqrt{h_k}$, $p_k(x)$ 'in normudur [73]. N sayıda ağ noktası içeren standart Gauss quadrature, N inci derecede ortogonal polinomda, x_i ye bağlı olarak N sayıda sıfır içerir. Eşitlik 3.2'de bu cümle özetlenmiştir. N, aynı zamanda w_i ağırlığıyla da ilişkilidir [72].

$$p_N(x_i) = 0 \quad (3.2)$$

Buradan hareketle, Eşitlik 3.3'te yer aldığı gibi kareleme (quadrature) yaklaşımı gösterilebilir.

$$\int_a^b f(x)w(x)dx \approx \sum_{k=1}^N w_k f(x_k) \quad (3.3)$$

Tanım olarak, bu kareleme (quadrature), eğer $f(x)$ en fazla $2N - 1$ dereceli herhangi bir polinom ise kesin sonuç vermektedir. Aksi takdirde, karelemedeki R_N hatası, tanımlanan aralıktaki $f(x)$ fonksiyonunun $2N$ 'inci türevinin bir değeri ile ilgilidir [73].

$$R_N \propto f^{(2N)}(\xi) \quad (a < \xi < b) \quad (3.4)$$

Burada orantı sabiti N 'ye bağlıdır. Derecesi en fazla $2N - 1$ olan polinomlar için yok olmaktadır. Bu kareleme, ilgili türev herhangi bir noktada mevcut olmadığında, yani bir süreksizlik veya ıraksama durumunda küçük değerlerde olmayacaktır. Ağırlıklar w_i , $p'_N(x_i)$ ve $p_{N-1}(x_i)$ değerlerinde elde edilebilmektedir.

Gauss karelemesinin seçilmesi, problemin çözümleneceği aralığın tanımlanmasına bağlıdır. Örneğin, $(-\infty, +\infty)$ üzerinde, Hermite polinomları $\exp(-x^2)$ ağırlık fonksiyonuna göre ortogonaldir. Bu aralıkta tanımlanmış olan Gauss kareleme, Gauss-Hermite kareleme yöntemi olarak adlandırılır. Benzer şekilde, $(0, +\infty)$ üzerindeki standart Gauss karelemeleri, Laguerre veya genelleştirilmiş Laguerre polinomlarına dayanan Gauss-Laguerre karelemeleridir. Sonlu aralıklarda, standart Gauss karelemeleri Gauss-Legendre veya Gauss-Jacobi'dir. Bu karelemeler uygun şekillerde kaydırılarak $(-1, +1)$ aralığında ölçeklenir. Diğer ağırlık fonksiyonlarına bağlı olarak, standart dışı karelemeler de tanımlanabilir.

Bununla birlikte, Lagrange hesaplamalarında, Eşitlik 3.3, integralde w_x ağırlık fonksiyonunun, ayrık (explicit) biçimde ortaya çıkmasını önlemek için kullanılmayacaktır. Bu koşullar altında kareleme formülü Eşitlik 3.5'te yer aldığı gibi yazılabilir.

$$\int_a^b g(x)dx \approx \sum_{k=1}^N \lambda_k g(x_k) \quad (3.5)$$

Eşitlik 3.5'te ağırlık fonksiyonu $g(x)$ fonksiyonunun içinde yer almaktadır. Bu nedenle, N adet yeni ağırlık λ_k , ilerleyen bölümlerde kullanılacağından dolayı, Eşitlik 3.6'da yer aldığı gibi değerlendirilecektir.

$$\lambda_k = w_k/w(x_k) \quad (3.6)$$

Eşitlik 3.6, hem klasik hem de klasik olmayan ortagonal polinomlar için geçerlidir. Ağırlıklar λ_k , Eşitlik 3.7'de aktarıldığı gibidir.

$$\lambda_i = \frac{k_N h_{N-1} p'_N(x_i)}{k_{N-1} w(x_i) p_{N-1}(x_i)} \quad (3.7)$$

Mevcut fonksiyon, $\varphi_{(x)}, j = 1, \dots, N$, aileleri dikkate alınarak Eşitlik 3.4'te yer alan kareleme denklemi yine oldukça yaklaşık bir biçimde Eşitlik 3.8'de yer aldığı gibi yazılabilir. Eşitlik 3.8'de yer alan Gauss kareleme denklemi ile daha hassas sonuçlar elde edilebilmektedir [72].

$$\int_a^b \varphi_j^*(x) \varphi_{j'} dx \approx \sum_{k=1}^N \lambda_k \varphi_j^*(x_k) \varphi_{j'}(x_k) \quad (3.8)$$

Lagrange ağ yapısı ile ilgili bilgi verilmeden önce yukarıda aktarılmış olduğu gibi Lagrange fonksiyonları ile doğrudan ilişkisi olan Gauss kareleme yöntemi ile ilgili yukarıda genel yöntem ile ilgili bilgi aktarılmıştır. Aşağıda Lagrange fonksiyonları ile ilgili genel denklemler sunulmaktadır.

Gauss kareleme aralığı (a, b) sınırları arasında N adet absis x_i ve ağırlıkları λ_i olarak düşünelim. Bu aralık (a, b) üzerinden bir Lagrange fonksiyonu $f_i(x)$ ile her bir ağ yapısı noktası x_i ile ilişkilendirilmektedir. Bu aralıkta yer alan Lagrange fonksiyonu iki koşulla ilişkilendirilmektedir.

Bunlardan birincisinde, Eşitlik 3.9'da yer aldığı gibi, Lagrange fonksiyonları $f_i(x)$, Lagrange koşullarını sağlayan sonsuz derecede türevlenebilir fonksiyonlardır.

$$f_i(x_j) = \lambda_i^{-1/2} \delta_{ij} \quad (3.9)$$

$i = j$ Eşitliği durumunda, N koşulları $f_i(x)$ 'in normalizasyonunu sabitlerler.

Bunlardan ikincisinde ise, Gauss kareleme, Lagrange fonksiyonlarının tüm ürünleri için kesindir. Bu tanımlama aşağıda Eşitlik 3.10'da görüldüğü gibidir.

$$\langle f_i | f_j \rangle = \int_a^b f_i(x) f_j(x) dx = \langle f_i | f_j \rangle_G \quad (3.10)$$

Bu tanım bir dizi farklı yorum gerektirmektedir. Kafes noktalarının x_i ve Lagrange fonksiyonlarının $f_i(x)$, ortak indisleri keyfidir. Genellikle N'e kadar $i = 1$ veya N-1'e kadar $i = 0$ değerleri kullanılmaktadır. Ağ fonksiyonları kümesi simetrik olduğunda, $i = -(N - 1)/2$ ila $(N - 1)/2$ şeklinde kullanılabilir. "i" indeksi N tek sayı olduğunda tam sayı ve N çift sayı olduğunda yarım tam sayı olarak değerlendirilir.

"i" değişkeni, çarpan faktörü hariç, Lagrange interpolasyon polinomlarının tipik bir değişkenidir. Bu tanımlama "Lagrange fonksiyonu" adının kaynağıdır [74]. Bununla birlikte, genellikle çeşitli alt aralıklarda tanımlanan Lagrange polinomlarının aksine, Lagrange fonksiyonlarının tümü tek bir aralıkta tanımlanır ve klasik ortagonal polinomlara dayansalar bile mutlaka polinom olmaları gerekmez.

Yukarıda aktarılmış olan iki koşul önemli bir sonuç ortaya koymaktadır. Bu sonuç, Lagrange fonksiyonlarının ortanormal olduğudur. Eşitlik 3.9'da yer alan koşul nedeni ile Gauss kareleme yöntemi ile hesaplamalar gerçekleştirildiğinde Lagrange fonksiyonları ortanormal fonksiyonlar olmaktadır. Bu durum Eşitlik 3.11'de yer aldığı gibi formüle dökülebilir.

$$\langle f_i | f_j \rangle_G = \sum_{k=1}^N \lambda_k \lambda_i^{-1/2} \delta_{ik} \lambda_j^{-1/2} \delta_{jk} = \delta_{ij} \quad (3.11)$$

Eşitlik 3.10'da yer alan kareleme (quadrature) kesin olduğundan, Eşitlik 3.12 yazılabilir. Eşitlik 3.12 aynı zamanda ortanormaliteyi de içermekte ve belirtmektedir.

$$\langle f_i | f_j \rangle_G = \int_a^b f_i(x) f_j(x) dx = \delta_{ij} \quad (3.12)$$

Lagrange fonksiyonlarını oluşturmak için iki ana teknik kullanılabilir: Ortanormal bazda açılımlar ve sıfırları iyi bir şekilde tanımlamış olan fonksiyonların oranı. İlk önce Gauss kareleme yönteminin tüm ağ noktalarındaki koşulları doğrulayan bir dizi N ortanormal temel fonksiyon $\phi_k(x)$ ($k = 1$ den N' ekadar) olduğu varsayımından hareketle Eşitlik 3.13 yazılabilir.

$$\sum_{k=1}^N \varphi_k^*(x) \varphi_k(x_j) = \lambda_i^{-1} \delta_{ij}, \quad i, j = 1, \dots, N, \quad (3.13)$$

Eşitlik 3.13'te yer alan Lagrange koşullarının sayısı $\frac{1}{2}N(N-1)$ dir. Bu Lagrange koşulları, yalnızca belirli durumlarda, örneğin $\varphi_k(x)$ fonksiyonları ortogonal polinomlarla ilişkili olduğunda karşılanabilirler. $i = j$ 'nin olduğu durumlar herhangi bir koşul meydana getirmezler, ancak Gauss ağırlıkları ile $\varphi_k(x)$ arasındaki ilişkiyi düzenlerler. Eşitlik 3.13, $\lambda_i^{1/2} \varphi_k(x_i)$ elemanlarına sahip matrisin, $\varphi_k(x)$ gerçek olduğunda üniter veya ortogonal olduğunu ima eder. Dolayısıyla Lagrange koşulları eşdeğer olarak yazılabilir. Bu noktadan hareketle Eşitlik 3.13 yeniden yazılırsa Eşitlik 3.14 elde edilir.

$$\sum_{i=1}^N \lambda_i \varphi_k^*(x_i) \varphi_l(x_i) = \delta_{kl}, \quad k, l = 1, \dots, N, \quad (3.14)$$

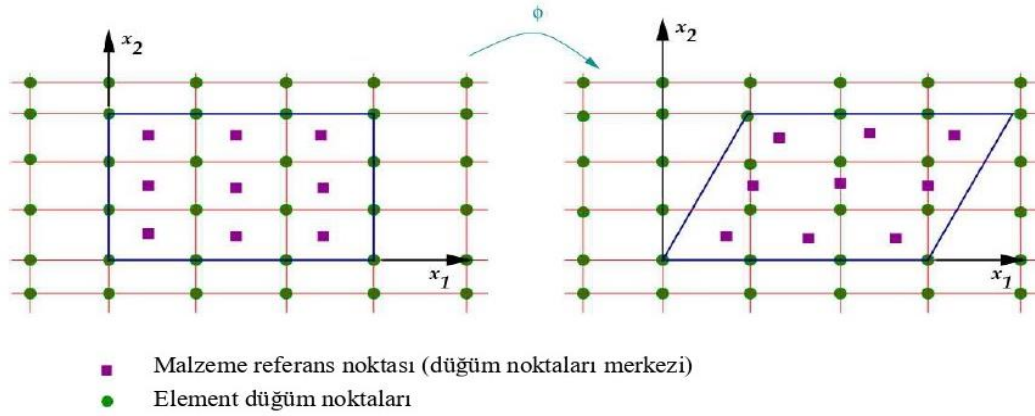
Bu, Gauss karelemesinin, kümenin fonksiyonlarını içeren tüm $\varphi_k^*(x) \varphi_l(x)$ çarpımları için kesin olduğu anlamına gelir. Eşitlikler 3.13 ve 3.14 sağlandığında Lagrange fonksiyonları aşağıda Eşitlik 3.15'te görüldüğü şekli ile yazılabilir.

$$f_i(x) = \lambda_i^{1/2} \sum_{k=1}^N \varphi_k^*(x_i) \varphi_k(x) \quad (3.15)$$

3.1.2 Euler hidro kodu ve nümerik çözümleme yöntemi

Euler hidro kodu, Lagrange hidro koduna oranla akışkanlar dinamiği esaslarının kullanıldığı alanlarda çok daha efektif sonuçlar vermektedir. Lagrange yaklaşımından farklı olarak Euler ağ yapısı malzeme ile birlikte şekil değiştirmez. Euler ağ yapısını oluşturan düğüm noktalarının koordinatları sabit kalır. Malzemeyi oluşturan düğüm noktaları ise zaman içerisinde oluşan deformasyon nedeni ile konumlarını değiştirir. Şekil 3.3'ten [71] takip edilebileceği üzere malzeme, Euler ağ yapısı içerisinde şekil değiştirir fakat ağ yapısında herhangi bir değişiklik gözlemlenmez. Lagrange yöntemine göre en önemli farklardan bir tanesi de, Euler ağ yapısı Şekil 3.3'ten de takip edileceği üzere, herhangi bir deformasyona uğramaz. Bunun neticesinde analizi gerçekleştirilen bölge veya hacim, geniş modellenmelidir. Aksi takdirde malzeme

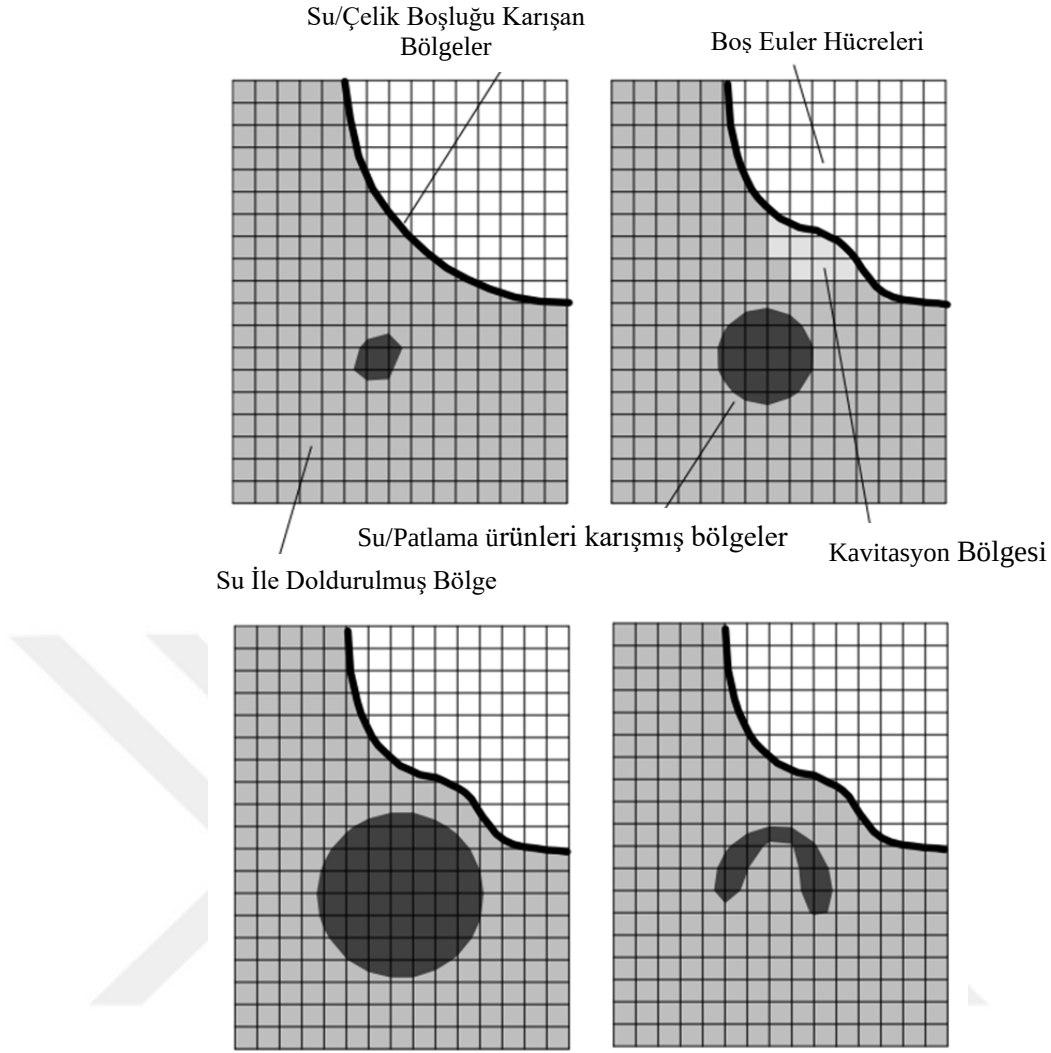
analiz bölgesinin dışına doğru hareket ederek, analizin yarıda kesilmesine neden olabilir.



Şekil 3.3 : Euler ağ yapısının deformasyonu [71].

Şekil 3.3'ten takip edilebileceği üzere, Euler ağ yapısı, hesaplamalar sırasında ağ yapısının yer aldığı uzayda değişmeden sabit kalmaktadır. Alan değişkenleri (genel olarak akışkan) ağ yapısı boyunca hareket ederken, düğüm noktaları veya ağ elemanları Lagrange yaklaşımında olduğu gibi zaman içerisinde değişip deforme olmazlar. Bu nedenden dolayı, Euler çözüm metodu, Lagrange yöntemlerinde olduğu gibi ileri derecede oluşan ağ yapısı deformasyonları ile ilişkili, aynı tipte problemlere sebep olmamaktadır. Bununla birlikte, su altı patlama olaylarını doğru bir şekilde modelleyebilmek için gerekli olan serbest yüzeyi, deforme edilebilir yapısal eleman sınırlarını ve deforme olan hareketli malzeme ara yüzünü belirlemek, Euler yöntemi ile oldukça zordur. Euler metotları ile elde edilen nümerik sonuçlar genellikle Lagrangian yöntemlerinden daha uzun zaman süreçlerine yayılmaktadır.

Şekil 3.4, Euler ağ yapısının su altı patlaması analizleri özelinde göstermiş olduğu davranışı göstermektedir [27].



Şekil 3.4 : Su altı patlaması olayında Euler ağ yapısının deformasyonu [27].

Yukarıda özetle bahsedilen Euler ve Lagrange kodlarının getirmiş olduğu zorluklar ve uygunsuzluklar, Eşleşmiş Euler Lagrangian (CEL) ve Keyfi Lagrangian Eulerian (ALE) gibi yöntemlerin geliştirilmesini sağlamışlardır. CEL yönteminde, alanın ayrı bölgelerinde hem Euler hem de Lagrange ağları kullanılmaktadır. Malzeme direncinin ve sağlamlığının baskın rol oynadığı bölge (yapısal elemanlar), Lagrange ağ yapısı ile akışkan yapısı ise Euler ağ yapısı olarak ayrılmaktadır. Her iki bölge, hesaplama sırasında sürekli olarak birbirleriyle etkileşim halindedir. Akışkan ve hedef yapı arasındaki ara yüz için bir bağlantı algoritması gereklidir. Hesaplama bilgisi, iki ağ yapısı arasındaki karmaşık bir haritalama ile sürekli olarak değiştirilir. Bu konu ile ilgili olarak ilerleyen bölümlerde daha detaylı bilgi verilecektir.

Analizler gerçekleştirilirken, Euler modeli ile ağlanmış olan, su yapısının tanımlanması doğru sonuçların elde edilebilmesi açısından kritik öneme sahiptir. ABAQUS/Explicit yazılımı içerisinde, su altı patlamaları analizlerinde akışkan

ortamın nümerik olarak modellenebilmesi için, doğrusal Us-Up durum denklemleri bulunmaktadır (Equation of State). Su altı patlamaları CEL nümerik çözüm yöntemi kullanılarak gerçekleştirilen analizlerde su ortamı Us-Up denklemleri kullanılarak modellenmiştir. ABAQUS yazılımı içerisinde su yapısının modellenebilmesi için başka matematiksel modellemeler bulunmasına karşın su altı patlamalarının ve şok dalgalarının modellenebilmesi için en uygun yöntemin Mie-Grüneisen durum denklemlerinin Us-Up formu olduğu değerlendirilmiş ve CEL modellemesi esnasında Us-Up formu kullanılmıştır. Burada U_s şok dalgası hızını sembolize ederken, U_p ise parçacık hızını sembolize etmektedir [76].

Mie-Grüneisen durum denklemleri enerji yaklaşımı açısından doğrusaldır. Mie-Grüneisen durum denklemlerinin en yaygın formu Eşitlik 3.16'da yer aldığı gibidir.

$$p - p_H = \Gamma_\rho (E_m - E_H) \quad (3.16)$$

Eşitlik 3.16'da yer alan p_H ve E_H parametreleri Huguoniot basınç parametresi ve her bir birim kütle için enerji değerleridir. Γ parametresi ise Grüneisen oranıdır ve Eşitlik 3.17'de verildiği gibidir.

$$\Gamma = \Gamma_0 \frac{\rho_0}{\rho} \quad (3.17)$$

Eşitlik 3.17'de tanımlanmış olan Γ_0 parametresi malzemeye bağlı olarak değişen sabittir. ρ_0 parametresi ise malzeme referans yoğunluğudur. Hugoniot enerji parametresi olan E_H ise aşağıda eşitlik 3.18'de verilmiş olduğu gibidir.

$$E_H = \frac{\rho H \eta}{2 \rho_0} \quad (3.18)$$

Eşitlik 3.18'de yer alan η parametresi nominal hacimsel sıkıştırma parametresidir ve $\eta = 1 - \rho_0/\rho$ denklemi ile tanımlanmaktadır. Yukarıda aktarılan denklemler üzerinde gerekli düzenlemeleri yaparak, Eşitlik 3.19'da yer alan eşitlik elde edilmektedir.

$$p = p_H \left(1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2} \right) + \Gamma_0 \rho_0 E_m \quad (3.19)$$

Durum denklemi ve enerji denklemi, basınç ve iç enerji için birleşik denklemleri temsil etmektedir. ABAQUS/Explicit bu denklemleri her bir malzeme noktası için eş zamanlı

olarak çözümlenmektedir [77]. Yukarıda bahsedildiği üzere, Us-Up Hugoniot formu, Mie-Grüneisen denklemlerinin bir formudur [76], ve genel olarak aşağıda Eşitlik 3.20’de yer aldığı gibi yazılmaktadır.

$$p_H = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1 - s\eta)^2} \quad (3.20)$$

Eşitlik 3.20’de yer alan c_0 ve s parametreleri, doğrusal şok dalgası hızı U_s ve parçacık hızı U_p arasındaki doğrusal ilişkiyi tanımlayan parametrelerdir ve Eşitlik 3.21’de tanımlandığı gibi formülüze edilmektedir.

$$U_s = c_0 + sU_p \quad (3.21)$$

Yukarıda gerçekleştirilen tanımlamalar doğrultusunda $U_s - U_p$ Hugoniot denklemi Eşitlik 3.22’de yer aldığı gibi yazılabilir.

$$p = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1 - s\eta)^2} \left(1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2} \right) + \Gamma_0 \rho_0 E_m \quad (3.22)$$

Eşitlik 3.22’de yer alan $\rho_0 c_0^2$ bölümü, küçük değerlerdeki nominal gerilmelerdeki elastik bulk modülünün eş değeridir. Su ortamının modellenmesi esnasında kullanılan ve yukarıdaki eşitlikte yer alan durum denklemi parametreleri aşağıda Çizelge 3.2’de yer aldığı gibidir [76].

Çizelge 3.2 : Su durum denklemi (EOS) parametreleri [76].

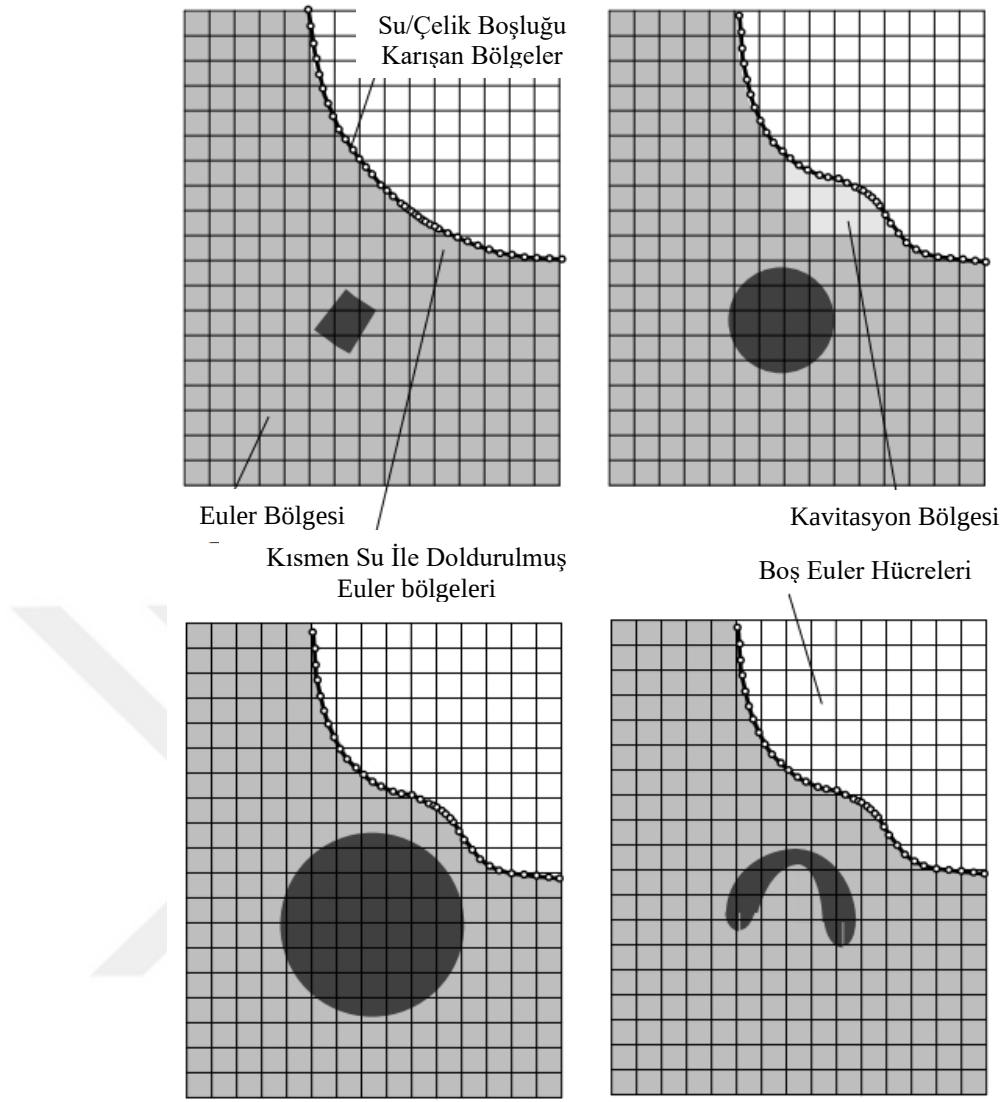
Sabit	Değer	Birim
ρ_{su}	1025	$[kg/m^3]$
c_0	1450	$[m/sn]$
s	0	$[-]$
Γ_0	0	$[-]$
E_m	3991.87	$[J/kg]$
μ	0.001	$[Pa.sn.]$

İlerleyen bölümlerde üzerinde daha detaylı bilgi verileceği üzere CEL analizleri esnasında Çizelge 3.2’de aktarılan parametreler kullanılacaktır.

3.1.3 Eşleştirilmiş Euler-Lagrange (CEL) hidro kodu ve nümerik çözümleme yöntemi

Eşleştirilmiş Euler- Lagrange (CEL) hidro kodları, Euler ve Lagrange yöntemlerinin, birbirlerine göre göreceli olan avantajlı özelliklerini, incelenen bölgenin yapısına ve bölünmesine bağlı olarak değerlendirmekte ve bu doğrultuda kullanmaktadır (akışkan ve yapısal bölgeler). Şekil 3.5'te yer aldığı gibi, Lagrange plaka elemanları, Euler akışkan alanı ile sürekli koordinat iletişimi kuran "ara yüz elemanları" vasıtası ile sürekli etkileşim halindedir. CEL yönteminde, malzeme mukavemetinin yüksek olduğu yapılar (plaka ya da plakaya bağlı olan yapısal elemanlar) Lagrange ağ yapısı özellikleri kullanılarak matematiksel model oluşturulurken, bağlı olarak daha düşük mukavemet yapısı gösteren ya da hiç göstermeyen (akışkan yapısı) bölgeler Euler ağ yapısı özellikleri kullanılarak modellenirler. Yukarıda da bahsedildiği gibi Euler ve Lagrange matematiksel ağ modelleri, çözüm esnasında sürekli olarak etkileşim halinde kalarak, akışkan malzeme ve yapısal malzemenin gerçek anlamda birbirlerine bağlanmalarına olanak sağlarlar. CEL kodu temel olarak üç ayrı kod yapısını bir arada kullanan bir ortak kod ailesi olarak karşımıza çıkmaktadır: Euler, Lagrange ve her iki kod arasında sürekli olarak bağlantı kuran Euler –Lagrange eşleştirilmiş kod yapısı olarak üç farklı matematiksel ağ yapısı kullanmaktadır.

İlk eşleştirme yönteminde, Lagrangian modelinin dış yüzeyleri ile çakışan "ara yüz elemanları", üç boyutlu bir modelde bir yüzey oluştururlar (iki boyutlu bir modelde bir çizgi). Ara yüz elemanları, kısmen Lagrange ağının kapsadığı Euler hücrelerinin hacmini belirler. Lagrangian ağının yüzeyi genellikle düz olmadığından, bu belirleme oldukça zor olabilir. İsteğe bağlı olarak şekillendirilmiş bir Lagrangian modelinin varlığı, kısmen dolu olan Euler hücrelerinde bazı küçük hacimler oluşturur.



Şekil 3.5 : Su altı patlaması olayında eşleştirilmiş Lagrange- Euler ağ yapısının gösterimi [27].

Çözüm esnasında oluşabilecek zaman kısıtlamalarından kaçınmak amacı ile söz konusu hücreler komşu hücreler ile birleştirilirler.

İkinci eşleştirme yöntemi, Euler hücreleri içerisinde yer alan Lagrange hücrelerinin eklenerek oluşturulmuş olan, kısmen doldurulmuş hücrelerin hesaplanmasının getirmiş olduğu zorluklardan kaçınmaktadır. İnce yapısal malzemelerin (plaka yapıları) dinamikleri bir Euler ağ yapısı içerisinde pratik olarak hesaplanamadığı için, bu birleştirme yöntemi su altı patlaması analizlerinde uygulanamamaktadır. Bu yöntem katı-katı etkileşiminin baskın olduğu yüksek süratli çarpışma analizleri dâhilinde kullanılmaktadır [27].

Tüm CEL kodları kesinlikle ayrı ayrı Lagrangian veya Eulerian modlarında hesap işlemi gerçekleştirebilme yeteneğine sahiptir. Bazı CEL kodlarının bir özelliği de bir

Lagrangian ağının bir Eulerian ağının içerisine yerleştirilmesidir (rezoning). Bunun bir örneği, Lagrangian modeli ile başlanılan bir çözümün, çözüm esnasında ileri derecede oluşan malzeme bozulmalarının Lagrange yönteminin pratik olmaktan çıkması nedeni ile Lagrange ile başlatılan çözüm yönteminin sonradan Euler yöntemi ile çözüme ulaşmasıdır.

Yapının modellenenebilmesi için Lagrangian süreklilik elemanlarının (continuum elements) kullanılması, bu sorunun üstesinden gelinebilmesi için faydalı gibi görünse de, daha sonra, yapısal elemanlarda süreklilik elemanlarının (continuum elements) kullanılmasının getirmiş olduğu zorluklar devreye girecektir.

Euler tanımlamasında ve yaklaşımında, eşitlikler uzaysal zamanın türevleri kullanılarak yazılırlarken, standart Lagrange yaklaşımında eşitlikler, malzeme zaman türevleri kullanılarak yazılırlar. Uzaysal zaman ve malzeme zaman arasındaki ilişki Eşitlik 3.23'te verilmiştir [78].

$$\frac{D\Phi}{Dt} = \frac{\partial\Phi}{\partial t} + v \cdot (\nabla\Phi) \quad (3.23)$$

Eşitlik 3.23'te yer alan Φ gelişigüzel çözüm değişkenini temsil ederken, v ise, malzeme hız değerini tanımlamaktadır. $\frac{D\Phi}{Dt}$ ve $\frac{\partial\Phi}{\partial t}$ türevleri ise, sırasıyla malzeme ve uzaysal zaman türevlerini temsil etmektedir.

Lagrange kütle, momentum ve enerji korunumu yasaları, Euler uzaysal türev denklemi içerisinde yazılır ise Eşitlikler 3.24, 3.25, ve 3.26 aşağıda yer aldığı gibi yazılabilir [78].

$$\frac{\partial\rho}{\partial t} + v \cdot (\nabla\rho) + \rho \nabla \cdot v = 0 \quad (3.24)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + v \cdot (\nabla \cdot \rho) = \frac{1}{\rho} (\nabla \cdot \sigma) + b \quad (3.25)$$

$$\frac{\partial e}{\partial t} + v \cdot (\nabla \cdot e) = \sigma : D \quad (3.26)$$

Burada yer alan eşitliklerde, ρ öz kütleyi, σ Cauchy gerilmesini, b cisim kuvvet vektörünü, e şekil değiştirme (strain) enerjisini ve D şekil değiştirme hızını sembolize etmektedir.

Yukarıda yer alan Euler denklemleri, konservatif formda Eşitlikler 3.27, 28 ve 29'da yer aldığı gibi tekrar düzenlenebilir.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho v) = 0 \quad (3.27)$$

$$\frac{\partial \rho v}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho v \otimes v) = \nabla \cdot \sigma + \rho b \quad (3.28)$$

$$\frac{\partial e}{\partial t} + \nabla \cdot (ev) = \sigma : D \quad (3.29)$$

Eşitlik 3.27 ve Eşitlik 3.29 genel olarak Eşitlik 3.30'da yer aldığı gibi yazılabilir.

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \nabla \phi = S \quad (3.30)$$

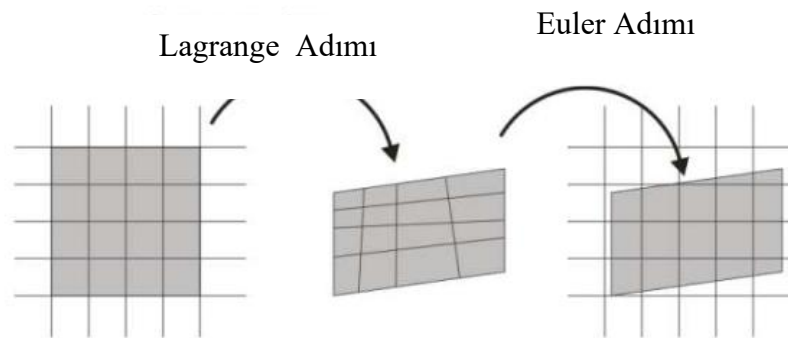
Eşitlik 3.30'da yer alan ϕ sembolü akış fonksiyonunu gösterirken S ise kaynak terimini göstermektedir.

Eşitlik 3.30, ayırıcı operatör kullanılarak Eşitlik 3.31 ve Eşitlik 3.32'de yer aldığı gibi yazılabilir.

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = S \quad (3.31)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \nabla \phi = 0 \quad (3.32)$$

Yukarıda yer alan eşitliklerden Eşitlik 3.31 Lagrange adımını oluştururken, Eşitlik 3.32 ise Euler adımını göstermektedir. Ayırıcı operatörün grafiksel olarak gösterimi Şekil 3.5 ile benzer olarak, Şekil 3.6'da yer aldığı gibidir.



Şekil 3.6 : CEL yönteminde kullanılan ayırma operatörünün grafiksel gösterimi [78].

Eşitlik 3.32'yi çözmek için, Lagrange adımıyla deforme olmuş ağ, Euler sabit ağa taşınır ve bitişik elemanlar arasında taşınan malzeme hacmi hesaplanır. Lagrange çözüm değişkenleri (örneğin kütle, gerilim, enerji), malzemenin bitişik elemanlar arasındaki akışını hesaba katacak şekilde ayarlanır. Lagrange adımı için sanal çalışma ilkesi uygulanır ise Eşitlik 3.33 elde edilir [78]:

$$\int_V \rho a \cdot \delta u dv + \int_V \sigma : \delta \varepsilon dV = \int_S t \delta u dS + \int_V \rho b \cdot \delta u dV \quad (3.33)$$

Eşitlik 3.33'te yer alan δu sanal deplasmanı, $\delta \varepsilon$, sanal şekil değiştirmeyi, a uzaysal şekil değiştirmeyi, t yüzeysel sürüklenmeyi, sembolize etmektedir.

4. SU ALTI PATLAMASI OLAYININ NÜMERİK YÖNTEMLER İLE ÇÖZÜMLENMESİ

4.1 Su Altı Patlaması Olayı Modellenmesinde Akustik-Katı Eşleştirme (Acoustic-Solid Coupling) Yönteminin Kullanılması

4.1.1 Akustik-Katı Eşleştirme yöntemi genel eşitlikleri

Su altı patlaması olayının nümerik olarak modellenebilmesi amacı ile kullanılan en yaygın yöntemlerin başında Akustik-Katı Eşleştirme (Acoustic Solid Coupling) yöntemi gelmektedir. Bu yöntem, ileride detaylı bir biçimde aktarılacak olan Eşleştirilmiş Euler Lagrange (CEL) yöntemine göre, çözüm süresi ve uygulama açısından bazı kolaylıklar sunmuş olsa da kullanılan çözüm yöntemleri ve su altı patlaması olayının modellenmesi açısından farklılıklar göstermektedir.

Akustik-Katı Eşleştirme yöntemi, hız alanının sürekliliğini sağlamak için katı ve sıvı arasındaki ara yüzeylerde, her iki hız alanının normal bileşenlerinin eşleştirilmesine ihtiyaç duymaktadır. Analizlerde u 'nun katı bölgenin deplasman değerini sembolize ettiği varsayılırken v 'nin ise katı bölgedeki hızı temsil ettiğini varsayalım. Buradan yola çıkarak, hız değeri $v = \partial u / \partial t$, şeklinde yazılabilir. Aynı varsayımdan hareketle, v' parametresi akustik skaler potansiyel değeri olan ψ kullanılarak tanımlanır ise, $v' = -\nabla \psi$ şeklinde yazılabilir. Buradan hareketle, Eşitlik 4.1'de yer alan koşul yazılabilir. Eşitlik 4.1'de yer alan n parametresi normal vektörü sembolize etmektedir [79].

$$n \cdot (v - v') = 0 \quad (4.1)$$

Eşitlik 4.1 üzerinde gerekli düzenlemeler yapılarak, aşağıda yer alan Eşitlik 4.2 yazılabilir.

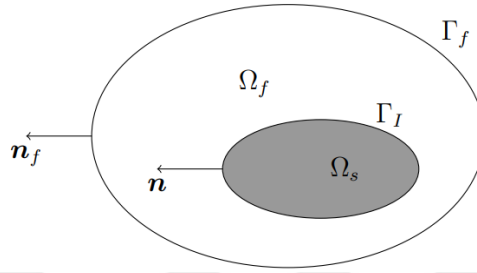
$$n \cdot \frac{\partial u}{\partial t} = -n \cdot \nabla \psi = -\frac{\partial \psi}{\partial n} \quad (4.2)$$

Akustik ve katı bölgelerin eşleştirilmesi olayında, akışkan ve katı yüzeylerin arasında yüzey kuvvetlerinin de olduğu düşünülür ve dikkate alınır ise, bu koşul Eşitlik 4.3'te

yer aldığı gibi yazılabilir. Eşitlik 4.3'te yer alan p' akustik basıncı gösterirken, ρ_0 ise akışkanın yoğunluğunu göstermektedir.

$$t^{(n)} = -np' = \rho_0 \frac{\partial \psi}{\partial t} - n\rho_0 \frac{\partial \psi}{\partial t} \quad (4.3)$$

Yukarıda aktarılan genel bilgiler ve eşitlikler ışığında, katı ve akışkan bölgeler arasındaki eşleşme, aşağıda Şekil 4.1'de yer aldığı gibi sembolize edilebilir [79].



Şekil 4.1 : Akustik-Katı Eşleştirme yönteminde eşleşme bölgelerinin gösterimi [79].

Şekil 4.1'de yer alan Ω_s katı bölgeyi, Ω_f akustik alanı, Γ_I , katıdan sıvıya doğru olan normal vektör n ile bu ikisi arasındaki ara yüzü sembolize etmektedir. Γ_f , sıvıdan dışarı doğru olan normal vektörü n_f ile akışkanın sınırını göstermektedir.

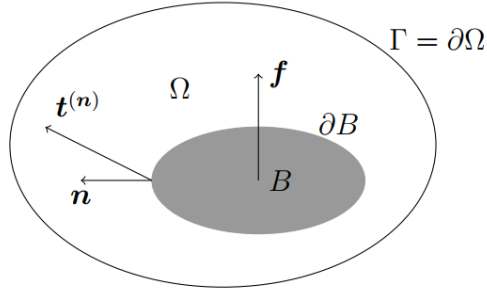
Katı bölge ile ilişkili olarak dinamik durum için, Eşitlik 4.4'te yer alan denge denklemi yazılabilir [79].

$$\rho_0 \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \text{div} \sigma = f \quad (4.4)$$

Eşitlik 4.4'te yer alan, σ , Cauchy gerilme tansörünü sembolize etmektedir. Cauchy gerilme tansörü aşağıda Eşitlik 4.5'te yazıldığı gibidir.

$$\sigma = \sigma(x) = [\sigma_{ij}]_{i,j=1}^3 \quad (4.5)$$

Eşitlik 4.5'te yer alan (i, j) inci komponent, x_i eksenine dik bir kesme düzlemine etki eden kuvvetin j inci bileşenini göstermektedir [79]. $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ normal gerilme tansörlerini temsil ederken, $\sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{21}, \sigma_{23}, \sigma_{31}, \sigma_{32}$ kesme gerilme tansörlerini göstermektedir. Şekil 4.2'de gösterildiği üzere [79], f , bir aksiyom olarak, $B \subseteq \Omega$ parçasına etki eden $F_V(B)$ hacim kuvvetlerinin toplam miktarı için yalnızca x konumuna bağlı olarak bir f yoğunluğunun (hacimsel kuvvet yoğunluğu) var olduğu varsayılır ve bu durum Eşitlik 4.6'da olduğu gibi tanımlanabilir.



Şekil 4.2 : Mekanik bölgelerin gösterimi [79].

$$F_V(B) = \int_B f(x) dx \quad (4.6)$$

Ayrıca, $x \in \partial B$ konumuna ve normal $n(x)$ vektörüne bağlı olarak, B bölgesindeki tüm aktif yüzey gerilmelerinin toplamı olan $F_S(B)$ için, Ω bölgesinde B 'nin her bölgesinde bir t (surface traction density) olduğu varsayılmaktadır. Bu durum Eşitlik 4.7'de görüldüğü gibi yazılabilir.

$$F_S(B) = \int_{\partial B} t^{(n)}(x) dsx \quad (4.7)$$

Yukarıda aktarılan bilgiler ışığında, Eşitlik 4.4 üzerinden φ test fonksyonu kullanılarak Ω_s üzerinden integrali alınırsa Eşitlik 4.8 elde edilir.

$$\int_{\Omega_s} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \cdot \varphi dx - \int_{\Omega_s} \text{div} \sigma \cdot \varphi dx = \int_{\Omega_s} f \cdot \varphi dx \quad (4.8)$$

Eşitlik 4.8'de diverjans terimleri üzerinde integral işlemi uygulayarak Eşitlik 4.9 yazılabilir.

$$\int_{\Omega_s} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \cdot \varphi dx + \int_{\Omega_s} \sigma : \nabla \varphi dx - \int_{\Gamma_I} \underbrace{(\sigma n)}_{t^{(n)}} \cdot \varphi ds_x = \int_{\Omega_s} f \cdot \varphi dx \quad (4.9)$$

Yukarıda belirtilmiş olduğu gibi, Eşitlik 4.9'da yer alan t^n yüzey gerilme yoğunluğunu göstermektedir [79].

$\sigma = \sigma^T$ varsayımından yola çıkılarak, Eşitlik 4.10 yazılabilir.

$$\sigma : \nabla \varphi = \frac{1}{2}(\sigma : \nabla \varphi) + \frac{1}{2} \underbrace{(\sigma^T : \nabla \varphi)}_{\sigma : (\nabla \varphi)^T} = \sigma : \frac{1}{2}(\nabla \varphi + \nabla \varphi^T) = \sigma : \varepsilon(\varphi) \quad (4.10)$$

İzotropik malzemeler için yalnızca iki katsayının bağımsız olarak seçilebileceği ve lineer elastik izotropik malzeme için Hooke yasasının geçerli olduğu Eşitlik 4.11 ile gösterilebilir.

$$\sigma = \lambda \text{tr}(\varepsilon(u))I + 2\mu \varepsilon(u) \quad (4.11)$$

Eşitlik 4.11’de yer alan λ ve μ parametreleri Lamé parametreleri olarak adlandırılmakta ve aşağıda yer aldığı gibi gösterilmektedir. Lamé parametrelerinin elastisite modülü E ve Poisson oranı ν kullanılarak Eşitlik 4.12 ve 4.13 ‘te yer aldığı gibi yazılabilir[79].

$$E = \frac{\mu(3\lambda + 2\mu)}{\lambda + \mu} \quad (4.12)$$

$$\nu = \frac{1}{2} \frac{\lambda}{\lambda + \mu} \quad (4.13)$$

Eşitlik 4.11’den hareketle Eşitlik 4.14 yazılabilir.

$$\sigma = \lambda \underbrace{\text{tr}(\varepsilon(u))}_{\text{tr}(\nabla u) = \text{div} u} I + 2\mu \varepsilon(u) \quad (4.14)$$

Buradan hareketle,

$$\sigma : \varepsilon(\varphi) = (2\mu \varepsilon(u) + \lambda(\text{div} u)I) : \varepsilon(\varphi) \quad (4.15)$$

$$= 2\mu(\varepsilon(u) : \varepsilon(\varphi)) + \lambda(\text{div} u) \underbrace{(I : \varepsilon(\varphi))}_{\text{tr}(\varepsilon(\varphi)) = \text{div} \varphi} \quad (4.16)$$

$$= 2\mu(\varepsilon(u) : \varepsilon(\varphi)) + \lambda(\text{div} u)(\text{div} \varphi) \quad (4.17)$$

Yukarıda yer alan denklemler birleştirildiğinde, Eşitlik 4.18 elde edilir.

$$\begin{aligned} \int_{\Omega_s} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \varphi dx + \int_{\Omega_s} 2\mu(\varepsilon(u) : \varepsilon(\varphi)) + \lambda(\text{div} u)(\text{div} \varphi) dx \\ - \int_{\Gamma_l} t^{(n)} \cdot \varphi d s_x = \int_{\Omega_s} f \cdot \varphi dx \end{aligned} \quad (4.18)$$

Şimdiye kadar üzerinde durulmuş olan denklemler ve bilgiler, katı bölge için olan değerlendirmelerdi. Aşağıda akustik bölge için de gerekli denklem ve tanımlamalar verilmiştir.

Akustik bölge hız potansiyeli, Eşitlik 4.19'da yer alan denklem ile tanımlanmaktadır.

$$\Delta\psi = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \quad (4.19)$$

Eşitlik 4.19, test fonksiyonu olan ω ile çarpılıp, Ω_f üzerinden integrali alınırsa, Eşitlik 4.20 elde edilir.

$$-\int_{\Omega_f} \Delta\psi \omega dx + \int_{\Omega_f} \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \omega dx = 0 \quad (4.20)$$

Laplace integralinin parçalı integrallerini kullanarak Eşitlik 4.21'de yer alan denklemi elde edebiliriz.

$$\begin{aligned} \int_{\Omega_f} \nabla\psi \cdot \nabla\omega dx - \int_{\Gamma_I} \omega n_f \cdot \nabla\psi ds_x + \int_{\Gamma_I} \omega n \cdot \nabla\psi ds_x \\ + \int_{\Omega_f} \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \omega dx = 0 \end{aligned} \quad (4.21)$$

Akustik bölge ile ilgili genel denklemleri yukarıda tanımladıktan sonra, Akustik-Katı Eşleştirme yöntemi denklemleri de aşağıda yer aldığı gibi yazılabilmektedir. [79].

$$\begin{aligned} \int_{\Gamma_I} t^{(n)} \cdot \varphi ds_x = \rho_0 \frac{\partial\psi}{\partial t} - n\rho_0 \frac{\partial\psi}{\partial t} \\ - \int_{\Gamma_I} p' n \cdot \varphi ds_x = - \int_{\Gamma_I} \rho_0 \frac{\partial\psi}{\partial t} n \cdot \varphi ds_x \end{aligned} \quad (4.22)$$

Sadeleştirme amacıyla $\partial\psi/\partial n = 0$ kabul edilirse, Eşitlik 4.22, Eşitlik 4.23'te olduğu gibi yazılabilir.

$$\int_{\Gamma_I} \omega n \cdot \nabla\psi ds_x = \int_{\Gamma_I} \omega \frac{\partial\psi}{\partial n} ds_x = - \frac{\partial\psi}{\partial n} - \int_{\Gamma_I} \omega n \frac{\partial u}{\partial t} ds_x \quad (4.23)$$

Burada verilmiş olan eşitlikler aracılığı ile eşleştirilmiş akustik-katı nümerik yönteminin denkleminin son hali aşağıda Eşitlik 4.20'de yazıldığı gibidir.

$$\begin{aligned}
& \int_{\Omega_s} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \cdot \varphi dx + \int_{\Omega_s} 2\mu(\varepsilon(u) : \varepsilon(\varphi)) + \lambda(\operatorname{div} u)(\operatorname{div} \varphi) dx \\
& + \int_{\Gamma_I} \rho_0 \frac{\partial \psi}{\partial t} n \cdot \varphi ds_x = \int_{\Omega_s} f \cdot \varphi dx \quad (4.24) \\
& \int_{\Omega_f} \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \omega dx + \int_{\Omega_f} \nabla \psi \cdot \nabla \omega dx - \int_{\Gamma_I} \omega n \frac{\partial u}{\partial t} ds_x = 0
\end{aligned}$$

4.1.2 Nümerik analizlerde kullanılan deney düzeneği

Nümerik yöntemler ile bilgisayar ortamında gerçekleştirilen analizlerin, deney sonuçları ile uyumluluğunun sağlanabilmesi bu analizlerin ve bu çalışmanın gerçekleştirilmesindeki önemli amaçlarından bir tanesidir.

Bu çalışmada hem Akustik-Katı Eşleştirme yöntemi, hem de Eşleştirilmiş Euler-Lagrange yöntemlerinde, aşağıda detayları verilen deneyler neticesinde elde edilmiş olan deformasyon değerlerine ulaşılmaya çalışılmıştır. Deneyler neticesinde elde edilen deformasyon değerlerine en fazla yakınsayan ağ yapısı ve kombinasyonu (akustik ve katı bölge arasında) burada gerçekleştirilen analizler neticesinde elde edilmiştir.

Ramajeyathilagam, Şekil 4.3'te yer alan düzenek üzerinde, farklı şok faktörleri kullanarak deneyler gerçekleştirmiş ve bu deneyler neticesinde elde edilen sonuçları Çizelge 4.1'de özetlemiştir [80]. Tez dâhilinde gerçekleştirilen nümerik analizlerde, Çizelge 4.1'de sunulan HS10 test numaralı deneyde yer alan koşullar dikkate alınmış ve analizler bu deney koşullarını sağlayacak şekilde gerçekleştirilmiştir.

Deneyler esnasında, patlayıcı ile temas halinde olan net plaka boyutu 0.3m x 0.25m ve plaka kalınlığı 4 mm olarak seçilmiştir. Patlayıcı olarak PEK 1 seçilmiş ve ilerleyen bölümlerde bu patlayıcının TNT eşleniği ve buna karşılık gelen kütlesi ayrıca hesaplanmıştır. Şekil 4.3'te görülen 'L' profilin uç tarafına hedef plakadan 150 mm uzaklıkta olacak şekilde PEK 1 patlayıcısı bağlanmış ve deneyler bu koşul altında gerçekleştirilmiştir. Plaka deney düzeneğinde yer alan cıvatalar aracılığı ile hedef plakayı çevreleyen çelik yapıya bağlanmış ve sabitlenmiştir.

Referans deneyde, yüksek mukavemetli ve normal mukavemetli çelik kullanılmış olup bu yüksek mukavemetli çelik için (High Tensile Steel) "HS" kısaltması ve normal mukavemetli çelik için (Mild Steel) "MS" kısaltması kullanılmıştır.



Şekil 4.3 : Kalıcı plaka deformasyonu ölçümleri için kullanılan deney düzeneği [80].

Çizelge 4.1 : Deneyler esnasında kullanılan farklı test bilgileri [80].

Test Numarası	Patlayıcı Ağırlığı W (g)	Hedef Plakaya Olan Mesafe R (m)	Şok Faktörü $(0.45 \times W^{\frac{1}{2}} / R)$ $(kg^{1/2}/m)$	Plaka Kalıcı Deformasyonu (m)
HS1	5	2	0.016	-
HS2	5	1.75	0.018	-
HS3	5	1.25	0.026	-
HS4	5	1	0.032	-
HS5	5	0.75	0.042	-
HS6	5	0.5	0.064	0.003
HS7	5	0.15	0.212	0.012
HS8	10	0.15	0.300	0.023
HS9	20	0.15	0.424	0.032
HS10	50	0.15	0.671	0.059
HS11	70	0.15	0.794	0.072
MS1	50	0.15	0.671	0.0675
MS2	60	0.15	0.735	0.0721
MS3	70	0.15	0.794	0.0759
MS4	80	0.15	0.849	0.0915

Referans deneyde kullanılan çelik plaka ile ilgili mekanik özellikler aşağıda, Çizelge 4.2’de yer aldığı gibidir [80].

Çizelge 4.2 : Referans makalede verilen ve deneylerde kullanılan çeliklerin mekanik özellikleri [80].

Mekanik Özellikler	Yüksek Mukavemetli Çelik (HS)	Normal Mukavemetli Çelik (MS)
Elastisite Modülü (E), MPa	2.1×10^5	2.1×10^5
Poisson Oranı (γ)	0.3	0.3
Öz Kütle (ρ_s), kg/m ³	7800	7800
Tanjant Modülü (E_t), Mpa	250	250
Statik Akma Gerilmesi (σ_y), MPa	400	250
Kopma Gerinimi (ϵ_{rup})	0.23	0.18

Ramajeyathilagam, 5 ile 80 gram arasında patlayıcı ağırlıkları kullanarak, hedef plakaya 150 mm mesafeden su altı patlaması deneyleri gerçekleştirilmiştir. Burada gerçekleştirilmiş olan deneylerin ve bu deney sonuçlarının analiz sonuçları ile tutarlı olabilmesi için, analizler esnasında kullanılan parametreler ve ağ yapısı kombinasyonlarının belirlenebilmesi ve bu kombinasyonların daha büyük deniz yapılarına uygulanabilirliğinin araştırılması, bu çalışmanın temel konularının başında yer almaktadır. Çalışmanın ilerleyen bölümlerinde bu deney düzeneğinden yola çıkılarak, deney koşullarına uygun analizler gerçekleştirilmiştir.

4.1.3 Akustik – Katı Eşleştirilmesi yönteminde kullanılan parametreler ve ilgili denklemleri

Çalışmanın bu bölümünde, yukarıda detayları aktarılmış olan deneyin ABAQUS yazılımı kullanılarak Akustik-Katı Eşleştirme (ASC) yöntemi ile nümerik analizleri gerçekleştirilecek ve bu analizler esnasında kullanılan parametreler ve katsayılar ile ilgili detaylı bilgiler aktarılacaktır. Nümerik analizler ve ilgili analiz sonuçları aktarılmadan önce analizlerde kullanılan malzeme modelleri ile ilgili bilgiler aşağıda aktarılmıştır.

4.1.3.1 Geers – Hunter TNT modeli ve parametreleri

Geers-Hunter patlayıcı modeli, su altı patlaması olayını, bir şok dalgası ve salınım fazlarından oluşan ve tek bir kabarcık olayı olarak ele alan ve birinci fazın ikinci fazın başlangıç koşullarını sağladığı bir model önermiştir [81]. Geers-Hunter modeli ile ilgili eşitlikler, aşağıda yer aldığı gibidir.

Geers-Hunter modelinde şok dalgası ile birlikte oluşan kabarcığın hacim ivmelenmeleri Eşitlik 4.25'te verilmiştir.

$$\ddot{V}(t) = \frac{4\pi a_c}{\rho_f} P_c \left[0.8251 \exp\left(-\frac{1.338t}{T_c}\right) + 0.1749 \exp\left(-\frac{0.1805t}{T_c}\right) \right] \quad (4.25)$$

Eşitlik 4.25'te yer alan P_c ve T_c değişkenleri sırası ile eşitlik 4.26 ve 4.27'de verildiği gibidir.

$$P_c = K(m_c^{1/3}/a_c)^{1+A} \quad (4.26)$$

$$T_c = km_c^{1/3}(a_c/m_c^{1/3})^B \quad (4.27)$$

Eşitlik 4.26 ve 4.27'de yer alan m_c ve a_c parametreleri, sırası ile patlayıcının kütlesi ve yarıçapını tanımlamaktadır. Yine aynı eşitliklerde yer alan K, k, A ve B parametreleri ise patlayıcı malzemesine bağlı olarak değişen katsayılardır. ρ_f akışkanın öz kütlesidir.

Akustik – Katı Eşleştirme nümerik model analizleri esnasında Çizelge 4.3'te yer alan Geers – Hunter parametreleri kullanılmıştır [82]. Çizelge 4.3'te yer alan parametreler ABAQUS/Explicit yazılımının ilgili bölümlerine parametre değeri olarak girilmiş ve analizler bu doğrultuda gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 4.3 : Geers-Hunter TNT model parametreleri [82].

Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen sabit	K	5.97E+07
Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen sabit	k	8.83E-05
Uzaysal benzerlik üssü	A	0.13
Geçici benzerlik üssü	B	0.18
Patlayıcı tipine bağlı olarak değişen sabit	K_c	1.05E+09
Patlama gazı için özgül ısı oranı	-	1.27

4.1.3.2 PEK1 patlayıcısının TNT eşdeğerliğinin bulunması ve patlayıcı ağırlık hesabının gerçekleştirilmesi

TNT eşdeğerliği terimi, patlayıcılar ve bu patlayıcıların oluşturduğu etkilere maruz kalan endüstrilerde, belirli bir patlayıcının etkilerini, TNT ile karşılaştırmak amacı ile

kullanılır [83]. TNT eşdeğerliği, deneysel olarak birkaç farklı test türüyle belirlenir. Bunların en yaygın olanları, plaka çökme testleri, balistik havan topu testleri, Trauzl, kum ezme/dağıtma ve hava patlamalarıdır. Trauzl testi veya sadece Trauzl olarak da adlandırılan Trauzl kurşun blok testi, patlayıcı maddelerin gücünü ölçmek için kullanılan bir testtir. 1885 yılında Isidor Trauzl tarafından geliştirilmiştir. Bu testler esnasında, kolaylıkla fark edilemeyen ve elde edilen verilerin hatalı kayıt altına alınabilmeleri neticesinde, sonuçlar üzerinde yüksek bir etkiye sahip olan sistematik hatalar içerebilmektedir [83]. Bir patlayıcının TNT eşleniğinin bulunabilmesindeki en büyük zorluklar da tam bu noktada başlamaktadır. Aynı patlayıcının TNT eşleniğinin bulunabilmesi için yukarıda sözü geçen testler neticesinde ayrı ayrı elde edilmiş olan sonuçlar birbirleri ile uyumlu sonuç vermemektedir. Bu uyumsuzluğun en önemli nedenlerinden bir tanesi testlerin gerçekleştirildiği ortam koşullarının uygun olmayışı ve test ortamlarında sürekli aynı standartların sağlanamamış olmasıdır [83].

Yapılar üzerinde meydana gelen patlama etkilerini tahmin etmek veya patlamaya karşı yapının vermiş olduğu fizyolojik tepkiyi tahmin etmek amacıyla, TNT eşdeğerliği kesinlikle kullanılabilir ve mevcut durumda yaygın bir şekilde kullanılan en önemli mühendislik araçlarından bir tanesidir. Bununla birlikte, diğer patlayıcı özelliklerden eşdeğerliği tahmin etmek için kullanılan hesaplamaların yanı sıra, TNT eşdeğerliğinin deneysel olarak belirlenmesinde büyük hataların oluşabileceği de dikkate alınmalıdır. Mevcut bilgisayar kodları ve nümerik yöntemler, patlamanın hemen sonrasında oluşan bölgenin kimyasal durum denklemlerini (Chemical Equation of State) henüz tam olarak çözemediği ve matematiksel modelini elde edemediği için, patlama neticesinde meydana gelen şok dalgalarının oluşumunu ve gücünü tam olarak tahmin edemezler [83]. Bu nedenle su altı patlama analizlerinde kullanılan parametrelerin ve ağ yapısı kombinasyonlarının, bu çalışmada olduğu gibi, deneyler ile uygun hale getirilmesi ve sonra hedef yapı üzerinde analizlerin gerçekleştirilmesi oldukça önemlidir.

Yukarıda TNT eşleniği ile genel bilgi verdikten sonra, deneylerde kullanılan PEK 1 patlayıcısının TNT eşleniğinin bulunması, çalışmanın oldukça kritik aşamalarından bir tanesini oluşturmaktadır. PEK-1 patlayıcısı 1.17 TNT eşdeğerliğine sahip bir patlayıcıdır [84]. Yani PEK 1 patlayıcısı, TNT'den 1,17 kat daha kuvvetli bir patlayıcıdır. Bu şu anlama gelmektedir. Deneyler esnasında kullanıldığı gibi 50 gr. PEK 1 patlayıcısının yarattığı etkiyi yaratabilmek için yaklaşık 58 gram TNT kullanılmalıdır. Hem Akustik-Katı Eşleştirme analizlerinde hem de Eşleştirilmiş

Euler-Lagrange analizleri gerçekleştirilirken 58 gram TNT kullanılarak analizler gerçekleştirilecektir.

4.1.3.3 Johnson – Cook hasar modeli

Yukarıda bahsedildiği üzere, hedef plakanın ve sonraki aşamalarda hedef deniz yapısının yapısal elemanlarının modellenenbilmesi amacı ile Johnson – Cook Plastisite elemanları kullanılmıştır. Aşağıda kullanılan bu elemanlar hakkında detaylı teorik bilgi aktarılmaktadır. İlerleyen bölümlerde elde edilen sonuçların yorumlanması ve kullanılan malzemeler hakkında gerekli teorik bilgilerin aktarılması önemli olduğundan bu bölümde ilgili konulara detaylı olarak değinilecektir.

Johnson-Cook hasar başlatma ve devam ettirme kriteri, sünek metallerdeki boşlukların çekirdeklenmesi, büyümesi ve birleşmesi nedeniyle hasarın başlangıcını tahmin etmek için sünek hasar kriteri modelinin özel bir durumudur. Model, hasarın başlangıcındaki eşdeğer plastik gerilimin, gerilme triaksiyalitesi ve şekil değiştirme oranının bir fonksiyonu olduğunu varsaymaktadır. Gerilme triaksiyalitesi, bir malzemenin sünek kırılma meydana gelmeden önce maruz kalabileceği plastik gerilme miktarını büyük ölçüde etkilediği bilinmektedir [85]. Johnson-Cook kriteri, durum denklemi dâhil olmak üzere Von Mises, Johnson-Cook, Hill ve Drucker-Prager plastisite modelleriyle birlikte kullanılabilir. Johnson-Cook hasar modeli, sertleşme yasasının analitik formları ve oransal bağımlılığı ile, Von Mises plastisite modelinin farklı bir uygulamasıdır. Johnson-Cook hasar modeli çoğu metal ve çelik yapılar dâhil, birçok malzemenin yüksek şekil değiştirme oranına sahip deformasyonları için uygun bir matematiksel modelleme yöntemidir. ABAQUS / Explicit'te Johnson-Cook dinamik hata/kırılma modeli ile kullanılır. Farklı hasar başlatma kriterleri ve malzeme sertliğinin aşamalı olarak bozulmasına ve elemanların ağ yapısından çıkarılmasına izin veren hasar geliştirme yasalarını belirlemek için aşamalı hasar modelleri ile kullanılabilir. Doğrusal elastik malzeme modeli veya durum malzeme modeli denklemi (Durum denklemleri) ile kullanılmalıdır.

Yukarıda geçen maddeler arasında yer alan ve analizlerde kullanılan Johnson-Cook modeli aşağıda yer aldığı gibidir. Johnson-Cook sertleşme, statik akma gerilmesinin, σ^0 , şeklinde kabul edildiği belirli bir izotropik sertleştirme türüdür.

$$\sigma^0 = A[B + (\bar{\epsilon}^{pl})^n](1 - \hat{\theta}^m) \quad (4.28)$$

Eşitlik-1’de $\bar{\epsilon}^{pl}$ eşdeğer plastik şekil değiştirmeyi verirken, A , B , n ve m parametreleri, geçiş sıcaklığı olan $\theta_{transition}$ ’un altında veya bu sıcaklık değerinde elde edilmiş olan malzeme parametreleridir.

Genel olarak iki ana mekanizma sünek bir metalin kırılmasına neden olabilir. Bu mekanizmalar, boşlukların çekirdeklenmesi, büyümesi ve birleşmesinden kaynaklanan sünek kırılma ve kayma bandı oluşumu lokalizasyonuna bağlı olarak oluşan kayma kırıklarıdır. İlgili gözlemlere dayanan bu iki mekanizma, hasarın başlangıcı için farklı kriter biçimlerini gerektirir. ABAQUS tarafından bu kriterler için sağlanan fonksiyonel formlar üzerinde aşağıda detaylı olarak durulmaktadır. Bu kriterler, çelik veya alüminyum gibi sünek metallerin kırılmasını modellemek için hasar başlangıcı, hasarın gelişmesi ve yapıyı oluşturan ağ yapısında bulunan elemanların silinerek modelden çıkartılması amacı ile kullanılabilir [86].

Süneklik kriteri, boşlukların çekirdeklenmesi, büyümesi ve birleşmesinden kaynaklanan hasarın başlangıcını tahmin etmek için kullanılmakta olan bir modeldir. Model, hasarın başlangıcında eşdeğer plastik gerilme olduğunu varsaymaktadır. Bu kriter dahilinde hasarın başlangıç aşamasında eşdeğer plastik gerilme ϵ_D^{-pl} , gerilme triaksiyalitesi ve gerinim oranının bir fonksiyonu olarak aşağıda verildiği şekilde gösterilmektedir [86]:

$$\epsilon_D^{-pl}(\eta, \dot{\epsilon}^{pl}) \quad (4.29)$$

Burada $\eta = -p/q$ gerilme triaksiyalite değeri, p basınç gerilmesi q Von Mises eş değer gerilmesi ve $\dot{\epsilon}^{pl}$ eşdeğer plastik şekil değişimi değeridir. Hasar başlatma kriteri, aşağıdaki koşul yerine getirildiğinde gerçekleşmektedir:

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\epsilon}^{pl}}{\bar{\epsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\epsilon}^{pl})} = 1 \quad (4.30)$$

Yukarıda yer alan eşitlikte ω_D sembolü, plastik deformasyonla tek düze (monotonik) olarak artan bir durum değişkenidir. Analizlerin gerçekleştiği sırada her bir basamakta meydana gelen değişim ve artış aşağıda yer alan eşitlikte yer aldığı gibi hesaplanmaktadır.

$$\Delta\omega_D = \int \frac{\Delta\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} \geq 0 \quad (4.31)$$

Alüminyum alaşımları ve diğer metaller üzerinde gerçekleştirilen son deneysel sonuçlar, gerilme triasiyalitesi ve gerinim oranına ek olarak, sünek kırılmanın Lode açısı (veya deviatorik kutup açısı) ile de bağlantılı olduğunu ortaya koymaktadır. Hem ABAQUS / Explicit hem de ABAQUS / Standard, sünek hasarın $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ başlangıcında oluşan eşdeğer plastik gerilmenin başlangıç kırılma açısı olan Lode açısının Θ nın bir fonksiyonu olan süneklik hasarı aşağıda yer alan formda tanımlanabilmektedir.

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \xi(\Theta), \dot{\varepsilon}^{pl}) \quad (4.32)$$

Yukarıda yer alan eşitlikte $\xi(\Theta)$, değişkeni aşağıda yer aldığı gibi tanımlanmaktadır.

$$\xi(\Theta) = \cos(3\Theta) = \left(\frac{r}{q}\right)^3 \quad (4.33)$$

Yukarıda yer alan eşitlikte yine q Von Mises eşdeğer gerilmesini ve r değeri ise deviatorik stresin üçüncü değişmezi olan, $r = (9/2S : S : S)^{\frac{1}{3}}$ olarak tanımlanmaktadır. $\xi(\Theta)$ fonksiyonu, $\xi = -1$ sıkıştırma maksimum değerinden $\xi = 1$ değeri arasında değişkenlik göstermektedir.

Johnson-Cook kriteri sadece Explicit Dinamik analizlerde yer alan bir kriterdir. Yukarıda da değinildiği üzere, Johnson-Cook kriteri, $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ hasar başlangıcında eşdeğer plastik gerilmenin aşağıda yer alan eşitlikte olduğunun varsayıldığı süneklik kriterin özel bir durumudur.

$$\varepsilon_D^{-pl} = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)] \left[1 + d_4 \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] (1 + d_5 \hat{\theta}) \quad (4.34)$$

Bu eşitlikte, d_1 ve d_5 hata parametreleridir ve $\dot{\varepsilon}_0$ ise referans şekil değiştirme oranıdır. Yukarıda yer alan eşitlik, Johnson ve Cook (1985) tarafından yayınlanan orjinal formülde kullanılan d_3 parametresi nedeni ile farklılık göstermektedir.

$\hat{\theta}$ değeri birimsiz sıcaklık parametresi olarak tanımlanmakta ve aşağıda yer aldığı şekilde tanımlanmaktadır.

$$\hat{\theta} \equiv \begin{cases} 0 & \text{for } \theta < \theta_{\text{transition}} \\ (\theta - \theta_{\text{transition}}) / (\theta_{\text{melt}} - \theta_{\text{transition}}) & \text{for } \theta_{\text{transition}} \leq \theta \leq \theta_{\text{melt}} \\ 1 & \text{for } \theta > \theta_{\text{melt}} \end{cases}$$

Burada θ değeri anlık sıcaklık değeri, θ_{melt} erime sıcaklığı, ε_D^{-pl} hasar gerilimi, $\theta_{\text{transition}}$, hiçbir sıcaklık parametresine bağımlılığın olmadığı ve altında olan sıcaklık olarak tanımlanan geçiş sıcaklığıdır. Malzeme parametreleri geçiş sıcaklığında veya altında değerlendirilmelidir.

Yukarıda açıklanan hasar birikiminin, doğrusal (linear) yöntemler kullanılarak elde edilen sayısal sonuçları, deneysel yöntemler ile elde edilen sonuçlar ile her zaman iyi bir şekilde birbirine yakınsamamaktadır. Hasar oluşumu, doğası gereği doğrusal olarak gerçekleşmediğinden (linear), hasarın modellenenebilmesi için doğrusal yöntemlerin kullanılması da elde edilen sonuçların yakınsamamasına ya da hatalı olmasına sebebiyet verebilecektir. Oluşan bu hasarın düzgün modellenenebilmesi için, üstel fonksiyonların kullanılmış olduğu bir doğrusal olmayan matematik modele ihtiyaç duyulmaktadır. Doğrusal olmayan (non-linear) bu analizlerin, deney sonuçları ile çok daha fazla yakınsadığı ilgili araştırmalar ile ortaya konulmuştur [87]. Bu üstel denklem formülleri, ABAQUS / Explicit'te Johnson Cook kriterinde süneklik ve kesme kriterleriyle mevcuttur.

Süneklik kriteri için Eşitlik 4.35'te yer alan formül kullanılmaktadır.

$$\omega_D = \int n \left(\frac{d\varepsilon^{-pl}}{\varepsilon_D^{-pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} \right)^{n-1} \frac{d\varepsilon^{-pl}}{\varepsilon_D^{-pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} = 1 \quad (4.35)$$

Kesme kriteri için aşağıda yer alan Eşitlik 4.36'da yer alan formül kullanılmaktadır.

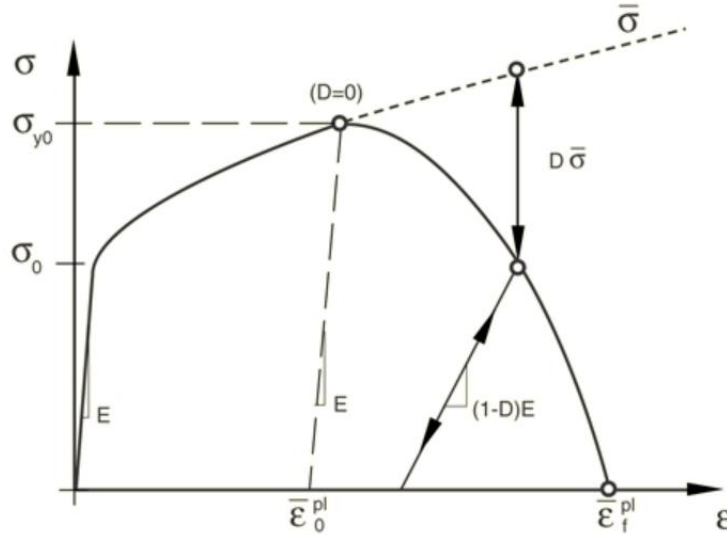
$$\omega_S = \int n \left(\frac{d\varepsilon^{-pl}}{\varepsilon_S^{-pl}(\theta_S, \dot{\varepsilon}^{pl})} \right)^{n-1} \frac{d\varepsilon^{-pl}}{\varepsilon_S^{-pl}(\theta_S, \dot{\varepsilon}^{pl})} = 1 \quad (4.36)$$

Sünek metaller için hasarın oluşması ve oluşan bu hasarın modellenenebilmesi için aşağıda yer alan maddelerdeki varsayımlar ve şartlar sağlanmalıdır [88]:

- Malzeme dayanımının ve mukavemetinin aşamalı olarak bozulması nedeniyle malzemede hasar oluştuğunu ve malzemenin yapısal bütünlüğünü kaybettiği varsayılır;

- Eşitlik 4.35’de sunulmuş olduğu üzere, sünek metaller için, bir hasar başlatma kriteri formülü kullanılmalıdır (Sünek metaller için hasar başlangıcı);
- Hasarın başlamasından sonra hasarın ilerlemesinin devam ettirilebilmesi için, ağ (mesh) yapısından bağımsız özellikleri (plastik yer değiştirme veya fiziksel enerji kaybı) kullanır;
- Aynı malzeme üzerinde aynı anda hareket eden farklı hasar mekanizmalarının birleşik etkisini hesaba katar ve her bir mekanizmanın genel malzeme bozulmasına nasıl katkıda bulunduğunu belirleyen seçenekler içerir;
- Ağ yapısında bulunan elemanların, malzeme özelliklerini tamamen kaybetmesinden dolayı, modelden kaldırılması ve silinmesi dahil olmak üzere, ilgili opsiyonlara izin verebilmelidir.

Hasar oluşumu ve gelişimi, Şekil 4.4’te yer alan ve hasara uğrayan bir malzemenin karakteristik gerilme-gerinim davranışı ile gösterilmektedir. İzotropik sertleşmeye sahip elastik-plastik bir malzeme bağlamında, hasar iki şekilde kendini göstermektedir. Şekildeki sürekli/kesintisiz eğri, hasarlı gerilme-gerinim tepkisini temsil ederken, kesikli eğri, hasar olmadığı durumda olması gereken malzeme davranışını göstermektedir [88].



Şekil 4.4 : Hasar ilerlemesi ve gerilme-gerinim eğrisi.

Yukarıda yer alan Şekil 4.4’te σ_{y0} ve ϵ_0^{-pl} sırasıyla hasar başlangıcında akma gerilimi ve eşdeğer plastik gerinimdir. ϵ_f^{-pl} Parametresi ise, genel hasar değişkeni $D = 1$ değerine ulaştığında hasar eşdeğer plastik şekil değiştirmesidir. Genel hasar değişkeni

olan D , ayrı ayrı tüm hasar değişkeni olan d_i aktif hasar mekanizmalarının birleşik etkisinin toplamıdır.

Hasar oluşumu esnasında oluşan eşdeğer plastik gerinim değeri, ε_f^{-pl} ağ yapısını oluşturan elemanların karakteristik uzunluğuna bağlıdır ve hasar oluşumu kriterinin belirlenebilmesi için bir malzeme parametresi olarak kullanılamaz. Bunun yerine, hasar oluşum kriteri, eşdeğer plastik yer değiştirme cinsinden u^{-pl} veya kırılma enerjisi dağılımı, G_f parametreleri türünden belirtilmektedir.

ABAQUS'te gerçekleştirilen analizler esnasında, ağır hasar görmüş olan malzemenin elemanlarının nasıl davranması gerektiği konusunda müdahale edilebilmektedir. Genel hasar değişkeni olan D için bir üst sınır limiti olan D_{max} tanımlanabilir ve bu şekilde maksimum ağ yapısı ve malzeme bozulması belirli bir limit değerine ulaşmış olduğunda bu malzeme ve bağlı olduğu elemanın silinip silinmemesi belirlenebilmektedir. Bu şekilde, analizler neticesinde hangi elemanların daha fazla hasar almış olduğu, örneğin su altı patlaması analizlerinde belirli bir gerilme ve deformasyondan sonra elemanların gerçek hayatta oluşan hasarlarda olduğu gibi sonlu elemanlar modelinden kaldırılması sağlanabilmektedir.

Ağır hasar görmüş ve maksimum bozulmaya tabi olan elemanların, modelden silinip silinmeyeceği, D_{max} 'ın varsayılan başlangıç ayarlarına bağlıdır. Varsayılan başlangıç eleman silme durumu için $D_{max} = 1$ olarak değerlendirilirken aksi her durum için, $D_{max} = 0.99$ değerinde limitlenmektedir. ABAQUS yazılımı içerisinde, SDEG opsiyonu aktif edildiğinde, D değerini değiştirebilme olanağını bize verir. D değeri, D_{max} değerine ulaştığında, ağ yapısını oluşturan ilgili eleman üzerinde daha fazla hasar birikmez (eleman silindikten sonra maksimum gerilme değeri de eleman üzerinde kalmayacaktır).

Analizler dâhilinde, maksimum bozulmaya ve gerilme değerlerine ulaşmış olan elemanlar sonlu elemanlar modelinden silinir. Analiz esnasında, modelde yer alan tüm mukavemet elemanları üzerinde yer alan elemanlara eşit bir biçimde hasar kriteri uygulanır.

$$\sigma = (1 - D)\bar{\sigma} \quad (4.37)$$

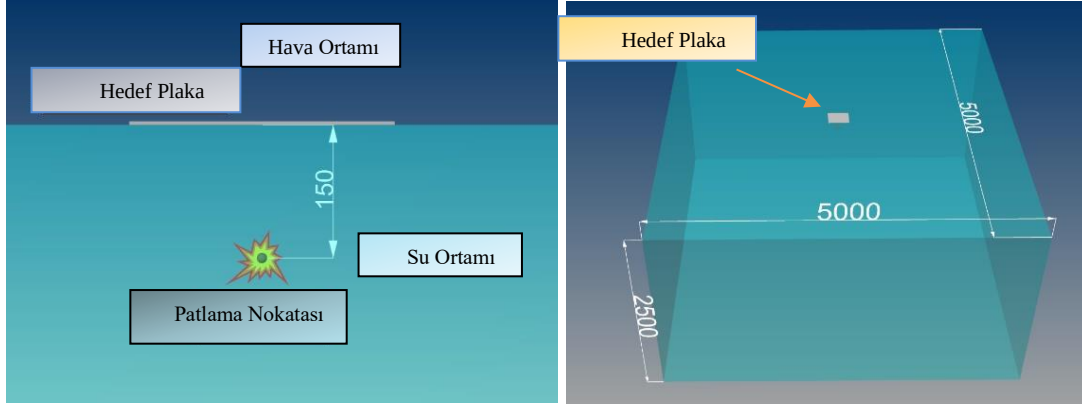
ABAQUS / Explicit'te D değeri D_{max} değerine ulaşırsa, ağ yapısından ilgili eleman değeri kaldırılır. Yüksek derecede hasar görmüş olan elemanların da modelden

silinerek kaldırılmaları, analizi gerçekleştirilen yapının, katı (solid) veya kabuk (shell) olarak modellenip modellenmediğine göre de değişiklik göstermektedir. Örneğin, herhangi bir katı modelde ağ yapısını oluşturan elemanlardan sadece bir tanesi maksimum deformasyon değerine ulaştığında ilgili eleman direk modelden kaldırılır. Bununla birlikte, bir kabuk (shell) elemanda, bir elemanın herhangi bir düğüm konumundaki tüm kabuk hattındaki elemanlar sınır değerine ulaştığında modelden kaldırılmaktadır. İkinci dereceden indirgenmiş entegrasyonlu kiriş (beam) elemanları analizinde, eleman boyunca, tüm kesitlerde meydana gelen maksimum deformasyon birbirine komşu olan iki eleman da görüldüğü durumlarda ilgili kiriş elemanının tamamen modelden kaldırılması ile sonuçlanır. Benzer şekilde, modifiye edilmiş üçgen ve dört yüzlü katı elemanlarda ve tam entegre membran elemanlarında D 'nin herhangi bir entegrasyon noktasında D_{max} 'a ulaşması durumunda ilgili elemanın modelden çıkartılmasına sebebiyet vermektedir. Bu nedenle shell elemanların kullanılması daha doğru analiz sonuçları elde edilmesini sağlayacaktır.

İsteğe bağlı olarak, üç boyutlu kiriş elemanları haricinde, sınır noktasını geçen elemanları ağ yapısından kaldırmaması seçilebilmektedir. Sınır değerini geçen elemanların ağ yapısından kaldırılması seçeneği kapalıyken, genel hasar değişkeni, $D \leq D_{max}$ koşulunu sağlayacak şekilde zorlanır. Eleman silme kapatılırsa varsayılan $D_{max} = 0.99$ dur ve bu, elemanların orijinal mukavemetinin en az 1%'i kadar bir artış mukavemet ile analiz içerisinde kalmasını sağlar.

4.1.4 Akustik – Katı Eşleşmesi yöntemi analiz sonuçları

Yukarıda aktarılan bilgiler ve yaklaşımlar doğrultusunda ABAQUS yazılımı kullanılarak analizler gerçekleştirilmiş ve analizler neticesinde elde edilen sonuçlar aşağıda yer aldığı şekilde sunulmuştur. Analizler esnasında, ABAQUS yazılımı içerisinde girdi olarak Bölüm 4.3.1'de aktarılan katsayılar kullanılmıştır. Elde edilen sonuçlar bu doğrultuda elde edilmiştir. Şekil 4.5'te analizler esnasında kullanılan analiz düzeneği şematik olarak gösterilmiştir. Deney ortamında yer aldığı gibi patlayıcı hedef plakadan 150 mm uzaklığa yerleştirilmiş ve deneylerde yer alan aynı su tankı düzeneği, Akustik-Katı Eşleştirme yönteminde de kullanılmıştır.



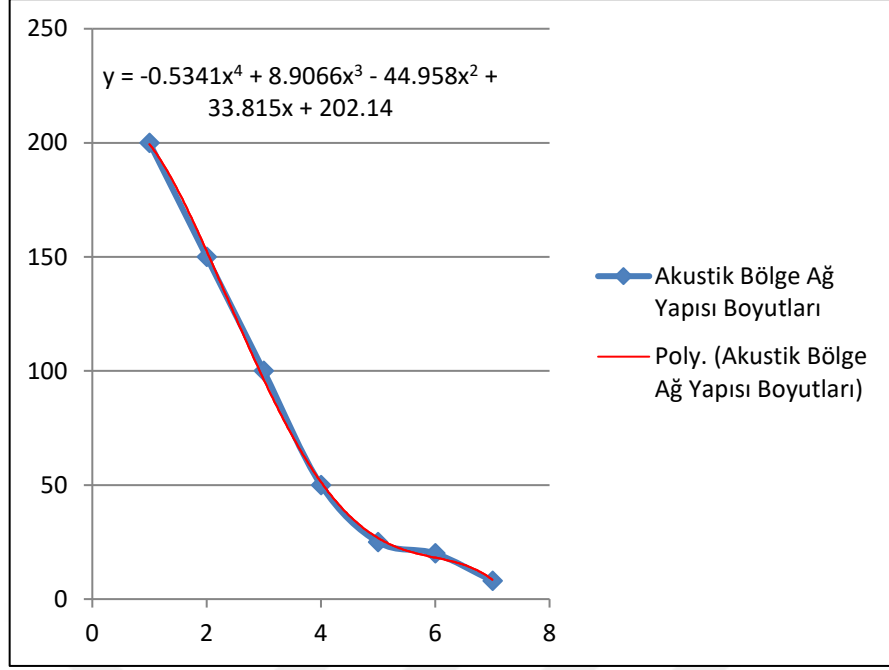
Şekil 4.5 : Analizler esnasında kullanılan limit ortam boyutları ve su altı patlamasının şematik gösterimi.

Akustik-Katı Eşleştirme analizleri esnasında Çizelge 4.4’te yer alan ağ yapısı kombinasyonları analiz edilmiştir.

Çizelge 4.4 : Analizler esnasında kullanılan ağ yapısı özellikleri.

Analiz Numarası	Akustik Bölge Ağ Boyutları (mm)	Akustik Bölge Ağ Sayısı	Plaka Ağ Boyutları (mm ²)	J-C Plaka Eleman Sayısı
Analiz 1	200	7500	21.4x20.8	168
Analiz 2	150	17424	21.4x20.8	168
Analiz 3	100	65000	21.4x20.8	168
Analiz 4	50	500000	21.4x20.8	168
Analiz 5	25	4000000	21.4x20.8	168
Analiz 6	20	7875000	21.4x20.8	168
Analiz 7	8	10586355	25x25	120

Çizelge 4.4’te görüldüğü üzere, doğru deformasyon ve şok dalgası basınç değerinin elde edilebilmesi için, akustik bölge (su ortamı) eleman boyutları sistematik olarak $y = 0.5341x^4 + 8.9066x^3 - 44.958x^2 + 33.815x + 202.14$ polinomu ile uyumlu olarak azaltılmıştır. Bu grafik Şekil 4.6’da verilmiştir.



Şekil 4.6 : Akustik bölge ağ yapısı boyutlarının değişimi.

Şekil 4.6'dan takip edilebileceği gibi ve çalışmanın ilerleyen aşamalarında görülebileceği üzere, analizler neticesinde elde edilen sonuçlar ağ yapısı ile doğrudan ilişkilidir. Aynı durum doğrusal (lineer) ve statik analizler için de geçerlidir. Analiz ortamının ağ yapısı (mesh) bağımlılığını ortadan kaldırabilmek için ağ yapısı boyutları elde edilen sonuçlar değişmeyene dek düzenlenmeli ve bu doğrultuda analizler sonlandırılmalıdır.

Analizler esnasında hem hedef plakayı çevreleyen akışkan ortamı hem de hedef plakanın ağ boyutlarının doğru bir şekilde belirlenebilmesi analiz sonuçlarının doğru elde edilebilmesi için kritik rol oynamaktadır. Bu nedenle eğer gerekli görülseydi çalışma dâhilinde hedef plaka ve akustik akışkan ortamın ağ boyutları küçültülmeye devam edilecek ve bu şekilde doğru sonuca yakınsayana kadar bu iterasyon devam ettirilecekti. Akustik-Katı Eşleşme yönteminde ağ yapısının modifiye edilebilmesi ve hedef plaka ve akışkan arasındaki ağ yapısı arasındaki ilişkinin belirlenebilmesi, ileride yer alan bölümlerde aktarılacağı gibi çok daha kolaydır. Çünkü ABAQUS yazılımında kullanmış olduğumuz, Akustik- Katı Eşleştirme yönteminde patlayıcının ağ yapısı kullanılarak modellenmesine gerek bulunmamaktadır. Ancak Eşleştirilmiş Euler-Lagrange (CEL) yönteminde patlayıcı da kendisini çevreleyen akışkan ile uyumlu olarak ağ yapısına dahil edilmelidir.

Akustik –Katı Eşleştirme yöntemi kullanılarak toplamda 7 farklı analiz sistematik bir biçimde gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar Çizelgeler 4.5 ve 4.6 ‘da verilmiştir. Çizelge 4.5, nümerik yöntemler ile hesaplanan şok dalgası basınç değerlerini ve ampirik yöntem ile hesaplanan basınç değerlerini ve bu basınç değerlerinin karşılaştırmalarını vermektedir.

Çizelge 4.5’ten açıkça görülebileceği üzere, akustik bölge ağ yapısı boyutları 8 mm’ye kadar indirildiğinde ampirik sonuçlar ile elde edilen hesaplamalara 2% oranına kadar yakınsamıştır. Burada unutulmaması gereken önemli bir nokta, bu analizlerin asıl amacı şok basınç değerine yakınsamak değil, deneyler ile uyumlu plaka kalıcı deformasyon değerlerine ulaşabilmektir. Ancak, doğru deformasyon değerine ulaşabilmek için şok dalgası basıncının hedef yapıya doğru bir şekilde iletilmesi oldukça önemlidir. Bu nedenle kalıcı plaka deformasyonu yanı sıra plaka yakınındaki şok dalgası basıncının da ampirik değerlere yakınsaması, önemlidir. Bu nedenle akustik şok dalgası basıncı da analizler esnasında sürekli kontrol edilmiş ve kayıt altına alınmıştır.

Çizelge 4.5 : Sayısal ve ampirik yöntemlerle hesaplanan şok dalgası basınç değerlerinin karşılaştırılması.

Analiz Numarası	Akustik Bölge Ağ Boyutları (mm)	Sayısal Yöntemle Hesaplanan Plaka Yakınındaki Şok Basıncı (Pa)	Ampirik Yöntemle Hesaplanan Plaka Yakınındaki Şok Basıncı (Pa)	Sayısal ve Ampirik Yöntemler arasındaki % Fark
Analiz 1	200	9.90E+06	1.60E+08	94%
Analiz 2	150	8.97E+05	1.60E+08	99%
Analiz 3	100	2.92E+07	1.60E+08	82%
Analiz 4	50	4.57E+08	1.60E+08	186%
Analiz 5	25	1.98E+08	1.60E+08	24%
Analiz 6	20	1.70+E08	1.60E+08	6%
Analiz 7	8	1.62+E08	1.60E+08	2%

Çizelge 4.6 : Nümerik analizler ve deneyler neticesinde elde edilen kalıcı deformasyonların karşılaştırılması.

Analiz Numarası	Johnson-Cook Plakası Ağ Boyutları (mm)	Nümerik Yöntemle Hesaplanan Plaka Deformasyonu (mm)	Deney neticesinde Hesaplanan Kalıcı Plaka Deformasyonu (mm)	Nümerik ve Deneysel Yöntemler arasındaki % Fark
Analiz 1	21	52	59	12%
Analiz 2	21	12	59	80%
Analiz 3	21	63	59	7%
Analiz 4	21	78	59	32%
Analiz 5	21	74	59	25%
Analiz 6	21	74	59	25%
Analiz 7	25	61	59	3%

Çizelge 4.6, şok dalgası basıncı nedeni ile plakada oluşan kalıcı deformasyon değerlerini göstermektedir. Bu deformasyon değerlerinin oluşabilmesi için gerekli olan ağ yapısı hakkındaki bilgiler de ayrıca Çizelge 4.6’da verilmiştir. Çizelge 4.5 ve 4.6’dan açıkça anlaşılabileceği gibi, 7 numaralı analiz neticesinde hem şok dalgası basıncı ampirik hesaplamalara hem de kalıcı deformasyon değeri deneyler ile elde edilen sonuçlara maksimum 3% oranında yakınsamıştır.

Bölüm 4.1.3.3’te Johson-Cook hasar modeli ile ilgili olarak teorik bilgiler aktarılmıştı. Ancak analizler sırasında kullanılan Johnson-Cook parametreleri ile ilgili bilgi verilmemişti. Bu çalışmada karşılaşılan en büyük zorluklardan bir tanesi Johnson-Cook parametrelerine karar verilebilmesiydi. Bunun en önemli sebebi referans makale ve deneysel çalışmada, Johnson-Cook malzeme parametreleri ile ilgili olarak herhangi bir bilgi aktarılmamış olmasıydı. Analizler esnasında HS10 numaralı deney sonuçlarına ulaşılması hedeflendiğinden ve HS10 numaralı deneyde yüksek mukavemetli çelik kullanıldığından analizler esnasında A36 Johnson – Cook parametreleri kullanılmıştır. Akustik-Katı Eşleştirme yönteminde, analizler esnasında kullanılan Johnson-Cook parametreleri Çizelge 4.7’de verilmiştir.

Çizelge 4.7 : A36 Gemi inşaatı çeliğinin Johnson-Cook parametreleri [89].

J-C Parametreleri	A (MPa)	B (MPa)	n	C	T_m °C	m	ϵ_0
	286	500	0.228	0.017	1430	0.917	1

ABAQUS yazılımında gerçekleştirilen analizler esnasında kullanılan Johnson-Cook parametreleri ve program girdileri Şekil 4.7’de aktarılmıştır. Tabloda verilen değerlerin birimi Pascal olarak verildiği için analizler neticesinde bulunan sonuçlar da Pascal olarak elde edilmiştir.

Edit Material

Name: JC_Steel

Description:

Material Behaviors

Density

Elastic

Plastic

Rate Dependent

General Mechanical Thermal Electrical/Magnetic Other

Plastic

Hardening: Johnson-Cook

Suboptions

Data

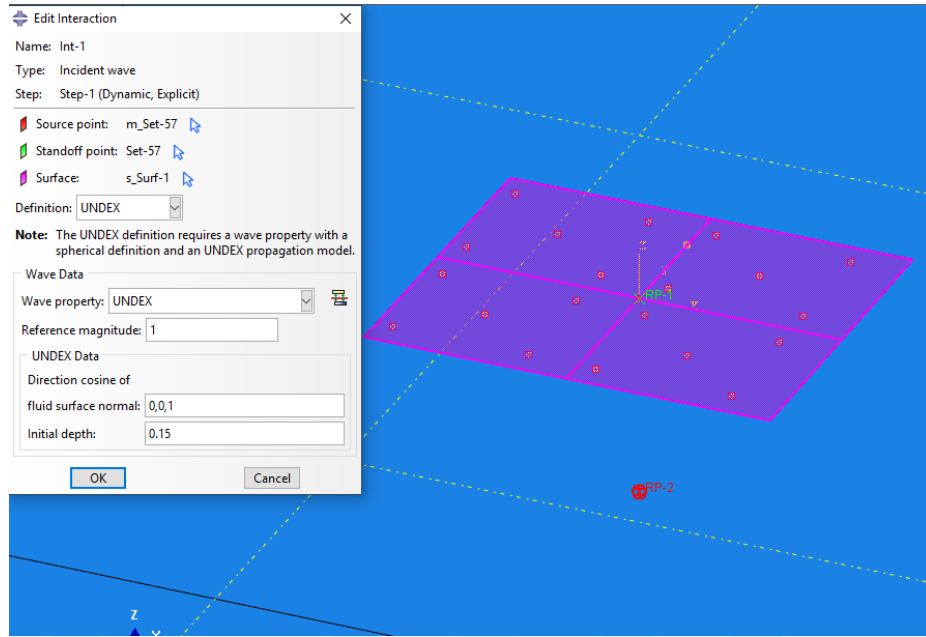
	A	B	n	m	Melting Temp	Transition Temp
1	286000000	500000000	0.228	0.917	1430	293

OK Cancel

Şekil 4.7 : Johnson-Cook parametreleri ABAQUS girdileri.

Çizelgeler 4.5 ve 4.6’da yer alan ağ yapısı kombinasyonlarının tamamının ekran çıktılarının çalışma dahilinde gösterilmesine gerek duyulmamış, sadece deney sonuçları ile yakınsayan analiz sonuçlarının gösterilmesinin yeterli olacağı değerlendirilmiştir.

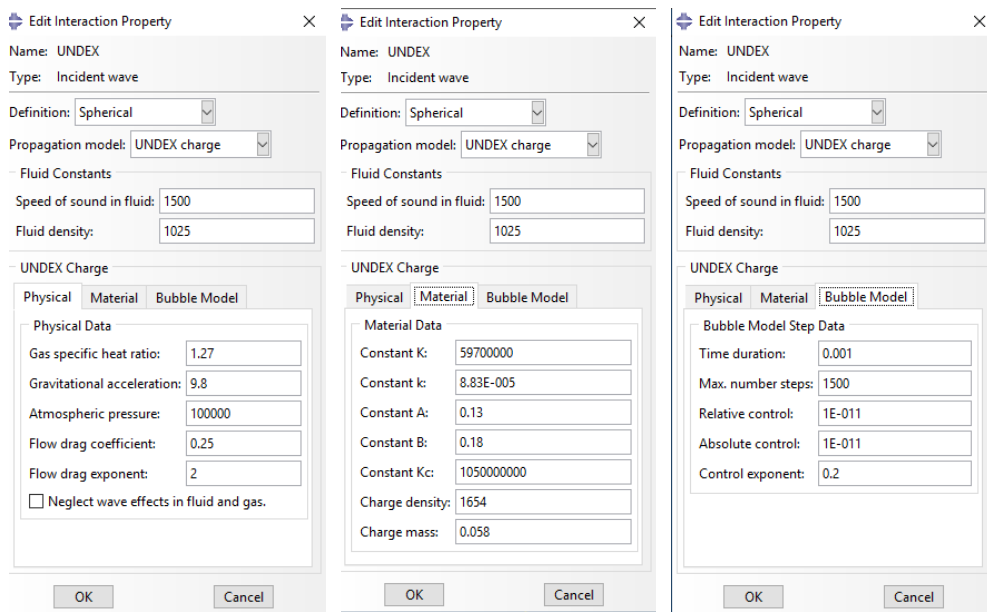
Şekil 4.8’de kırmızı renk ve RP-2 kodu ile tanımlanan bileşen, patlayıcı ve patlayıcının yerini göstermektedir. Yeşil renk ile gösterilen RP-1 ise patlayıcının hedef plaka üzerinde bulunan mesafesini tanımlayan noktayı temsil etmektedir (standoff-point). Magenta renk ile gösterilen dikdörtgen ise hedef plakayı göstermektedir.



Şekil 4.8 : Akustik-Katı Eşleştirme yönteminde genel bileşenler.

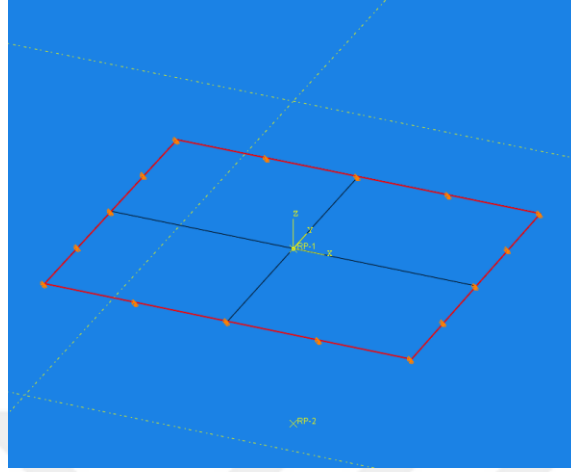
Initial depth sekmesinden de takip edilebileceği üzere, aynen deney koşullarında olduğu şekilde patlayıcı, hedef plakadan 150 mm mesafeye yerleştirilmiştir.

Şekil 4.9’da şok dalgası ile katı yapısı arasındaki ilişkinin tanımlanması esnasında kullanılan ABAQUS parametre girdileri yer almaktadır. Yukarıda yer alan bölümlerden de hatırlanacağı üzere orta bölümde yer alan parametreler, Geers-Gunter TNT modeli parametreleridir.



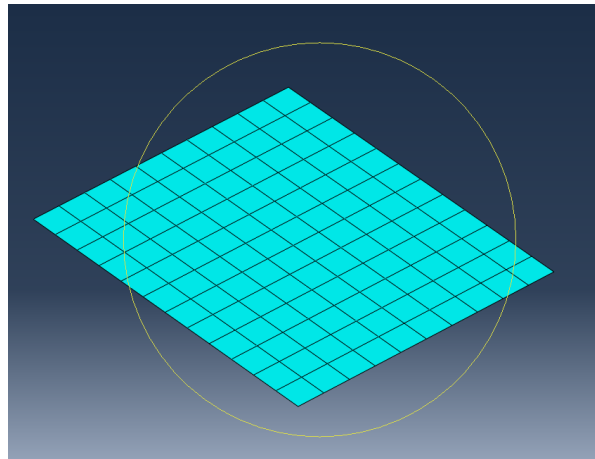
Şekil 4.9 : Katı Eşleştirme yönteminde analizler esnasında kullanılan şok dalgası parametreleri.

Analizler esnasında hedef plaka, deney koşullarına uygun olarak altı serbestlik derecesinde sabitlenmiştir (x,y ve z eksenlerinde hareket ve dönmeler kısıtlanmıştır). Şekil 4.10 hedef plakaya uygulanan sınır koşullarını göstermektedir.



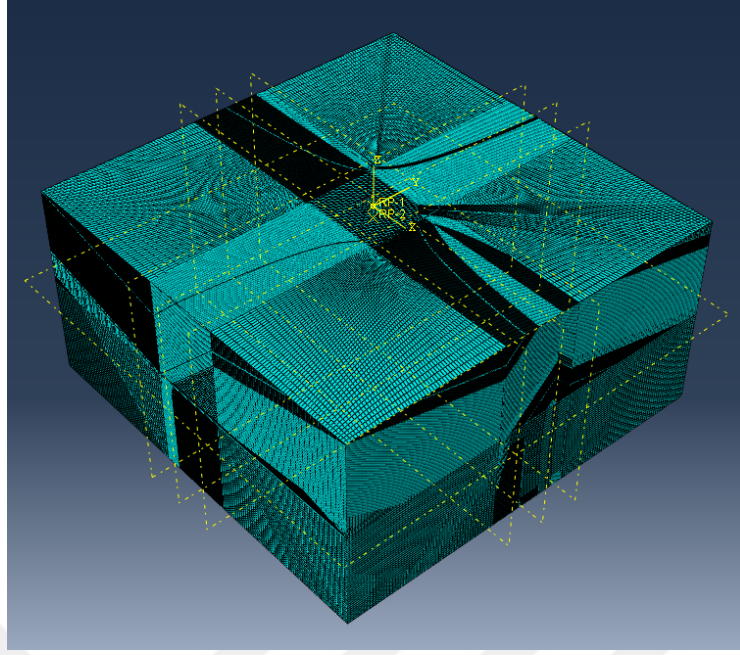
Şekil 4.10 : Hedef plaka sınır koşulları.

Şekil 4.11, analizler esnasında hedef plakaya uygulanan ağ yapısını göstermektedir ve her bir eleman boyu 25 mm olacak şekilde ağ yapısı düzenlenmiştir. Çizelge 4.6’da gösterildiği üzere eleman boyutlarının küçültülmesi durumunda plakayı oluşturan ağ yoğunluğunda artış olmakta ve elde edilen sonuçlar deney sonuçlarından ıraksamaya başlamaktadır. Bu nedenle 25 mm eleman boyutları kullanılmasına karar verilmiştir ve bu doğrultuda toplam 120 adet eleman kullanılmıştır.



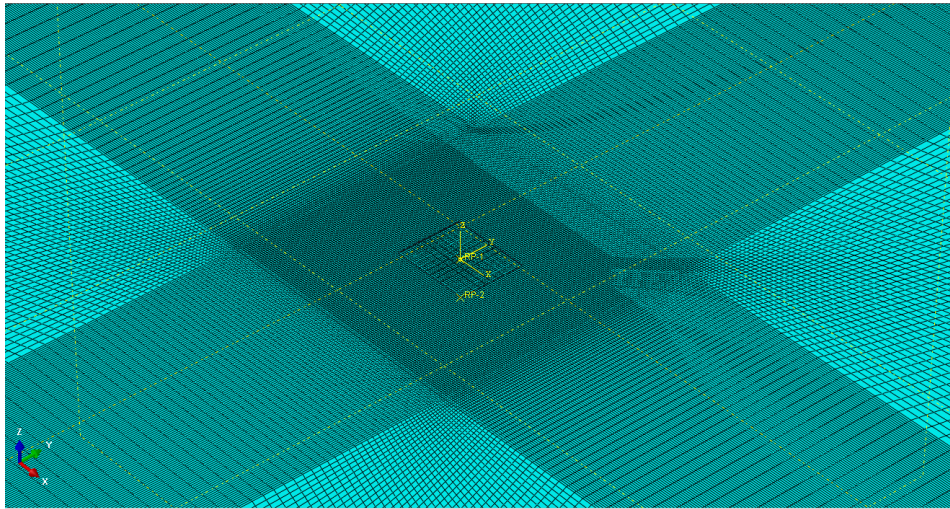
Şekil 4.11 : Hedef plaka ağ yapısı.

Çizelge 4.5’te, Analiz 7’de aktarılmış olduğu üzere, patlamanın gerçekleştiği su ortamı modellenirken hedef plakanın çevresinde 8 mm boyutlarında akustik elemanlar kullanılmıştır.



Şekil 4.12 : Hedef plaka ve akustik ortam ağ yapısı.

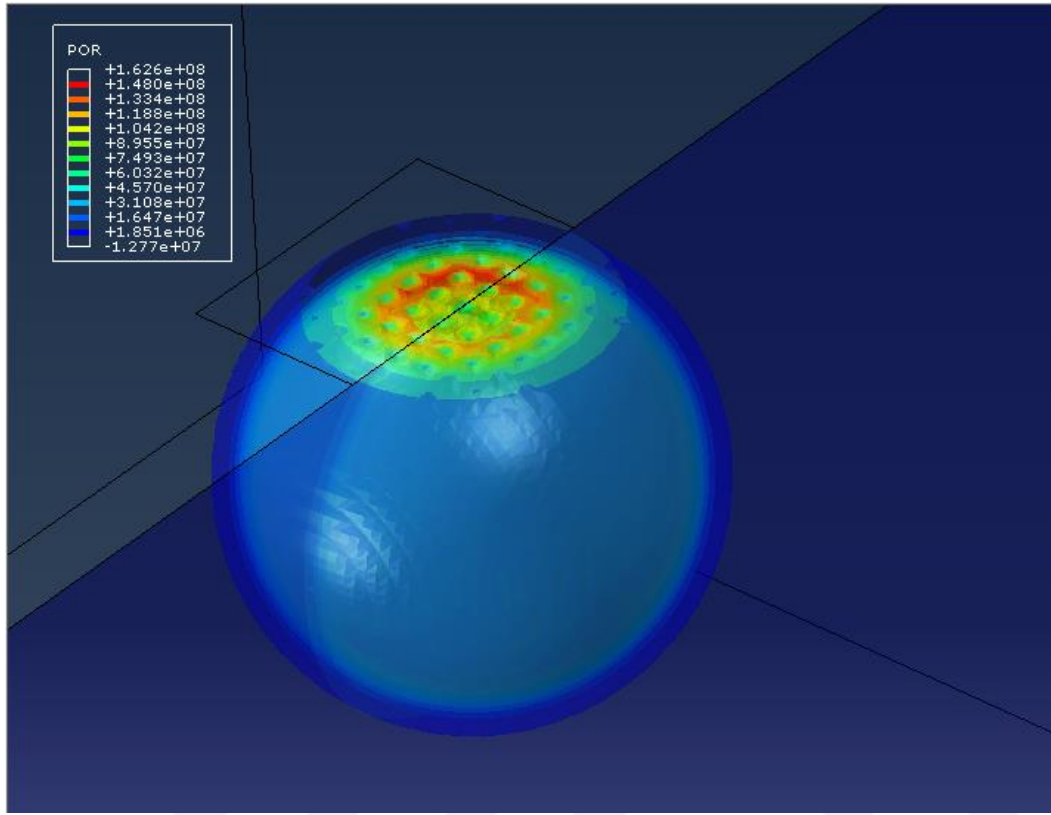
Şekil 4.13 hedef plaka yakınındaki eleman boyutlarını ve eleman dağılımını yakın açıdan gösterebilmek amacı ile verilmiştir. Buradan anlaşılabileceği gibi hedef plaka yapısı etrafında akustik basıncı doğru bir şekilde aktarabilmek amacı ile en uygun ağ yapısı oluşturulmuş (8 mm eleman boyutu) ve su ortamı bu şekilde ağlandırılmıştır.



Şekil 4.13 : Hedef plaka ağ yapısı ve akustik ortam ağ yapısı yakın görüntüsü.

Şekil 4.14, su altı patlaması neticesinde su ortamında oluşan akustik basıncın hedef plakaya tam çarpma anından alınmış olan durumu göstermektedir. Burada açıkça görüldüğü üzere, Şekil 4.9’da özellikleri verilmiş olan kabarcık tanımlanmasına uygun olarak, küresel bir kabarcık ve şok dalgası hedef plakaya iletilmiştir. Çizelge 4.5’te

sunulmuş olduğu üzere ve ampirik formüller ile hesaplanmış olan basınç değerleri ile uyumlu olarak 1.62E+08 Pascal basınç değeri hesaplanmıştır.

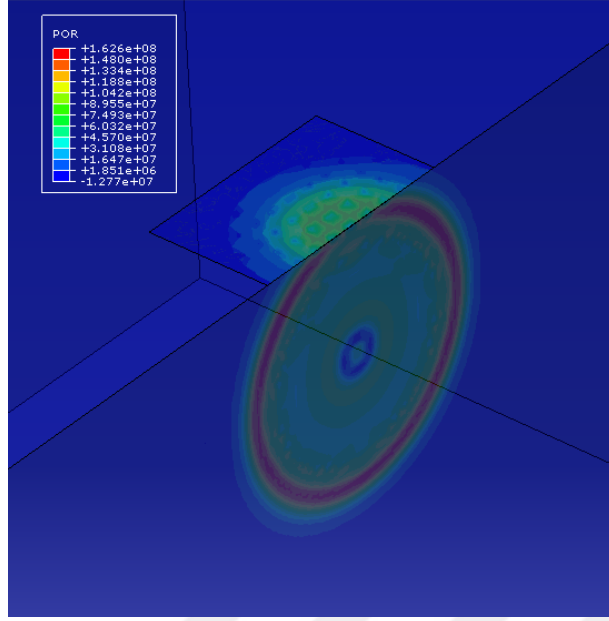


Şekil 4.14 : Şok dalgası ve şok neticesinde oluşan kabarcığın hedef plakaya çarpma anı.

Yukarıda verilmiş olan Eşitlik 2.4 ve Çizelge 2.2' de yer alan ampirik formül ve ilgili katsayıları dikkate alınarak hesaplamalar gerçekleştirilirse, TNT'den 150 mm mesafede oluşan maksimum şok basıncı aşağıda yer aldığı üzere 23152.4 psi, 1.6E+08 Pascal olarak hesaplanmaktadır. Yukarıda belirtilmiş olduğu gibi burada dikkat edilmesi gereken nokta birimlerin formüle doğru girilmesidir. W değeri patlayıcı ağırlığını libre cinsinden verirken, R, yani patlayıcının hedef noktaya olan mesafesi (stand off distance) feet cinsinden verilmiştir.

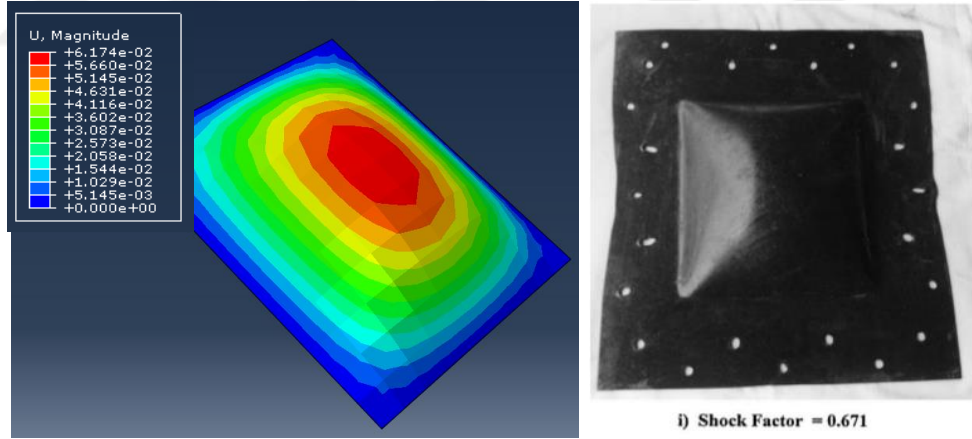
$$PM = K1 * \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A1} = 22505 * \left(\frac{0.128^{\frac{1}{3}}}{0.492} \right)^{1.18} = 23152.4 \text{ psi} \cong 16E08Pa$$

Yukarıda yer alan ampirik formül ve katsayılar ilgili birim sistemi ile doğru sonuç vermektedir. Hesaplamalar psi biriminde tamamlandıktan sonra Pascal'a çevrilebilir. Şekil 4.15, Şekil 4.14'ün, su ortamının yarısı kesilerek hazırlanan görselidir.



Şekil 4.15 : Şok dalgası ve şok neticesinde oluşan kabarcığın hedef plakaya çarpma anı.

Şekil 4.16'da şok dalgasının hedef plakaya çarpmasının ardından oluşan kalıcı deformasyon değerini göstermektedir. Şekil 4.16'dan anlaşılabileceği üzere, hedef plakada yaklaşık 61 mm değerinde kalıcı hasar meydana gelmiştir.



Şekil 4.16 : Analizler neticesinde elde edilen kalıcı deformasyon ve deney sonucunda oluşan deformasyonun karşılaştırılması.

Yukarıda üzerinde kısaca durulduğu üzere, patlayıcının ABAQUS yazılımı içerisinde modellenip patlayıcı parametrelerinin doğru bir şekilde belirlenmesi oldukça önemlidir. Bu nedenle TNT Geers-Hunter parametreleri üzerinde Sobol varyans tabanlı hassasiyet analizleri gerçekleştirilmiştir. Tez dâhilinde bu analizlerin gerçekleştirilmesinin en önemli nedenlerinden bir tanesi de bu analizlerin su altı patlamalarına ne şekilde adapte edilebileceği sorusuna yanıt bulmaktır. Literatürde

daha önce bu şekilde varyans tabanlı analizlerin gerçekleştirildiği herhangi bir su altı patlaması çalışmasına rastlanılmamıştır.

Varyans tabanlı hassasiyet analizleri, Ilya Sobol tarafından gerçekleştirildikten sonra Sobol metodu olarak anılmaya başlamıştır. Bu tip analizler ve metotlar, global hassasiyet analizler olarak değerlendirilmektedir [90][91]. Bu hassasiyet analizlerinde, asıl amaç söz konusu parametrelerden, elde edilen sonuçlara en fazla etkisi olan parametreleri ortaya çıkartmak ve bu doğrultuda, bu parametrelere analizler esnasında çok daha fazla önem verilmesini sağlamaktır.

Çizelge 4.3'te yer alan Geers-Hunter K , k , A ve B parametreleri, -15% ve +15% maksimum değerlerine kadar 5% oranında değişen değerlerde, artırılıp azaltılarak analizler tekrarlanmış ve bu analizler neticesinde elde edilmiş olan sonuçlar üzerindeki değişimler, Çizelgeler 4.8 ve 4.9'da aktarılmıştır.

Çizelge 4.8'de her bir Geers-Hunter parametresinin ayrı ayrı değişimi ve değişim yüzdeleri verilirken, Çizelge 4.9'da K ve k parametrelerinin aynı anda değiştirilmesinin sonuçlara olan etkileri yer almaktadır. Gerçekleştirilen analizler neticesinde sonuçlar üzerinde en fazla etkiye sahip olan parametrelerin K ve k parametreleri olduğu anlaşılmıştır. Bu nedenden dolayı bu parametrelerin birbirleri üzerindeki etkilerini inceleyebilmek amacı ile, bu parametrelerin birlikte değişimlerinin sonuçlar üzerinde etkileri incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar Çizelge 4.9'da sunulmuştur.

Çizelge 4.9'dan anlaşılabileceği üzere, parametrelerin birlikte artırılması veya azaltılması özellikle plakada oluşan kalıcı deformasyonlar üzerinde daha fazla oranda deformasyon oluşmasına neden olmaktadır.

Çizelge 4.8 : Sobol analizlerinde kullanılmak üzere hazırlanan parametre değişim tablosu.

TNT Geers-Hunter Parametreleri % Değişim Tablosu					
Parametre	Parametre Değeri	Akustik Basınç	Hedef Plaka Deformasyonu	Akustik Basınç % Değişimi	Plaka Deformasyonu % Değişimi
K sabiti orijinal	5.97E+07	1.626E+08	61.7	0%	0%
K sabiti 10% artış	6.57E+07	1.790E+08	67.9	10.09%	10.049%
K sabiti 15% artış	6.87E+07	1.871E+08	71	15.07%	15.073%
K sabiti 10% azalış	5.37E+07	1.463E+08	55.7	-10.02%	-9.724%
K sabiti 15% azalış	5.07E+07	1.381E+08	52.74	-15.07%	-14.522%
k sabiti orijinal	8.83E-05	1.626E+08	61.7	0%	0%
k sabiti 10% artış	9.71E-05	1.660E+08	67.05	2.09%	8.671%
k sabiti 15% artış	1.02E-04	1.699E+08	69.8	4.49%	13.128%
k sabiti 10% azalış	7.95E-05	1.591E+08	56.73	-2.15%	-8.055%
k sabiti 15% azalış	7.51E-05	1.563E+08	54.49	-3.87%	-11.686%
A sabiti orijinal	0.1300	1.626E+08	61.7	0%	0%
A sabiti 10% artış	0.1430	1.651E+08	62.4	1.54%	1.135%
A sabiti 15% artış	0.1495	1.663E+08	62.83	2.28%	1.831%
A sabiti 10% azalış	0.1170	1.602E+08	61.03	-1.48%	-1.086%
A sabiti 15% azalış	0.1105	1.590E+08	60.68	-2.21%	-1.653%
B sabiti orijinal	0.180	1.626E+08	61.7	0%	0%
B sabiti 10% artış	0.198	1.588E+08	59.72	-2.34%	-3.209%
B sabiti 15% artış	0.207	1.631E+08	59.64	0.31%	-3.339%
B sabiti 10% azalış	0.162	1.640E+08	63.69	0.86%	3.225%
B sabiti 15% azalış	0.153	1.656E+08	64.34	1.85%	4.279%

Çizelge 4.9 : Sobol analizlerinde K ve k parametrelerinin aynı anda değişimi.

TNT K ve K Parametrelerinin aynı anda % Değişim Tablosu					
Parametre	Parametre Değeri	Akustik Basınç	Hedef Plaka Deformasyonu	Akustik Basınç % Değişimi	Plaka Deformasyonu % Değişimi
K sabiti 10% artış	6.57E+07	1.827E+08	73.81	12.36%	19.63%
k sabiti 10% artış	9.71E-05				
K sabiti 15% artış	6.87E+07	1.955E+08	80.44	20.23%	30.37%
k sabiti 15% artış	1.02E-04				
K sabiti 10% azalış	5.37E+07	1.432E+08	51.26	-11.93%	-16.92%
k sabiti 10% azalış	7.95E-05				
K sabiti 15% azalış	5.07E+07	1.327E+08	46.74	-18.39%	-24.25%
k sabiti 15% azalış	7.51E-05				

4.2 Eşleştirilmiş Euler-Lagrange (CEL) Yöntemi ile Gerçekleştirilen Analizler ve Sonuçların İrdelenmesi

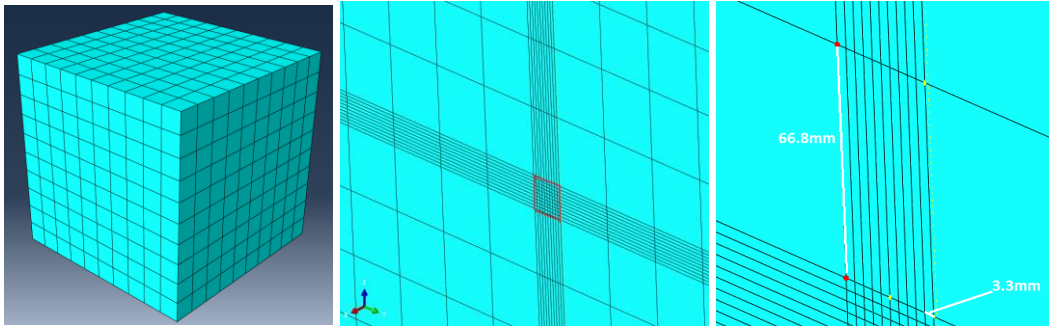
Bir önceki bölümde, Çizelge 4.6'da verilmiş olduğu gibi, Akustik-Katı Eşleştirme (ASC) yöntemi ile gerçekleştirilen analizlerle, deney sonuçlarının 3%'e kadar yakınsaması sağlanmıştır. Çalışmanın bu aşamasında, Coupled Euler-Lagrange (CEL) yöntemi ile hesaplanan sonuçların, deney sonuçları ile uyumlu olabilmesi için, hava, su, TNT ve hedef plaka arasındaki ağ yapısı ilişkisi incelenmiştir. Gerçekleştirilen analizler neticesinde, yakın su altı patlaması CEL analizlerinin başlangıç aşamasında kullanılmak üzere yukarıda belirtilen farklı ortamların ağ yapısı konfigürasyonları hakkında bir önermede bulunulmuştur.

Bu tez çalışmasında CEL ve ASC yöntemleri arasındaki en önemli farklardan bir tanesi, CEL yönteminde patlayıcının da ağlandırılarak analizlerin gerçekleştirilmiş olmasıdır. CEL yöntemi analizleri esnasında en kritik konuların başında, patlayıcı (bu çalışmada TNT) ağ yapısı boyutlarına karar verebilmek gelmektedir. Çalışmanın ilerleyen aşamalarında detaylı bir şekilde aktarılacağı üzere, sıvı ortamından doğru şok basınç değerlerinin hedef plakaya aktarılabilmesi için, TNT ağ yapısı, TNT'yi çevreleyen akışkanın (Euler ortamı) ağ yapısı ile uyumlu olmalıdır. Patlama neticesinde oluşan yüksek basınçlı şok dalgasının hedef yapıya doğru bir şekilde ulaşamaması, analizlerin hatalı olmasına neden olacaktır. Hedef yapıda gerçekleşen kalıcı deformasyonlar, noktasal ivmelenme, hızlanmalar ve gerilme gibi analiz çıktılarının doğruluğu, hedef yapıya doğru basınç dalgasının ulaşabilmesi ile ilişkilidir.

Önceki bölümlerde detaylı bir şekilde aktarıldığı üzere, ASC yöntemi ile gerçekleştirilen analizlerde, patlayıcının yer ve konumu noktasal olarak tanımlandığından, patlayıcının ağ yapısı ile tanımlanmasına gerek yoktu. Ancak CEL (Coupled Euler Lagrange) yaklaşımında patlayıcının hacmi, öz kütlesi ile ilişkili olarak hesaplanmalı ve bu doğrultuda hesaplanan hacim, ağ yapısı ile tanımlanmalıdır. Bu farklı malzeme ve bölgeler için tanımlanan hacimsel (üç boyutlu) elemanların boyutları, şekilleri ve en-boy oranları (aspect ratio) kritik öneme sahiptir. Çalışmanın ilerleyen aşamalarında burada bahsedilen elemanların geometrik özellikleri üzerinde detaylı biçimde durulmuştur.

Bu çalışmasının önemli amaçlarından bir tanesi de su altı patlaması analizleri ile ilgilenen bir araştırmacının veya mühendisin, CEL yöntemini kullanırken, yakın bölge su altı patlaması analizlerine başlamadan önce, çalışmasının başlangıç aşamasında TNT, su, hava ve hedef plaka ortamları arasındaki ağ yapıları arasındaki ilişki hakkında bir fikir sahibi olabilmesini sağlamaktır. Literatürde ve analizlerin gerçekleştirilmiş olduğu yazılımların teknik dokümanlarında minimum ağ yapısı koşulları ile ilgili önermeler ve eşitlikler yer almaktadır. Ancak burada önerilen denklemler neticesinde elde edilen değerler, minimum veya maksimum değerlerdir ve genellikle doğru sonuç elde edilmesini sağlamamaktadır. Doğru basınç değerleri ve plaka deformasyon sonuçlarının elde edilebilmesi için maksimum ve minimum değerlerin kullanılması yeterli olmamaktadır.

Tezin bu aşamasında, CEL yönteminde deney sonuçları ile uyumlu sonuçların elde edilebilmesi amacı ile farklı ağ yapısı kombinasyonları denenmiş ve bu ağ yapısı kombinasyonları neticesinde elde edilen sonuçlar aşağıda aktarılmıştır. CEL analizlerinin başlangıç aşamasında, sadece TNT'nin yani patlayıcının hacminin maksimum sayıda veya minimum ağ yapısında ağlandırılması koşulu analiz edilmiştir. Şekil 4.17'den takip edilebileceği üzere, TNT kübik hacim olarak modellenmiş ve bu hacmin her bir kenarı 10 eşit parçaya bölünmüştür.



Şekil 4.17 : TNT hacminin 10 eşit parçaya bölündüğü durum analiz koşulları.

TNT'nin her bir kenarının 10 parçaya bölünmesi neticesinde her bir elemanın uzunluğu yaklaşık olarak 3.3 mm olarak ölçülmüştür. Çalışmanın önceki bölümlerinden hatırlanacağı üzere, PEK 1 patlayıcısının TNT eşleniği 58gr olarak hesaplanmış ve TNT'nin öz kütlesi 1654 kg/m^3 olarak dikkate alınmıştı. Öz kütle ve kütle arasında gerekli matematiksel düzenlemeler gerçekleştirilerek, TNT'nin hacmi 35454.54 mm^3 olarak hesaplanmakta ve dolayısıyla TNT'yi oluşturan kübik yapının bir kenarı 32.85 mm olarak elde edilmektedir. Buradan hareketle, TNT'yi oluşturan

her bir elemanın boyu yaklaşık 3.3 mm olarak hesaplanmaktadır. Burada TNT'yi çevreleyen su ortamında yer alan her bir elemanın boyutu 66.8 mm olarak alınmıştır.

Şekil 4.17'de yer alan TNT ve su ortamı arasında eleman boyutları arasında $3.3/66.8 = 0.049$ oranında bir en-boy oranı (aspect-ratio) mevcuttur. Bu oran, doğru sonuç elde edilmesinden oldukça uzak ve hatta çözümün yarıda sonlandırılarak hatalı sonuç elde edilememesine neden olan bir ağ yapısı kombinasyonu şeklinde ortaya çıkmaktadır.

Şekil 4.17'den hareketle, eleman en-boy oranının artırılıp daha tutarlı sonuçların elde edilebilmesi amacı ile TNT 10 adet eleman yerine 8 adet elemene bölünmüş ve su yapısının eleman boyutu değiştirilmemiştir. Bu durumda TNT eleman boyutu 4.1 mm olarak ölçülmüş ve su yapısı ile en boy oranı $4.1/66.8 \approx 0.061$ olarak hesaplanmıştır. Başlangıç durumu ile benzer olarak çözüm yarıda sonlandırılmış ve herhangi bir çözüme ulaşamamıştır.

Yukarıda aktarılan iterasyonlara devam edilerek patlayıcı 6 elemene bölünmüş ve her bir eleman uzunluğu 5.5 mm olarak hesaplanmıştır. Bu durumda elde edilen en-boy oranı $5.5/66.8 \approx 0.082$ olarak hesaplanmıştır. Bu durumda da herhangi bir çözüme ulaşılmadan program çözümü yarıda kesmiştir.

Burada elde edilen sonuçlar ışığında akıllara gelen ilk soru programın çözümleri neden yarıda kesip sonlandırdığı ve hangi en-boy (aspect ratio) oranında programın çözümü yarıda kesmeden sonuca ulaşabileceğinin araştırılmasıdır.

Bir sonraki aşamada TNT 5 parçaya bölünmüş ve analizlerin bu şekilde çözüme ulaşması hedeflenmiştir. TNT 5 parçaya bölündüğünde eleman boyutları 6.6 mm olarak ölçülmüş ve bu doğrultuda en boy oranı $6.6/66.8 \approx 0.1$ olarak hesaplanmıştır. Bu durumda çözüm yine yarıda kesilmiştir.

Yukarıda yer alan analizler neticesinde ve sonraki aşamada, TNT 4 adet elemene bölündüğünde, en boy oranı $8.2/66.8 \approx 0.122$ olarak elde edilmiş ve çözüm yarıda kesilmemiştir. Burada elde edilen sonuçlar neticesinde şu önermede bulunulabilir: Su altı patlaması olayının CEL yöntemi ile analiz edilmesi esnasında, matematiksel olarak modellenbilmesi ve sonuç elde edilebilmesi için, patlayıcı ve patlayıcıyı çevreleyen akışkan arasında 0.1 değerinden daha büyük bir en-boy (aspect ratio) oranı olmalıdır.

Yukarıda bahsedildiği üzere, düşük en-boy oranlarında çözümün neden yarıda kesildiği ile ilgili olarak birkaç önermede bulunabiliriz. Bu önermelerden bir tanesi

Explicit-Dynamic analizlerde, şok dalgası belirlenen adım aralığında, bir elemandan daha fazla elemanı içerecek şekilde ilerlememelidir. Buradan hareketle, çözümün yarıda kesilmesinin nedenlerinden bir tanesi, ağ yapısında oluşan deformasyonun belirlenen adım aralığında, birden fazla elemanı kapsayacak şekilde olmasıdır. Bu durum genellikle uygun olmayan ağ yapısının ve uygun olmayan en-boy oranının kullanılmasından kaynaklanmaktadır. İlerleyen bölümlerden anlaşılabileceği üzere, ağ yapısı değiştirilerek ve en-boy oranı artırılarak çözümün yarıda kesilmesi engellenebilmektedir.

Çözümün yarıda kesilmesini engelleyecek olan bir diğer öneri ise, zaman adım aralığının azaltılması olacaktır. Zaman adım aralığının azaltılması da çözümün yarıda kesilmesine engel olabilecektir. Elde edilen sonuçların doğruluğunu TNT ve TNT'yi çevreleyen su bölgesi arasındaki ağ yapısı ilişkisi belirleyecektir. Ancak burada unutulmaması gereken en önemli unsur, Euler sıvı modellemelerinde zaman adım aralığı artışı (stable time increment) veya kütle ölçekleme (mass scaling factor) yöntemleri kullanılarak çözüm elde edilmesi sağlanamamaktadır. Lagrange modeli kullanarak ağlandırılan katı modellerde, bu opsiyonlar aktif olarak kullanılabilirken Euler yapısı kullanılarak modellenen sıvı ortamlarında bu opsiyonlar kullanılamamaktadır.

ABAQUS yazılımında, özellikle explicit/dynamic analizler esnasında uygun olmayan ağ yapısı kullanılması nedeni ile “The ratio of deformation speed to wave speed exceeds 1.0000 in at least one element” hatası çok sıklıkla alınmakta ve bu hata nedeni ile herhangi bir sonuca ulaşılamadan çözüm yarıda kesilmektedir. Patlamanın veya şok dalgasının hızı, deformasyon hızından fazla olduğunda, yukarıda belirtilmiş olan hata mesajı alınmaktadır. Bu hatanın oluşmaması için ABAQUS/Explicit solver içerisinde mass scaling faktör veya time scaling faktör olarak tanımlanmış olan algoritma kullanılmaktadır. Ancak bu algoritma çok dikkatli biçimde kullanılmalıdır. Aksi durumda elde edilen sonuçlar hatalı olacaktır. ABAQUS/explicit çözümü içerisinde kinetik enerji toplam enerjinin 10%'u dolaylarında olduğunda time scaling faktör kullanılabilmektedir. Bunun haricinde kullanıldığı durumlarda hatalı sonuç elde edilmesine neden olmaktadır. Ancak yukarıda da belirtilmiş olduğu gibi, time scaling faktör su altı patlamaları modellemelerinde kullanılamamaktadır. ABAQUS/explicit analizlerinde, sabit zaman artışı (stable time increment) bu duruma karşılık gelmekte ve bu opsiyon kullanılarak, anlık darbenin zamana bağlı değişimi kontrol

edilebilmektedir. Sabit zaman artışı (stable time increment), Eşitlik 4.37’de yer aldığı gibidir.

$$\Delta_t = L^e \cdot \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad (4.37)$$

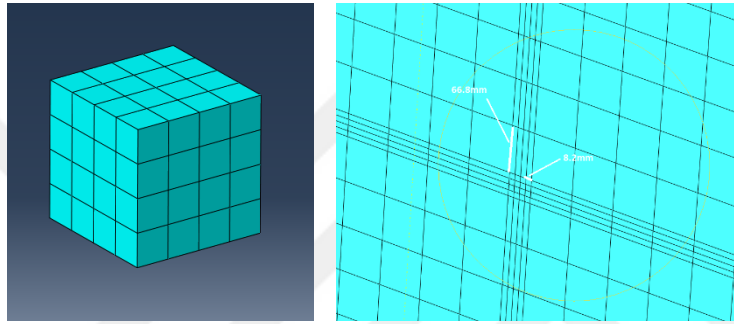
Eşitlik 4.37’de L^e ağ yapısını oluşturan en kısa eleman boyutunu gösterirken, ρ ilgili bölgenin yoğunluğunu göstermekte ve E ise elastisite modülünü temsil etmektedir. Stabilitate limiti özellikle Explicit/Dynamic analizlerde kritik önem taşımaktadır ve doğru sonuçların elde edilebilmesi için zaman adım artışı, stabilite limitinden daha küçük olmalıdır. Stabilitate limiti çözüm esnasında sistemde bulunan en küçük ve kısa eleman tarafından belirlenmektedir. Stabilitate limiti, elementin karakteristik uzunluğu ve şok dalgası hızı arasındaki orandır.

Eşitlik 4.37’den de anlaşılabileceği üzere, yukarıda aktarılan hatanın oluşmaması için atılması gereken adım, ağ yapısı boyutlarını arttırarak, Δ_t ’yi arttırmaktır. Ancak bu durumda akıllara şu soru gelmektedir, ağ yapısını oluşturan eleman boyutları yeteri kadar kısa olmadığında veya yeteri kadar sıklıkta ağ yapısı oluşturulmadığında elde edilen sonuçlar ne kadar doğru olacaktır? İşte bu aşamada mass scaling yani adım aralığının küçültülebilmesi için bir diğer etken olan öz kütlenin küçültülmesi devreye girmektedir. Bu da ABAQUS/explicit yazılımının ρ yani öz kütlede değişiklik yaparak çözüme ulaşmaya çalışması ile sonlanmaktadır. Kütle ölçeklenmesi (mass scaling) opsiyonu aktif edildiğinde ve kullanıldığında istenilen sabit zaman artışı sisteme el ile girilmekte ve ABAQUS özkütle değerinde oynama yaparak kütleli ölçeklendirmektedir. Bu şekilde istenilen sabit zaman artışına ulaşmaktadır. Bu yöntem Euler elemanlarında kullanılamamaktadır.

Yukarıda belirtilmiş olduğu gibi, Euler akışkan yapısı mass scaling veya sabit zaman aralığı değişimi (stable time increment) opsiyonlarına izin vermediğinden bu durumda analizi gerçekleştiren kişi modelde herhangi bir hata olup olmadığını kontrol etmelidir. Gereğinden daha küçük eleman boyutlarının kullanılması, elemanların en-boy oranlarının doğru tanımlanamaması (aspect ratio), eleman şekillerinin amorf veya kama şeklinde olması (element skewness) olması bu tip hatalar alınmasının ana nedenlerini oluşturmaktadır. Ayrıca, çok yakın mesafelerde çok büyük patlayıcıların çok fazla elemene bölünmesi ve dolayısıyla doğru basınç transferinin hedef yapıya

transfer edilebilmesi için, su ortamının da çok küçük elemanlara bölünmesi de bu tarz hatalar alınmasına neden olacaktır.

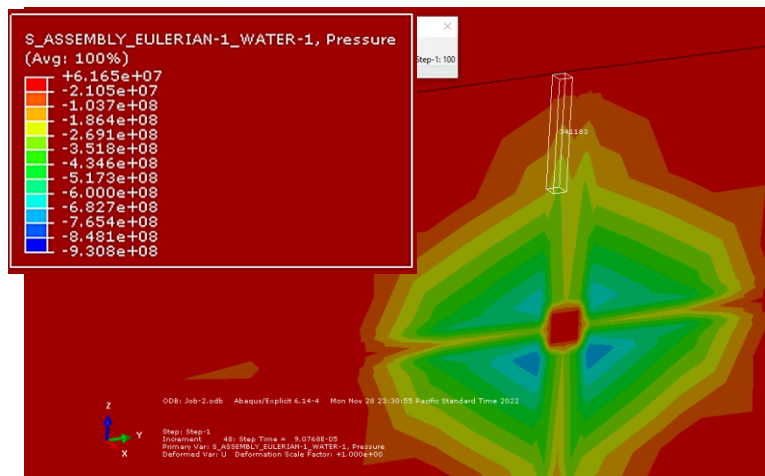
Yukarıda belirtilmiş olduğu gibi çözümün elde edilebiliyor olması, çözümün doğru olduğu anlamına gelmemektedir. Şekil 4.18’de en-boy oranının 0.1’den büyük olduğu durumda gerçekleştirilen ağ yapısı ve çözüm yer almaktadır. Su altı patlaması analizlerini gerçekleştiren mühendis veya araştırmacı, çözüm maliyetinin zamansal olarak azaltılabilmesi amacı ile her zaman minimum sayıda eleman kullanılmasına yönelik olarak çalışmalıdır. Bu doğrultuda doğru çözümün elde edilebilmesi gerekli olan minimum eleman sayısına dikkatli bir şekilde karar vermelidir.



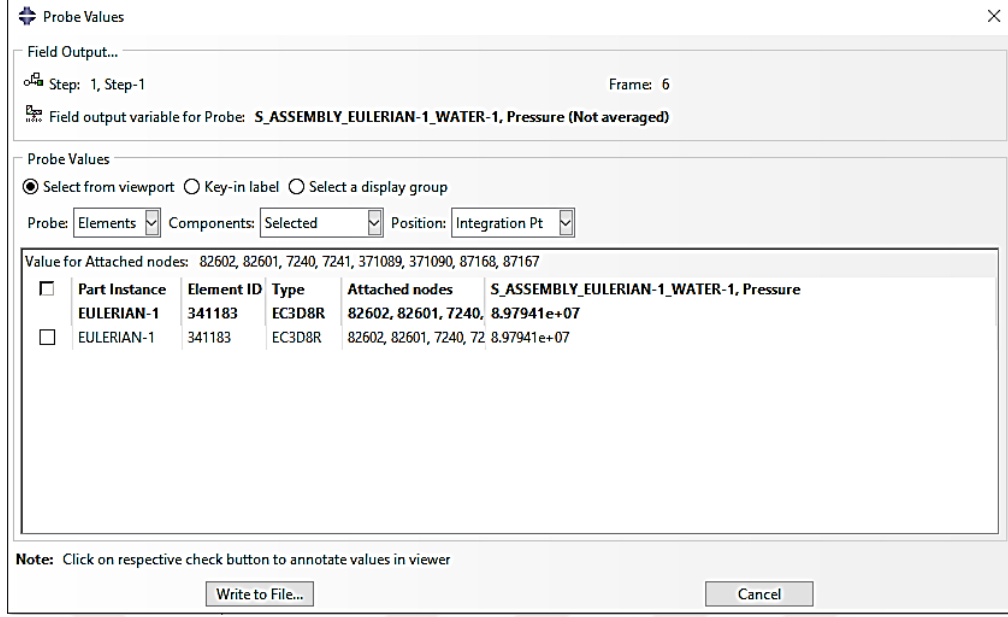
Şekil 4.18 : TNT ve TNT’yi çevreleyen ortam arasındaki ağ yapısı ilişkisi (TNT hacmi 4 eleman ile bölünmüş durum).

Şekil 4.18’den takip edilebileceği üzere, TNT’yi oluşturan ağ yapısının eleman boyu 8.2 mm olarak ölçülürken TNT’ye komşu olan su ortamının ağ boyutları da 66.8 mm olarak ölçülmektedir.

Şekil 4.18’de yer alan ağ yapısı neticesinde elde edilmiş olan analiz sonuçları aşağıda Şekil 4.19’da verilmiştir.

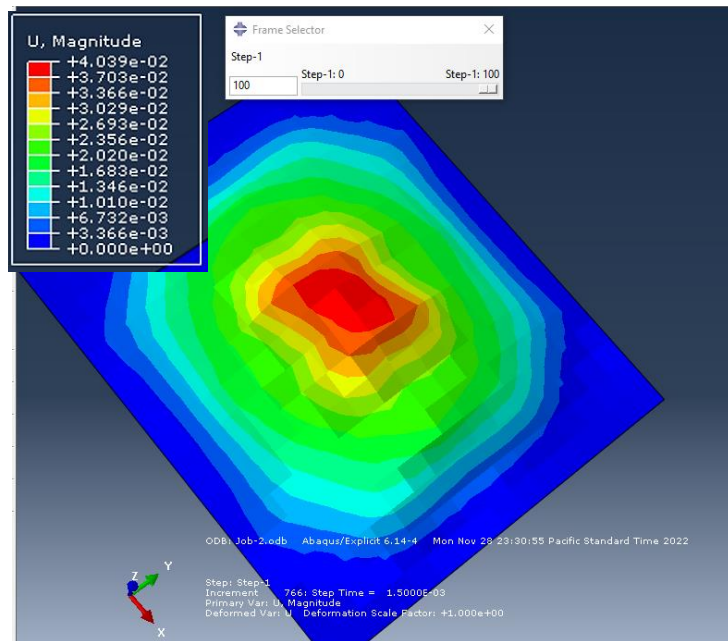


Şekil 4.19 : TNT’yi çevreleyen su ortamından hedef plakaya aktarılan şok dalgası basıncı.



Şekil 4.20 : Şok dalgasının hedef plakaya ulaştığı andaki şok basınç değeri.

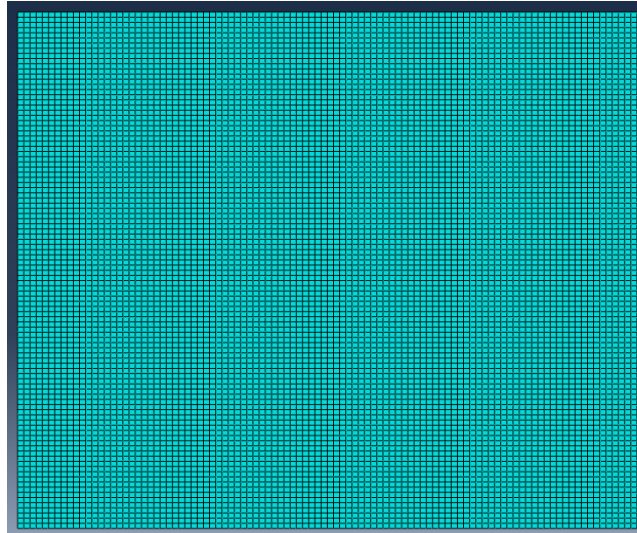
Şekiller 4.19 ve 4.20’ den takip edilebileceği üzere, TNT’den etrafını çevreleyen su ortamına aktarılan basınç değeri tam hedef plakaya ulaşma anında, $8.9E+07$ Pa olarak hesaplanmıştır. Bu değer ampirik formüller ile elde edilen değerden çok uzak bir değerdir. Analizler neticesinde elde edilen şok dalgası, basınç değerinin ampirik yöntemler ile hesaplanan değerden farklı olması, kesin bir anlam ifade etmemekle birlikte, ağ yapının yetersiz olabileceği konusunda da önemli ip uçları vermektedir. Aşağıda Şekil 4.21’de bu şok dalgası nedeni ile plakada oluşan kalıcı deformasyon değeri gösterilmektedir.



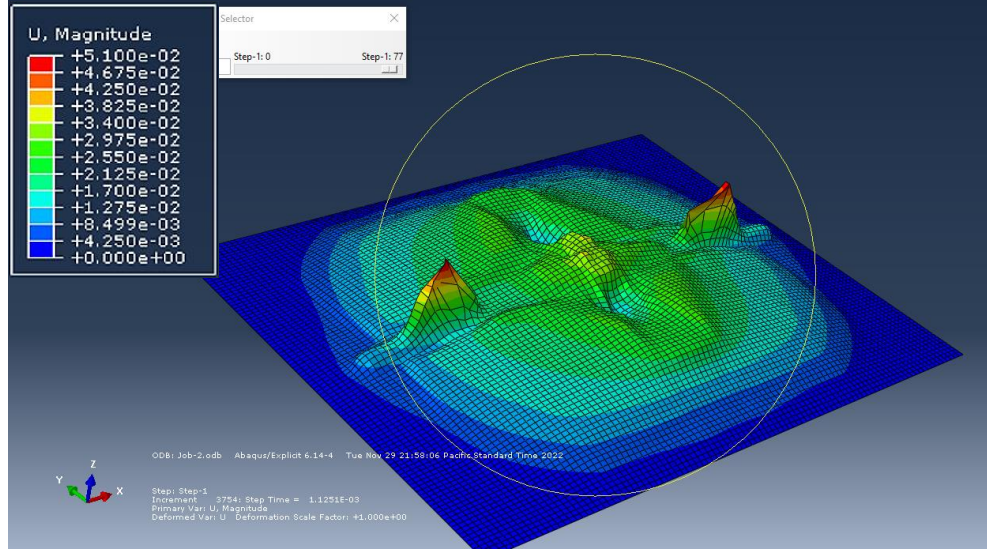
Şekil 4.21 : Şok dalgasının hedef plakada yaratmış olduğu kalıcı deformasyon.

Şekil 4.21'den takip edilebileceği üzere, hedef plakada oluşan kalıcı deformasyon 40 mm olarak hesaplanmıştır. Daha önceki bölümlerden takip edilebileceği üzere referans çalışmada gerçekleştirilmiş olan deneyler neticesinde elde edilmiş olan kalıcı deformasyon değeri 59 mm olarak elde edilmişti. Yukarıda da üzerinde durulduğu üzere en-boy oranının 0.1 değerinin üzerinde olması ve analiz neticesinde bir sonuç elde ediliyor olması çözümün doğruluğu hakkında herhangi bir neticeye varılmasına olanak sağlamamaktadır.

Su altı patlaması neticesinde oluşan şok dalgasının plaka üzerinde doğru deformasyon değerlerinin oluşmasını sağlayabilmesi için bir diğer önemli koşulu ise plaka ağ yapısı ve plaka eleman boyutlarıdır. Şekil 4.22'den takip edilebileceği üzere, deney sonuçlarına yakınsayabilmek için, yukarıda belirtilen aynı ortam koşulları kullanılarak hedef plaka 1000 elemana bölünmüş ve her bir elemanın boyutu yaklaşık 3 mm olacak şekilde belirlenmiştir. Plakaya doğru şok dalgasının ulaştırılamadığı durumda plakada oluşacak olan deformasyonun doğru olmasını beklemek doğru bir yaklaşım olmayacaktır. Ancak yine de hedef plakanın ağ yapısı ve eleman boyutları değiştirilerek, plakanın davranışını ve oluşan deformasyon farklarını anlayabilmek için analizler gerçekleştirilmiştir. Bu analizler neticesinde elde edilen deformasyon değerleri ve plaka ağ yapısı Şekil 4.22 ve 4.23'te gösterilmiştir.



Şekil 4.22 : Hedef plaka ağ yapısı 3 mm eleman boyutu (1000 eleman kullanılarak).

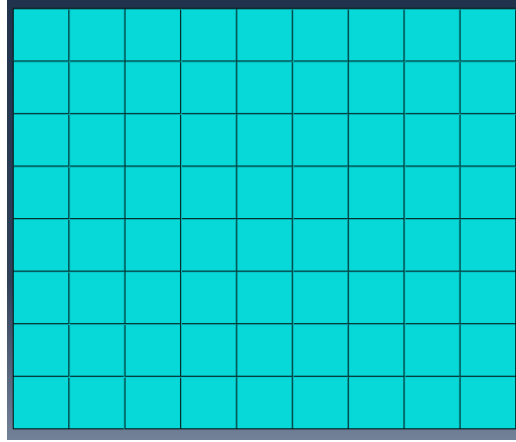


Şekil 4.23 : 3 mm eleman boyutu kullanılması neticesinde hedef plakada oluşan deformasyon.

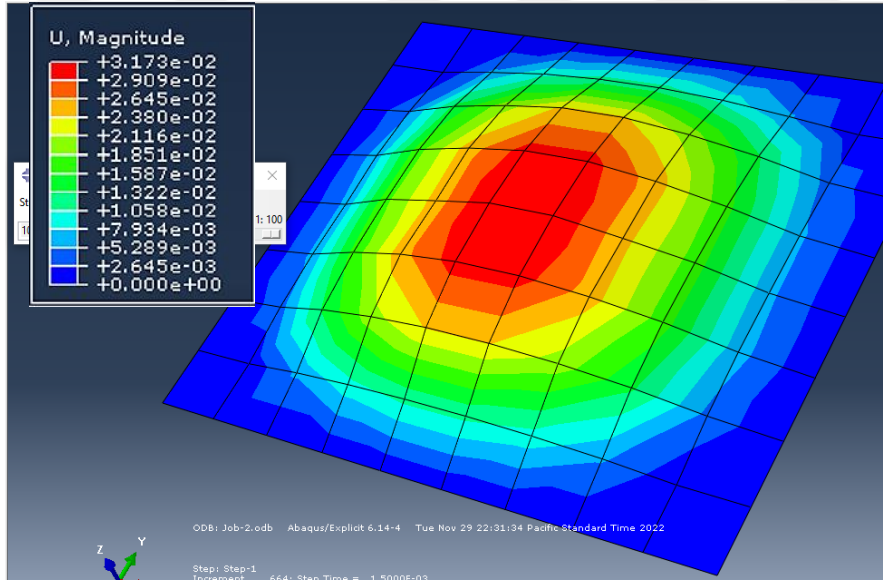
Şekil 4.23'ten takip edilebileceği üzere, hedef plaka deformasyonu, 51 mm olarak hesaplanmış ancak oluşan deformasyon Şekil 4.23'ten de anlaşılabileceği üzere deney sonuçları neticesinde elde edilmiş olan deformasyon ile geometrik olarak bile herhangi bir benzerlik göstermemektedir. Ayrıca çözüm 100. adıma ulaşmadan 77. adımda “Excessive incremental rotation of the elements in element set ErrElemExcessIncrementalRotation-Step1.” hatası ile yarıda kesilmiştir. Analizler esnasında, Lagrange plaka yapısında, deformasyonun maksimum boyutlarda olduğu bazı elemanlarda, ileri derecede deformasyonlar oluşmuş ve bu deformasyonlar nedeni ile çözüm elde edilememiştir. Bu durum genel olarak su altı patlamalarında analiz esnasında tanımlanan hedef yapıyı çevreleyen akışkan yapısı ve hedef plaka arasındaki uyumsuz ağ yapısı ilişkisinden kaynaklanmaktadır. Burada şok dalgası ile plakaya ulaştırılan şok dalgası basıncı uygun olmayan ağ yapısı nedeni ile hatalı bir şekilde plakaya iletilmiş ve bunun neticesinde, çözümde dengesiz bir koşul oluşturarak (instability) yetersiz rotasyonel stiffness meydana (J Matrix) gelmiş ve bu yetersiz direnç nedeni ile doğru deformasyon değeri elde edilemeyerek çözüm yarıda kesilmiştir.

Bir sonraki analizde ise yine aynı su ortamı koşulları kullanılarak, plaka eleman boyutları başlangıç koşulu olan 16 mm yerine 32 mm'ye çıkartılarak analizler tekrar edilmiştir. Bu analizler neticesinde Şekil 4.25'te elde edilen deformasyon değerleri hesaplanmıştır. Şekil 4.25'ten takip edilebileceği üzere, sadece plaka eleman boyutu değiştirilerek, deformasyon oluşumu tamamen farklı bir geometride meydana

gelmiştir. Çözüm herhangi bir adımda yarıda kesilmemiş, 100. adıma kadar başarı ile tamamlanmıştır.



Şekil 4.24 : 72 adet eleman kullanılarak ağlandırılan hedef plaka yapısı.



Şekil 4.25 : Hedef plakada oluşan deformasyon.

Analiz sonuçlarından anlaşılacağı üzere elde edilen deformasyon değeri, deneyler neticesinde ölçülmüş olan deformasyon değerinden oldukça farklıdır. Şekil 4.25'te görülebileceği üzere, hedef plakada oluşan kalıcı deformasyon değeri 31.7 mm olarak hesaplanmıştır. CEL analizlerinin ilk aşamasından itibaren, gerçekleştirilen analizler neticesinde, sadece su ortamının ağ yapısı boyutlarının küçültülmesi, sadece patlayıcı ağ boyutlarının küçültülmesi veya sadece hedef plakanın ağ boyutlarının küçültülmesinin, doğru sonuçların elde edilmesine herhangi bir katkıda bulunmadığı anlaşılmıştır. Bu konuda, çalışmanın ilerleyen aşamalarında aktarılacağı üzere, daha sistematik çalışmalar gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar çok daha tutarlı bir şekilde elde edilmiştir.

Diğer doğrusal (linear) sonlu elemanlar analizlerinde olduğu gibi su altı patlaması analizlerinde de ağ yapısının doğru bir şekilde tanımlanabilmesi doğru sonucun elde edilebilmesi üzerinde kritik rol oynamaktadır. Yukarıda gerçekleştirilen analizlerde, bir sonuç elde edilmiş olsa bile elde edilen sonuçların yanıltıcı da olabileceği doğrulanmıştır. Burada cevabını aradığımız asıl soru, Eşleştirilmiş Euler-Lagrange (CEL) yakın temas su altı patlaması analizlerinde analizlerin başlangıç aşamasında TNT (Euler), su ortamı (Euler) ve hedef plaka (Lagrange) ortamlarının ağ yapısı tanımlamalarının ne şekilde olması gerektiğidir. Eleman boyutlarının sistematik olmayan bir şekilde, gelişigüzel küçültülmesi çözümde yakın sonuç elde edilmesi yerine dengesizlik oluşturarak tamamen hatalı sonuç elde edilmesine neden olmuştur. TNT ile su yapısı arasında en-boy oranının (aspect-ratio) 0.1'in altına düşmesi çözümün yarıda kesilmesine neden olmuştur. Su altı patlaması analizleri çözüm süresi, yazılım ve gerekli olan bilgisayar donanımı açısından oldukça maliyetli analizler olduğu için, analizleri gerçekleştiren mühendisin, doğru sonuca ulaşabilmesi için defalarca deneme yapabildiği olanak dâhilinde değildir. Bu çalışma ile başlangıç koşulları ile ilgili kritik bilgilerin analizleri gerçekleştiren mühendis veya araştırmacıya, sağlanması amaçlanmaktadır.

Yukarıda gerçekleştirilen analizler neticesinde TNT, su, plaka ve hava ortamları arasındaki ağ yapıları arasındaki ilişkiyi doğru kurabilmek için aşağıda yer alan sistematik çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

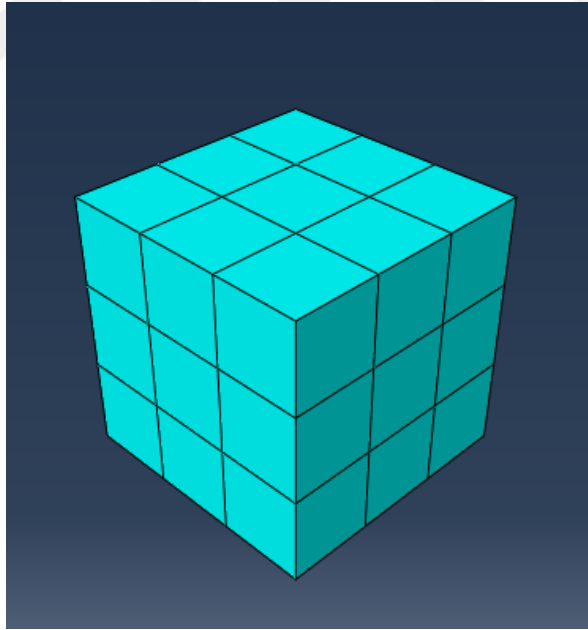
Çizelge 4.10'dan takip edilebileceği üzere, CEL 1 ağ yapısı kombinasyonu hem plakaya aktarılan şok basıncı hem de plaka deformasyonu açısından deney sonuçlarına ve ampirik yöntemler ile gerçekleştirilen hesaplamalardan oldukça uzaktır. Benzer şekilde CEL 2 analizlerinde, CEL 1 çözümüne göre ağ boyutları yarı yarıya azaltılmış olsa bile elde edilen sonuçlar deney sonuçlarına yakınsayamamıştır. CEL3 kombinasyonundan itibaren elde edilen sonuçlar deney sonuçları ve ampirik basınç değeri hesaplamalarına yakınsamaya başlamış hem şok dalgası basıncı hem de plaka deformasyonları açısından, mantıklı çözümler elde edilmeye başlanmıştır. Bu nedenle detaylı incelemeler ve analizler neticesinde elde edilen sonuçlar, CEL3 analizlerinden itibaren çalışma dahilinde yer almaktadır. Çizelge 4.10, CEL 1'den CEL 5'e kadar gerçekleştirilen analizlerde kullanılan ağ yapıları ile ilgili bilgi verilmektedir.

Çizelge 4.10 : Sistemantik analizler için oluşturulan ağ kombinasyonları.

CEL Sistemantik Analizleri Özet Tablosu						
Analiz Adı	TNT Eleman Boyutları (mm)	TNT Eleman Sayısı	Euler Ortamı Eleman Boyutları (mm)	Euler Ortamı Eleman Sayısı	Hedef Plaka Eleman Boyutları (mm)	Hedef Plaka Eleman Sayısı
CEL1	32.84	1	32.8	1779083	32.8	72
CEL2	16.42	8	16.5	1428856	16.67	270
CEL3	10.95	27	11	3136779	16.67	270
CEL4	8.20	64	8.2	5823168	16.67	270
CEL5	6.57	125	6.57	9707125	16.67	270

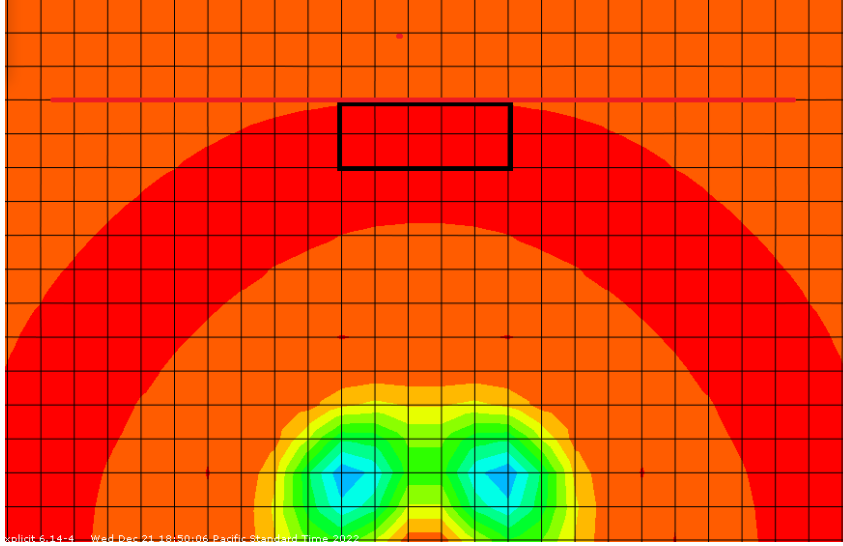
4.2.1 CEL 3 analizleri

CEL 3 kombinasyonundan elde edilen sonuçlar üzerinden ilk yaklaşım olarak şu sonuca ulaşılabilir. Yakın mesafe su altı patlamalarında doğru sonuca kısmen de olsa yakınsayabilmek için Coupled Euler Lagrange çözüm yönteminde patlayıcı olarak tanımlanmış olan kübik hacim minimum 3 parçaya bölünmelidir. Patlayıcının etrafını saran su yapısı patlayıcının etrafında aynı eleman boyutlarına sahip olmalı ve hedef plaka da patlayıcının tanımlanmış olduğu küp yapısının bir kenar uzunluğunun yarısı kadar ağ yapısı ile ağlandırılmalıdır. Burada asıl amaç, plaka deformasyonunun deney sonuçları ile mümkün olduğunca yakınsamasını sağlamaktır. Hedef plakaya aktarılan şok dalgası basıncının ampirik formüller ile doğrulanması değildir. Ancak nümerik sonuçlar ile elde edilen şok dalgası basınç değerinin ampirik formüller ile elde edilmiş değerler ile uyumunun araştırılması doğru ve faydalı bir yaklaşım olacaktır. CEL 3 analizleri esnasında kullanılan TNT ağ yapısı Şekil 4.26'da gösterilmektedir. TNT'nin 3 eşit parçaya bölünmesi neticesinde, her bir elemanın uzunluğu yaklaşık 11 mm olarak hesaplanmıştır.



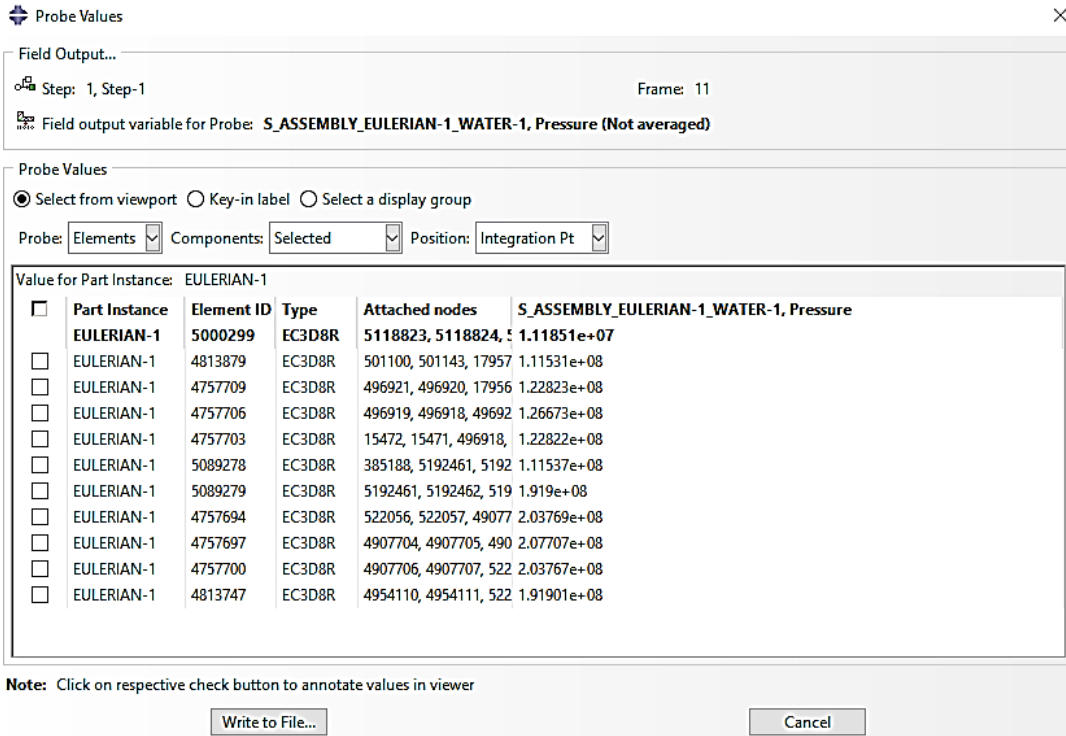
Şekil 4.26 : TNT Euler yapısını oluşturan ağ yapısı sistemi. Her bir elemanın uzunluğu 11 mm.

CEL 3 kombinasyonundan elde edilen sonuçlar Şekil 4.27 ve Şekil 4.28'den takip edilebilmektedir.

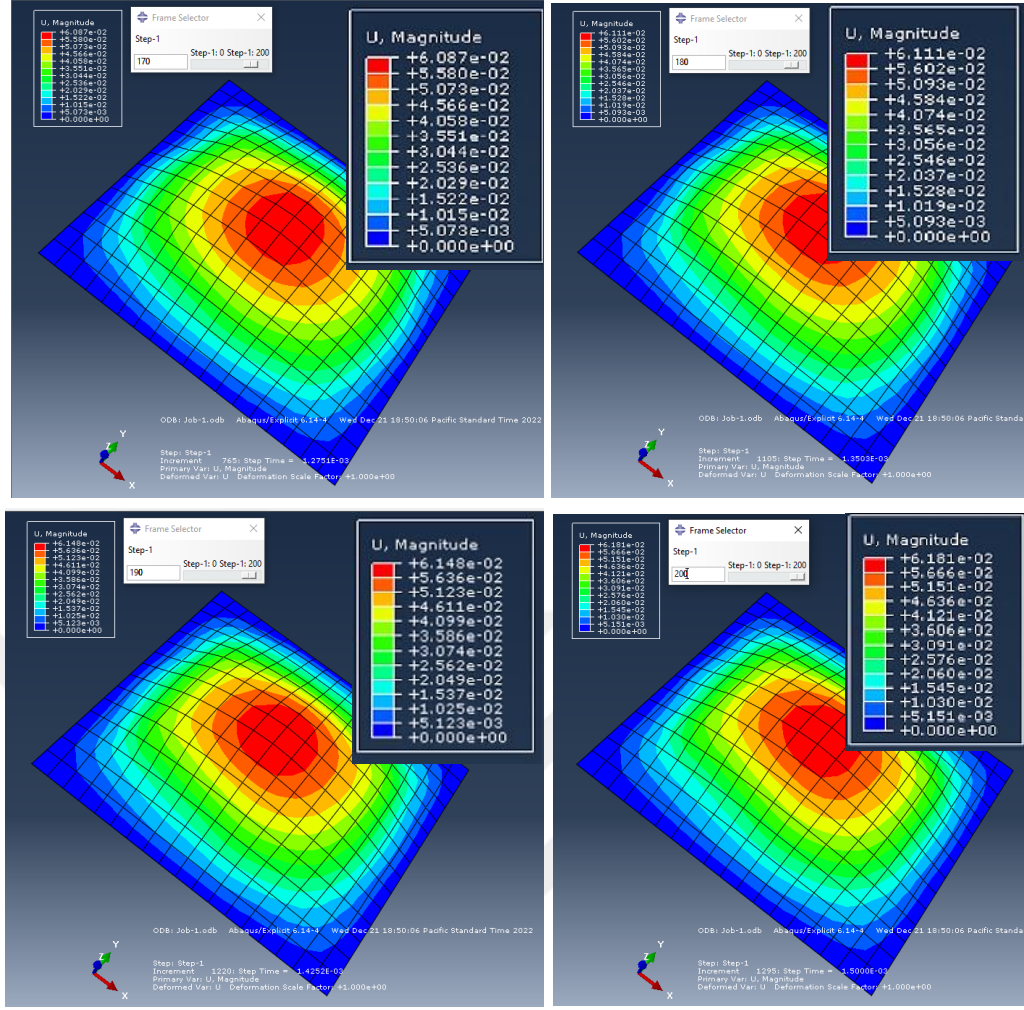


Şekil 4.27 : CEL 3 Analizi hedef plaka çevresindeki şok dalgası basıncı.

Şekil 4.27 ve 4.28 CEL 3 analizleri neticesinde plakaya yakın bölgede yer alan elemanlardaki şok dalgası basıncını göstermektedir. Şekil 4.27’de plakaya yakın bölgedeki siyah çerçeve içerisinde yer alan 10 elemanın basınç değerleri yer almaktadır. Bu 10 elemanın ortalama basınç değeri $1.4E+08$ Pa olarak hesaplanmıştır.



Şekil 4.28 : CEL 3 analizi hedef plaka çevresindeki şok dalgası basıncı.



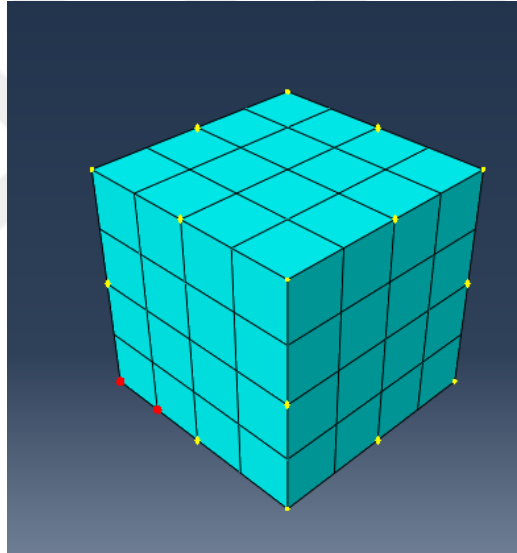
Şekil 4.29 : CEL 3 Analizi neticesinde plakada oluşan kalıcı deformasyon değerleri.

Şekil 4.29’da görüldüğü üzere, CEL 3 analizlerinde plakadaki deformasyon 61.5 mm olarak hesaplanmıştır. Yukarıda kısaca değinildiği üzere, CEL 3 yaklaşımından itibaren deney sonuçlarına ve ampirik yöntemler ile hesaplanan basınç değerlerine yakınsama söz konusudur. Ancak yine de elde edilen hedef plaka deformasyon değerlerine daha fazla yakınsanabileceği ağ yapısı konfigürasyonu üzerinde çalışılmaya devam edilmelidir. Yukarıda CEL 3 analizleri neticesinde elde edilen plaka kalıcı deformasyon değerleri, 4 farklı adım için gösterilmiştir. Sol üst köşede yer alan plaka deformasyon değeri, 170. adımı, sağ üst köşede gösterilen deformasyon 180. adımı, sol alt köşede aktarılan deformasyon görüntüsü 180. adımı ve sağ alt köşede yer alan deformasyon görüntüsü ise 200. adımda elde edilmiş olan ekran görüntüleridir. Bu görüntülerin çalışma dahilinde ayrı ayrı paylaşılmasının esas nedeni, belirli bir adımdan sonra plaka deformasyon değerlerinde herhangi bir değişiklik olup olmadığının kontrol edilmesidir. 170. adımda plakada oluşan kalıcı deformasyon değeri 60.87 mm, 180. adımda 61.1 mm, 190. adımda 61.4 mm ve 200. adımda 61.8

mm olarak elde hesaplanmıştır. Burada elde edilen sonuçlardan anlaşılacağı üzere, plaka deformasyonu 170. adımdan sonra sadece 1 mm değişiklik göstermektedir. Adım sayısının ve çözüm süresinin daha fazla artırılmasının plaka deformasyonu üzerinde herhangi bir etkisi olmayacağı anlaşılmaktadır.

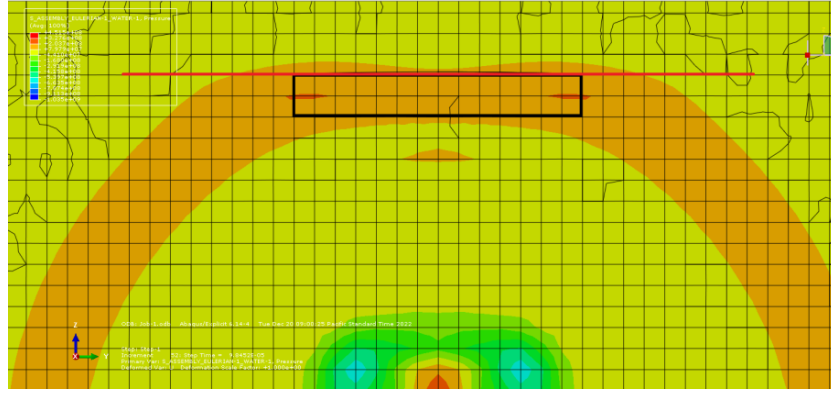
4.2.2 CEL 4 analizleri

CEL 4 analizlerinde TNT Euler yapısının bir kenarı 4 eşit parçaya bölünerek analizler gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.30'da bir kenar uzunluğu dört eşit parçaya bölünmüş olan TNT ağ yapısı gösterilmektedir. TNT'yi çevreleyen su bölgesi için yine aynı eleman boyutları kullanılmıştır. Bu durumun neticesinde her bir elemanın uzunluğu 8.2 mm olacak şekilde hesaplanmıştır. TNT ve TNT'yi çevreleyen ağ suyun ağ yapısı aynı boyutlarda ağ yapısına sahip olacak şekilde düzenlenmiştir.



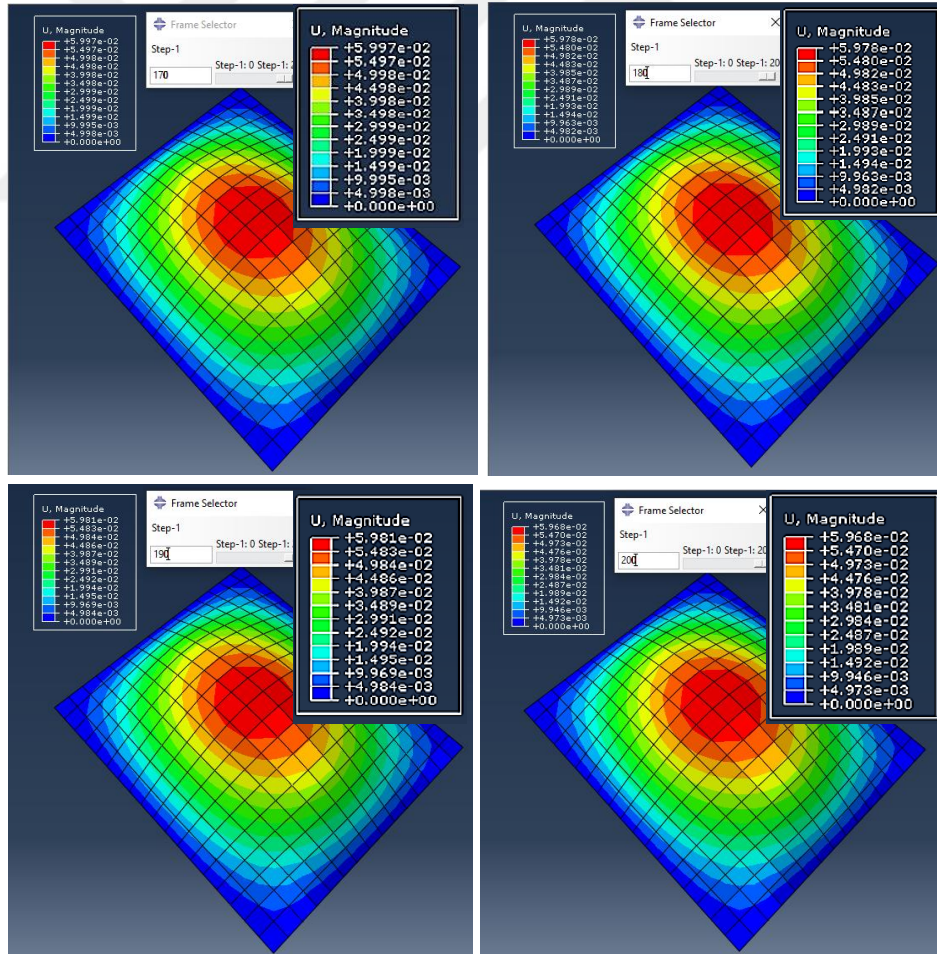
Şekil 4.30 : TNT Euler yapısını oluşturan ağ yapısı sistemi. Her bir eleman uzunluğu 8.2 mm.

Aşağıda yer alan Şekiller 4.31, 4.32 ve 4.33'te CEL 4 analizleri neticesinde elde edilmiş olan sonuçlar yer almaktadır. Şekil 4.31'de hedef plakaya yakın noktada hesaplanmış olan plaka Euler basınç değerleri yer almaktadır. Şekil 4.31'den takip edilebileceği üzere, hedef plakaya yakın 28 elemanın ortalama basınç değeri hesaplandığında $1.78E+08$ Pa basınç değeri elde edilmektedir. Ortalaması alınan elemanlar Şekil 4.33'te yer almaktadır. Şekil 4.33'te yer alan elemanlar, Şekil 4.31'de siyah kutu içerisinde yer alan elemanlardır. Plaka kırmızı renk ile gösterilmiştir.



Şekil 4.31 : CEL 4 analizi hedef plak çevresindeki şok dalgası basıncı.

Şekil 4.32’de görüldüğü üzere, CEL 4 analizlerinde plakadaki deformasyon yaklaşık 59.7 mm olarak hesaplanmıştır. Burada elde edilen deformasyon değeri deney sonuçları ile elde edilen sonuçla ile 1% oranında yakınsamaktadır. CEL 4 analizleri esnasında kullanılan ağ yapısı ve boyut konfigürasyonu deney sonuçlarına başarılı bir şekilde yakınsamıştır.



Şekil 4.32 : CEL 4 analizi hedef plaka deformasyonu.

CEL 3 analizlerinde üzerinde durulmuş olduğu gibi, CEL 4 analizlerinde de benzer olarak, 170. adımda ve 200. adımda yer alan deformasyon değerleri sırasıyla 59.9 mm ve 59.7 mm olarak hesaplanmıştır. Buradan çözümün kararlı halde ilerlediği ve herhangi bir dengesizlik oluşmadan tamamlandığı sonucuna varılabilmektedir.

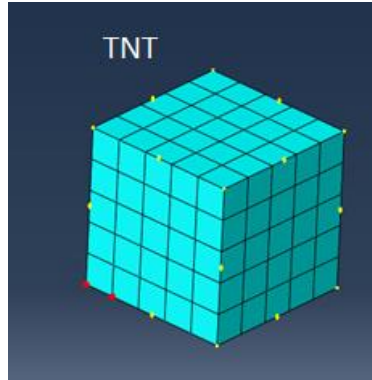
Part Instance	Element ID	Type	Attached nodes	S_ASSEMBLY_EULERIAN-1_WATER-1, Pressure
EULERIAN-1	9034584	EC3D8R	9254005, 9254006, 9254009, 9254008, 9253831, 9253832, 9253835, 9253834	1.19503e+08
EULERIAN-1	8947201	EC3D8R	769343, 769342, 76934	1.69751e+08
EULERIAN-1	8947205	EC3D8R	769346, 769345, 22498	1.77723e+08
EULERIAN-1	9035072	EC3D8R	776960, 777018, 22499	1.90064e+08
EULERIAN-1	9035068	EC3D8R	776959, 777017, 77701	2.02544e+08
EULERIAN-1	9035064	EC3D8R	776958, 777016, 77701	2.11789e+08
EULERIAN-1	9035060	EC3D8R	776957, 777015, 77701	2.14024e+08
EULERIAN-1	9035056	EC3D8R	776956, 777014, 77701	2.07488e+08
EULERIAN-1	9034820	EC3D8R	9254179, 9254180, 925	2.17483e+08
EULERIAN-1	9034824	EC3D8R	9254182, 9254183, 925	2.02339e+08
EULERIAN-1	9034828	EC3D8R	9254185, 9254186, 925	1.7995e+08
EULERIAN-1	9034833	EC3D8R	9254189, 9254190, 925	1.55363e+08
EULERIAN-1	9034837	EC3D8R	9254192, 9254193, 808	1.33401e+08
EULERIAN-1	8947188	EC3D8R	9179647, 9179648, 808	1.17262e+08
EULERIAN-1	8947184	EC3D8R	9179644, 9179645, 917	1.08375e+08
EULERIAN-1	8947180	EC3D8R	9179641, 9179642, 917	1.08363e+08
EULERIAN-1	8947177	EC3D8R	808584, 808585, 91796	1.17276e+08
EULERIAN-1	9525240	EC3D8R	9686737, 9686738, 968	1.33407e+08
EULERIAN-1	9525304	EC3D8R	9686782, 9686783, 968	1.55364e+08
EULERIAN-1	9525368	EC3D8R	9686827, 9686828, 968	1.79939e+08
EULERIAN-1	9525432	EC3D8R	9686872, 9686873, 968	2.02345e+08
EULERIAN-1	9525496	EC3D8R	9686917, 9686918, 968	2.17488e+08
EULERIAN-1	9525495	EC3D8R	591879, 9686917, 9686	2.07556e+08
EULERIAN-1	9525431	EC3D8R	591882, 9686872, 9686	2.14054e+08
EULERIAN-1	9525367	EC3D8R	591885, 9686827, 9686	2.11848e+08
EULERIAN-1	9525303	EC3D8R	591888, 9686782, 9686	2.02564e+08
EULERIAN-1	9525239	EC3D8R	591891, 9686737, 9686	1.9004e+08
EULERIAN-1	8947193	EC3D8R	19343, 19342, 769339	1.77726e+08
EULERIAN-1	8947197	EC3D8R	769340, 769339, 76934	1.69751e+08

Şekil 4.33 : CEL 4 analizi hedef plaka çevresindeki şok dalgası basınç değerleri.

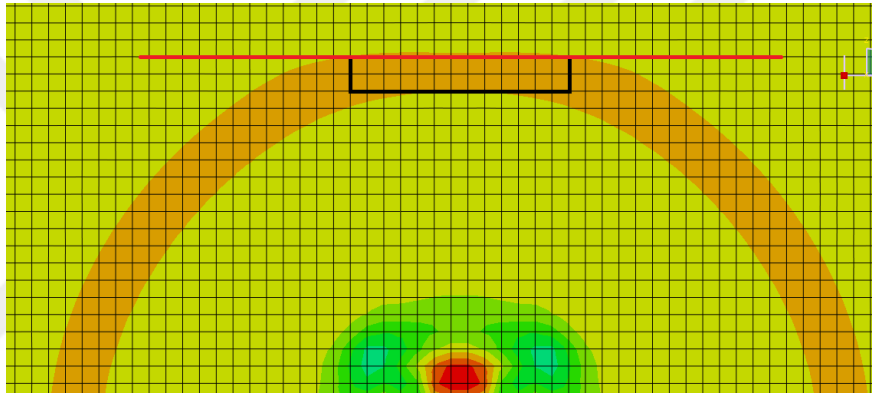
4.2.3 CEL 5 analizleri

CEL 5 analizi esnasında TNT hacmi 5 eşit parçaya bölünerek, TNT'yi çevreleyen ağ yapısı da aynı şekilde 5 parçaya bölünmüş ve CEL 3 ve CEL 4 analizlerinde olduğu gibi, su yapısı bu şekilde modellenmiştir. TNT' nin 5 parçaya bölünmesi neticesinde her bir eleman uzunluğu 6.5 mm olacak şekilde hesaplanmıştır. Şekil 4.34'te TNT'nin ağ yapısı gösterilmiştir. Çizelge 4.10'da belirtildiği üzere bu durumda 16.733.450 eleman kullanılarak çözüm elde edilmiştir. CEL 5 çözümü 129 adımda analiz edilmiş ve bu doğrultuda 788 GB hard disk kapasitesine ihtiyaç duyulmuştur. CEL 5 analizlerinin açıkça ortaya koymuş olduğu gibi eleman boyutlarının optimal bir şekilde belirlenmesi çözüm maliyetlerinin azaltılabilmesi için kritik önem taşımaktadır.

Çözüm adım sayısının artırılması gerekli olan veri depolama kapasitesini önemli bir biçimde artıracaktır.

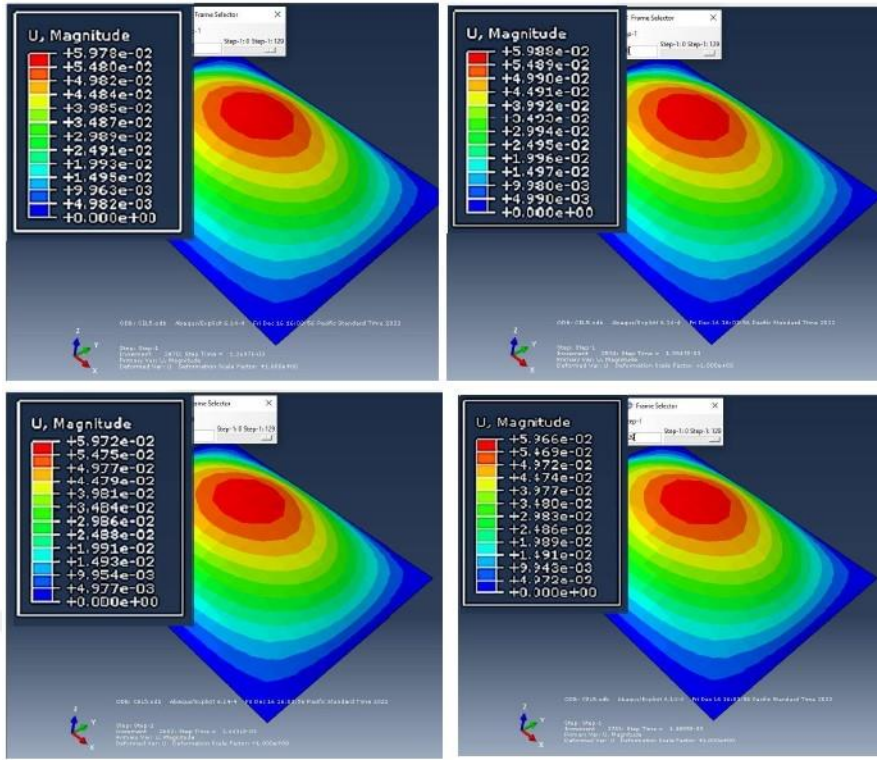


Şekil 4.34 : TNT Euler yapısını oluşturan ağ yapısı sistemi. Her bir eleman uzunluğu 6.5 mm.



Şekil 4.35 : CEL 5 analizleri neticesinde hesaplanan basınç dağılımı.

Yukarıda belirtilen ağ yapısı özellikleri neticesinde gerçekleştirilen analizlerde hesaplanan basınç değerleri, Şekil 4.35'te yer aldığı gibi elde edilmiştir. Hedef plakaya yakın 26 elemanın ortalama basınç değeri $2E+08$ Pascal olarak hesaplanmıştır. Şekil 4.35'te siyah dikdörtgen içerisinde yer alan elemanların basınç değerleri Şekil 4.37'de aktarılmıştır. Burada elde edilen basınç değerleri doğrultusunda hedef plakada hesaplanmış olan deformasyon değerleri Şekil 4.36'da verilmiştir. Şekil 4.36'da verilen deformasyon değerleri 110., 120., 125., ve 129. Adımlar için gösterilmiştir. Burada aktarılmak istenen en önemli bilgi, 110. Adımdan itibaren deformasyon değerlerinde sadece 0.1 mm değerinde farklılıklar bulunmaktadır. Bu nedenle deformasyonun, CEL 4 analizleri ile benzer olarak, 110. adımdan itibaren kararlı seviyeye ulaştığı yorumu yapılabilmektedir. Ayrıca ortalama 59.7 mm deformasyon değeri deney sonuçları ile sadece 1% oranında farklılık göstermiş olup bir diğer ifadeyle deney sonuçlarına 99% yakınsamıştır.



Şekil 4.36 : CEL 5 analizleri neticesinde hesaplanan deformasyon değeri.

Probe Values

Field Output...

Step: 1, Step-1 Frame: 8

Field output variable for Probe: S_ASSEMBLY_EULERIAN-1_WATER-1, Pressure (Not averaged)

Probe Values

Select from viewport Key-in label Select a display group

Probe: Elements Components: Selected Position: Integration Pt

Value for S_ASSEMBLY_EULERIAN-1_WATER-1, Pressure: 4.05983e+07

Part Instance	Element ID	Type	Attached nodes	S_ASSEMBLY_EULERIAN-1_WATER-1, Pressure
EULERIAN-1	15711106	EC3D8R	15972161, 1597216; 4.05983e+07	
EULERIAN-1	15099926	EC3D8R	1109397, 1109470, 110 1.99682e+08	
EULERIAN-1	15099931	EC3D8R	1109398, 1109471, 110 2.09409e+08	
EULERIAN-1	15099936	EC3D8R	1109399, 1109472, 110 2.16998e+08	
EULERIAN-1	15099941	EC3D8R	1109400, 1109473, 270 2.22135e+08	
EULERIAN-1	14973381	EC3D8R	1097334, 1097333, 270 2.24756e+08	
EULERIAN-1	14973376	EC3D8R	1097330, 1097329, 109 2.27256e+08	
EULERIAN-1	14973371	EC3D8R	1097326, 1097325, 109 2.27397e+08	
EULERIAN-1	14973366	EC3D8R	1097322, 1097321, 109 2.27273e+08	
EULERIAN-1	14973361	EC3D8R	23187, 23186, 1097321 2.24742e+08	
EULERIAN-1	15893739	EC3D8R	839657, 16125921, 161 2.22082e+08	
EULERIAN-1	15893839	EC3D8R	839653, 16125997, 161 2.16933e+08	
EULERIAN-1	15893939	EC3D8R	839649, 16126073, 161 2.09379e+08	
EULERIAN-1	15894039	EC3D8R	839645, 16126149, 161 1.99677e+08	
EULERIAN-1	15894040	EC3D8R	16126149, 16126150, 1 2.31286e+08	
EULERIAN-1	15893940	EC3D8R	16126073, 16126074, 1 2.24205e+08	
EULERIAN-1	15893840	EC3D8R	16125997, 16125998, 1 2.13673e+08	
EULERIAN-1	15893740	EC3D8R	16125921, 16125922, 1 2.01422e+08	
EULERIAN-1	14973336	EC3D8R	1153499, 1153500, 153 1.89844e+08	
EULERIAN-1	14973341	EC3D8R	15306114, 15306115, 1 1.81972e+08	
EULERIAN-1	14973346	EC3D8R	15306118, 15306119, 1 1.78709e+08	
EULERIAN-1	14973351	EC3D8R	15306122, 15306123, 1 1.81969e+08	
EULERIAN-1	14973356	EC3D8R	15306126, 15306127, 1 1.8982e+08	
EULERIAN-1	15099571	EC3D8R	15415450, 15415451, 1 2.01395e+08	
EULERIAN-1	15099566	EC3D8R	15415446, 15415447, 1 2.13639e+08	
EULERIAN-1	15099561	EC3D8R	15415442, 15415443, 1 2.24175e+08	
EULERIAN-1	15099556	EC3D8R	15415438, 15415439, 1 2.31282e+08	

Note: Click on respective check button to annotate values in viewer

Write to File... Cancel

Şekil 4.37 : CEL 5 analizleri neticesinde hesaplanan basınç değeri.

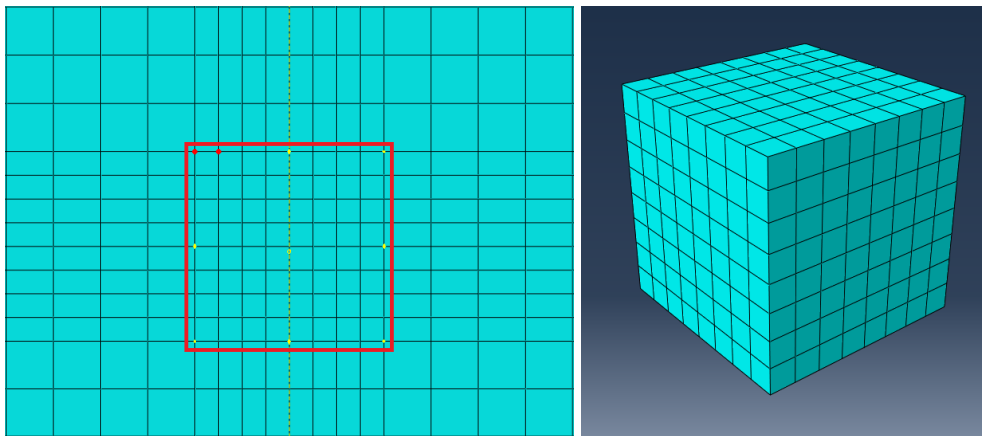
Yukarıda aktarılan analizler neticesinde, CEL 4 ağ yapısı kombinasyonunun deneyle elde edilmiş olan plaka deformasyonu ve ampirik formüller ile elde edilmiş olan basınç değerine en fazla yakınsayan ağ yapısı kombinasyonu olduğu anlaşılmış ve tezin bu noktasından sonra gerçekleştirilecek olan analiz aşamalarında, CEL 4 ağ yapısı kombinasyonu kullanılmasına karar verilmiştir.

CEL 4 analizlerinden hareketle, CEL 4 analizleri ağ yapısının daha da küçültülmesi ve bu doğrultuda plakaya aktarılan basınç değerinin nasıl değişebileceğinin anlaşılabilmesi amacı ile, CEL 4 çözümü baz alınarak, analizlerin daha da geliştirilebilmesi amacı ile çalışmalara devam edilmiştir. Bu analiz sonuçları ve ilgili açıklamalar CEL 4_1 ve CEL 4_2 analizlerinde aktarılmıştır.

CEL 3, CEL 4 ve CEL 5 analizleri neticesinde, TNT'yi oluşturan kübik yapının bir kenarının 4 adet elemana bölünmesinin hem hedef plakadaki deformasyon hem de hedef yapıya iletilmiş olan şok dalgasının deney ve ampirik hesaplamalara yakınsaması açısından en efektif kombinasyon olduğu çıkarımına ulaşılabilir. TNT yapısının 5 adet parçaya bölünmesi çözüm maliyetlerini oldukça yüksek boyutlara taşımakta ve deney sonuçlarında elde edilen deformasyonlara yakınsanabilmesi konusunda CEL 4 analizlerine göre herhangi bir avantaj sağlamamaktadır. CEL 5 analizlerinden sonra TNT yapısının ve TNT'yi çevreleyen su yapısının daha fazla küçük elemanlara bölünmesine gerek kalmadığı anlaşılmıştır.

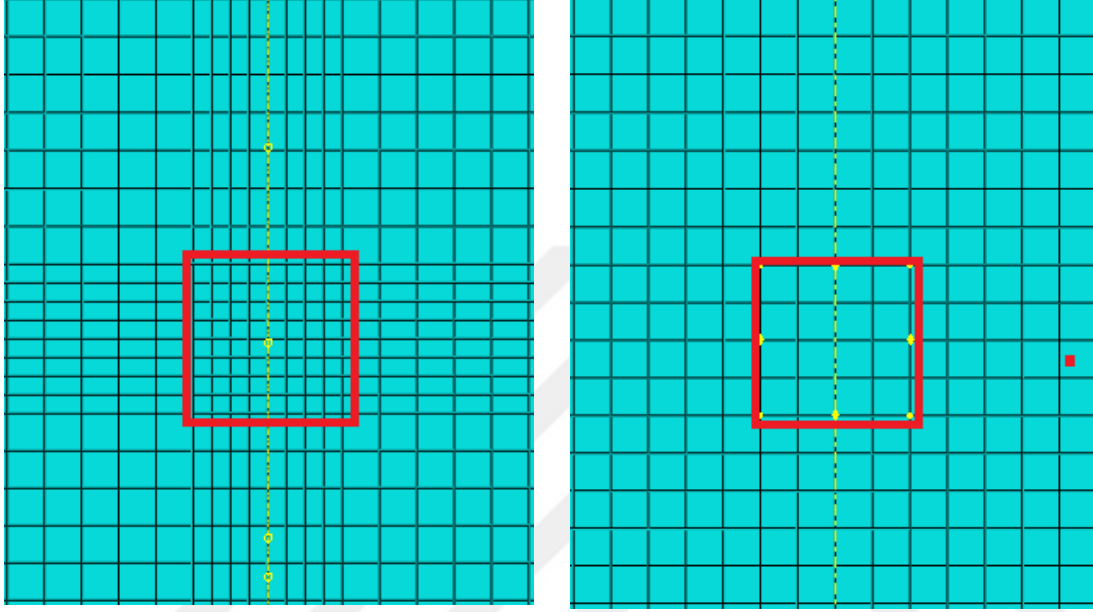
4.2.4 CEL 4_1 analizleri

Yukarıda belirtilmiş olduğu gibi, CEL 4_1 analizleri, CEL 4 analizleri temel alınarak gerçekleştirilmiştir. CEL 4 ağ yapısı kullanılarak, sadece TNT ağ yapısı Şekil 4.38' de yer aldığı gibi 8 parçaya bölünmüştür.



Şekil 4.38 : CEL4_1 analizlerinde kullanılan TNT ağ yapısı.

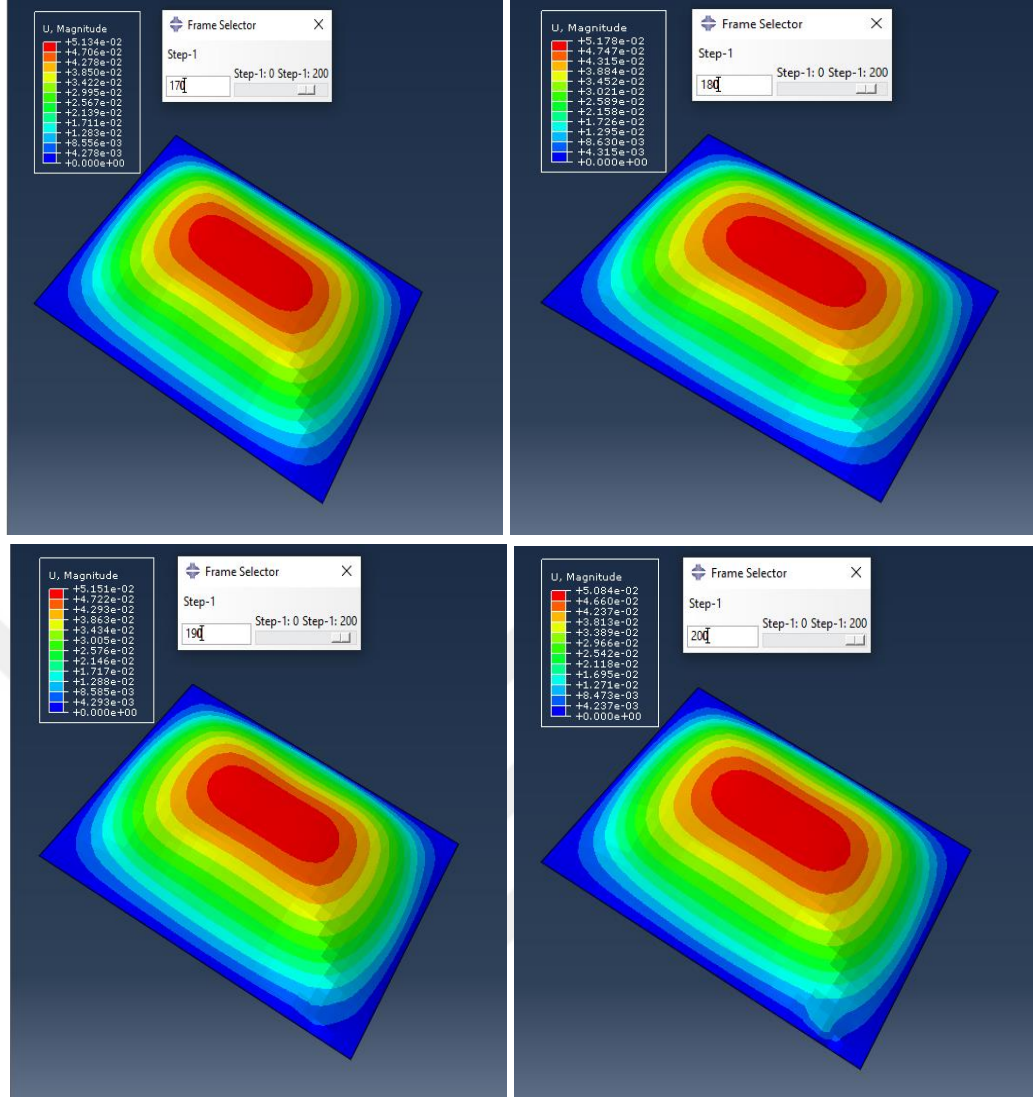
Şekil 4.39'dan anlaşılabileceği üzere, TNT'ye komşu olan ve TNT'nin yatay ve düşey hizasında bulunan elemanlar, CEL4 analizlerinden farklı en-boy oranı göstermektedir. Şekil 4.39'da iki farklı ağ yapısı arasındaki farklılık açıkça görülmektedir. TNT'nin haricindeki kare ağ yapıları her iki modelde aynı tutulmuştur. Ancak burada en fazla dikkat edilmesi gereken konu, CEL 4_1'de TNT'nin üst ve alt tarafında yer alan elemanların kenarlarının geometrik oranları (aspect ratio) 1 değerinden farklıdır.



Şekil 4.39 : CEL 4_1 ve CEL 4 ağ yapısı karşılaştırılması

CEL 4 analizlerinde Şekil 4.39'da görüldüğü üzere geometrik oran 1 değerinde iken (kare eleman koşulu) CEL 4_1 analizlerinde patlayıcının etrafında yer alan elemanların geometrik oranları 0.5 tir.

Buradan elde edilen sonuçlardan anlaşılabileceği üzere, geometrik oran 1'den farklı bir oran seçildiğinde (0.5), hedef plakada elde edilen deformasyon değerleri deney sonuçlarından ıraksamaktadır. Elde edilmiş olan deformasyon değeri yaklaşık 50 mm olarak hesaplanmıştır. CEL 4_1 analizleri açıkça ortaya koymaktadır ki elemanların en boy oranlarının 1 veya 1'e yakın seçilmesi elde edilen sonuçların doğruluğu açısından oldukça önemlidir. Elde edilmiş olan bir diğer önemli çıkarım ise, su altı patlama neticesinde hedef plakada oluşan deformasyonun şekli de CEL 4 analizlerinden farklılık göstermektedir. Eleman içerisindeki en boy oranının değiştirilmesi ve 0.5 geometrik oranda ayarlanması aynı zamanda elde edilen deformasyon şeklinin de hatalı olmasına neden olmuştur.



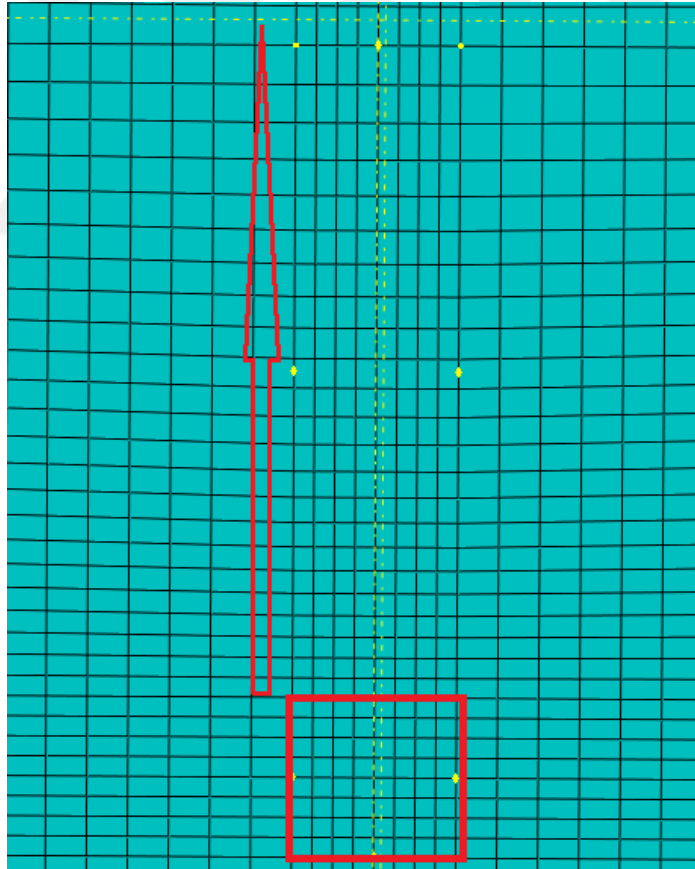
Şekil 4.40 : CEL 4_1 hedef plaka deformasyonu, yaklaşık 50 mm.

4.2.5 CEL 4_2 analizleri

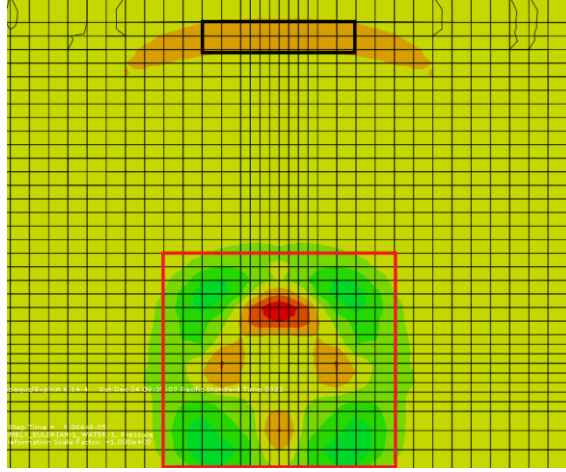
CEL 4_2 analizleri CEL 4_1 analizlerinden bias faktör kullanılması ile farklılık göstermektedir. Bias faktörün kullanılmasının temel nedeni TNT hacmi 8 eşit parçaya bölündüğünde, bir elemanın boyutu yaklaşık 4 mm olmakta ve bu durumda su ve havayı oluşturan hacimlerdeki eleman sayısı 20 milyona kadar yükselmektedir. Ayrıca CEL 5 analizlerinden de takip edilebileceği üzere eleman boyutlarının 6.5 mm uzunluğa düşürülmesi sonuçlar üzerinde de herhangi bir pozitif etki yaratmamıştır. Ancak yine de CEL 4 analizleri üzerinde bias faktör kullanılarak ampirik formüller kullanılarak elde edilmiş olan basınç değerine daha yakın bir sonuç elde edilemeyeceği araştırılmaya devam etmiştir.

Şekil 4.41'den takip edilebileceği üzere, bias faktörün kullanılması ile, kırmızı çerçeve içerisinde gösterilen TNT hacminden hemen sonra gelen su elemanlarının düşey

yönündeki uzunlukları 4 mm' den 8 mm'ye doğru artmaktadır. Hat boyunca, elemanların boy en oranları sürekli değişmekte ve 8 mm ye ulaşıldığında, aspect ratio yani geometrik oran 0,5 olmaktadır. Analizler neticesinde ortaya çıkan basınç dağılımı ve hedef plakaya yakın noktadaki hesaplanan basınç değerleri Şekil 4.42 ve 4.43 'te gösterilmiştir. Şekil 4.42'de yer alan basınç dağılımı, CEL 4 analizi ile karşılaştırıldığında oldukça farklıdır. Giriş bölümünde de üzerinde durulduğu üzere elemanlar içerisindeki en ve boy oranı doğru basınç değerinin hedef plakaya transfer edilebilmesi için oldukça önemlidir. Şekil 4.42'de yer alan siyah çerçeve içerisindeki 24 elemanın basınç değerlerinin ortalaması $2.61E+08$ Pascal olarak hesaplanmış olup bu değer ampirik formüllerle hesaplanmış olan $1.6E+08$ değerinden oldukça uzaktır. Yukarıda daha önce de belirtildiği üzere burada asıl hedef ampirik formüller ile hesaplanmış olan basınç değerini yakalamak değil, deneyler neticesinde hesaplanmış olan deformasyon değerini elde edebilmektir.



Şekil 4.41 : Bias faktör kullanılarak hazırlanan ağ yapısı.



Şekil 4.42 : Analizler neticesinde hesaplanan basınç dağılımı.

Şekil 4.42’den takip edilebileceği üzere, patlayıcının üst tarafında bulunan elemanlara bias faktör uygulanması, asimetrik basınç dağılımına sebep olmuştur. CEL analizlerinde bias faktör uygulaması gerçekleştirilirken, çok dikkatli olunmalıdır.

Probe Values

Field Output...

Step: 1, Step-1

Frame: 12

Field output variable for Probe: S_ASSEMBLY_EULERIAN-1_WATER-1, Pressure (Not averaged)

Probe Values

Select from viewport

Key-in label

Select a display group

Probe: ElementsComponents: SelectedPosition: Integration Pt

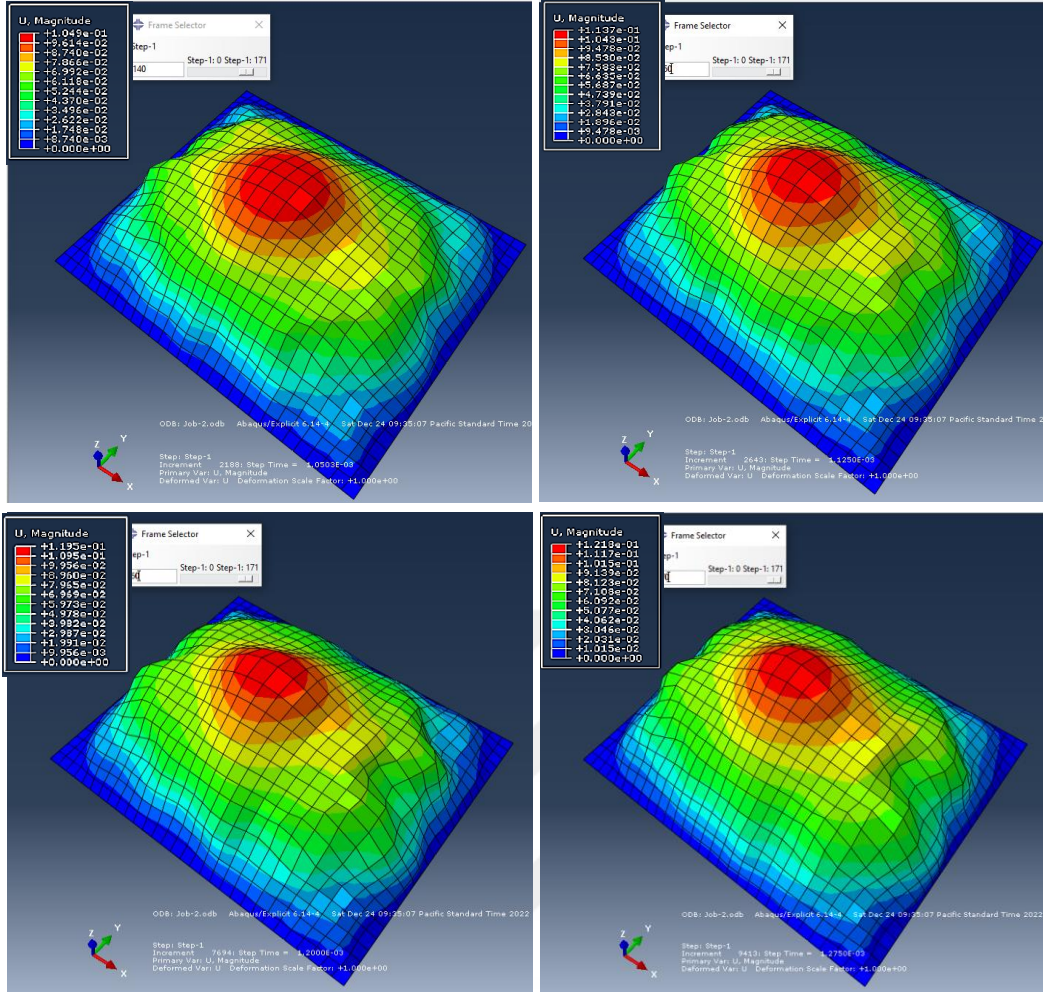
Value for Part Instance:

☐	Part Instance	Element ID	Type	Attached nodes	S_ASSEMBLY_EULERIAN-1_WATER-1, Pressure
☐	EULERIAN-1	8586364	EC3D8R	744998, 745056, 74505	2.44063e+08
☐	EULERIAN-1	8586372	EC3D8R	744999, 745057, 21925	2.57924e+08
☐	EULERIAN-1	8457614	EC3D8R	738826, 738825, 21924	2.57844e+08
☐	EULERIAN-1	8457606	EC3D8R	738819, 738818, 73882	2.5404e+08
☐	EULERIAN-1	8457598	EC3D8R	738812, 738811, 73881	2.52133e+08
☐	EULERIAN-1	8457590	EC3D8R	738805, 738804, 73881	2.51318e+08
☐	EULERIAN-1	8457582	EC3D8R	738798, 738797, 73880	2.50788e+08
☐	EULERIAN-1	8457574	EC3D8R	738791, 738790, 73879	2.51964e+08
☐	EULERIAN-1	8457566	EC3D8R	738784, 738783, 73879	2.53701e+08
☐	EULERIAN-1	8457558	EC3D8R	18863, 18862, 738783,	2.57505e+08
☐	EULERIAN-1	9229270	EC3D8R	568569, 9382222, 9382	2.58144e+08
☐	EULERIAN-1	9229454	EC3D8R	568562, 9382376, 9382	2.43767e+08
☐	EULERIAN-1	9229455	EC3D8R	9382376, 9382377, 938	3.06825e+08
☐	EULERIAN-1	9229271	EC3D8R	9382222, 9382223, 938	3.04779e+08
☐	EULERIAN-1	8457494	EC3D8R	773023, 773024, 86912	2.95313e+08
☐	EULERIAN-1	8457502	EC3D8R	8691268, 8691269, 869	2.9027e+08
☐	EULERIAN-1	8457510	EC3D8R	8691275, 8691276, 869	2.86292e+08
☐	EULERIAN-1	8457518	EC3D8R	8691282, 8691283, 869	2.84573e+08
☐	EULERIAN-1	8457526	EC3D8R	8691289, 8691290, 869	2.84479e+08
☐	EULERIAN-1	8457534	EC3D8R	8691296, 8691297, 869	2.86276e+08
☐	EULERIAN-1	8457542	EC3D8R	8691303, 8691304, 869	2.90245e+08
☐	EULERIAN-1	8457550	EC3D8R	8691310, 8691311, 773	2.95317e+08
☐	EULERIAN-1	8585900	EC3D8R	8803669, 8803670, 773	3.04797e+08
☐	EULERIAN-1	8585892	EC3D8R	8803662, 8803663, 880	3.0686e+08

Note: Click on respective check button to annotate values in viewer

Write to File...Cancel

Şekil 4.43 : Siyah çerçeve içerisinde yer alan elemanların basınç değerleri.



Şekil 4.44 : CEL 4_2 hedef plaka deformasyonu.

Şekil 4.44'te hedef plakada meydana gelen deformasyon değerleri ve şekilleri görülmektedir. Analiz başlangıcında analizlerin toplam 200 adımda tamamlanması hedeflenmiş ancak analizler 171. adımdan sonra çözüme yakınsamamaya başlamıştır. Bunun en önemli sebebi, doğru olmayan ağ yapısı konfigürasyonu seçimi nedeni ile plakaya hatalı basınç değerinin transfer edilmesidir. CEL 4 ve CEL 5 analizlerinden hatırlanacağı gibi son 10-20 adım aralığında elde edilmiş olan deformasyonlar değerleri birbirlerine çok yakın ve hatta aynı değerlerde idi. Ancak Şekil 4.44'te yer alan deformasyon değerlerinden anlaşılacağı üzere hem oluşan deformasyonun geometrisi hem de deformasyon değerleri deney sonuçlarından elde edilmiş olan değerler oldukça uzaktır. CEL 4_2 analizlerinde elde edilmiş olan deformasyon değerleri ortalama 110 mm değerindedir.

Yukarıda gerçekleştirilen analizler neticesinde CEL 4 analizlerinin ve ağ yapısı kombinasyonlarının çalışmanın ilerleyen aşamalarında kullanılacağı belirtilmişti. CEL 4 analizi varyasyonları olan CEL 4_1 ve CEL 4_2 analizlerinin, deney sonuçları

neticesinde elde edilen plaka deformasyonlarına ulaşılmasını sağlayamadığı açıkça anlaşılmaktadır.

CEL 4 ağ yapısı kombinasyonu şimdiye kadar gerçekleştirilen analizler neticesinde, hem deney sonuçlarına en fazla yakınsayan hem de çözüm maliyetleri açısından en optimal sonuçlar elde edilmesini sağlayan Coupled Euler Lagrange kombinasyonudur. CEL 4 kombinasyonunun bir diğer deney çalışması ile doğruluğunun ve tutarlılığının sağlanması, burada verilmiş olan önermenin tutarlı olması açısından oldukça önemlidir. Bu nedenle farklı makaleler araştırılmaya devam edilerek aşağıda yer alan analizler gerçekleştirilmiştir.

4.2.6 CEL4_Y konfigürasyonu 2 mm hedef plaka kalınlığı ve hedef plaka yırtılması analizleri

Yukarıda bahsedilmiş olduğu gibi CEL 4 ağ yapısı baz alınarak, farklı miktarda TNT ve farklı hedef plaka kalınlığı kullanılarak, CEL 4_Y analizleri gerçekleştirilmiştir. Buradaki asıl amaç CEL 4 ağ konfigürasyonu kullanıldığı durumda gerçekleştirilen analizlerin farklı senaryolarda da doğru sonuç verip veremeyeceğinin anlaşılmasını sağlamaktır. CEL 4_Y analizleri, Referans 92’de yer alan deneysel koşullar dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. CEL 4_Y analizlerinde CEL 4 analizleri ile aynı ağ yapısı konfigürasyonu ve aynı deney düzeneği kullanılmıştır. Referans olarak aktarılan makalede, deneyler esnasında 4 mm kalınlığında hedef plaka yerine 2 mm kalınlığında plaka kullanılmıştır [92]. Aynı zamanda CEL 4_Y yırtılma analizlerinde ve referans deneyde kullanılan TNT miktarı da CEL 4 analizlerinden farklıdır. CEL 4 analizlerinde 50 gr TNT kullanılırken CEL 4_Y yırtılma analizlerinde ve referans deneyde 70 gr TNT kullanılmıştır [92]. Aradaki fark sadece 20 gr olmasına karşın elde edilen sonuçlar beklendiği gibi tamamen farklı olup, CEL 4_Y yırtılma analizi deneylerinde Şekil 4.45’te görüldüğü üzere, hedef plaka tamamen bağlandığı yapıdan ayrılmıştır.

Şekil 4.45’te görülen yırtılmanın oluşabilmesi için aşağıda Şekil 4.46’da yer alan 7 numaralı şok faktör değerleri ve deney ortamı kullanılmıştır. Aşağıda kırmızı kutu içerisinde yer alan 7 numaralı deney koşullarından anlaşılacağı üzere, plaka üzerinde tam yırtılma olduğundan herhangi bir deformasyon değeri okunamamıştır.



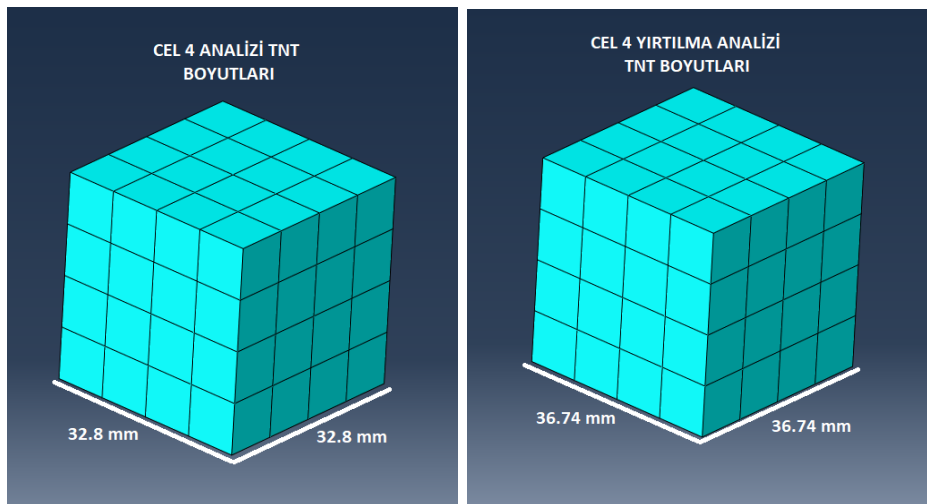
Şekil 4.45 : CEL 4_Y yırtılma analizlerinde deney neticesinde oluşan plakadaki deformasyon ve yırtılmalar [92].

Permanent central deformation (experimental)

Sl.no.	Test no.	Charge weight (W) ($\times 10^{-3}$ kg)	Stand-off distance (R) (m)	SF ($0.45 \times W^{1/2} / R$) ($\text{kg}^{1/2}/\text{m}$)	Permanent deformation (m)	Deformation-thickness ratio	Failure mode
1	TS1	10	0.15	0.300	0.040	20.0	Mode I
2	TS2	20	0.15	0.424	0.0578	28.9	Mode I
3	TS3	30	0.15	0.520	0.0677	33.85	Mode I
4	TS4	40	0.15	0.600	0.0864	43.2	Mode II*
5	TS5	50	0.15	0.671	0.1078	53.9	Mode IIa
6	TS6	60	0.15	0.735	0.125	62.5	Mode IIc
7	TS7	70	0.15	0.794	a	a	Mode IIc
8	TS8	80	0.15	0.849	a	a	Mode III
9	TS9	80	0.15	0.849	a	a	Mode III

^a Permanent deformation could not be measured.

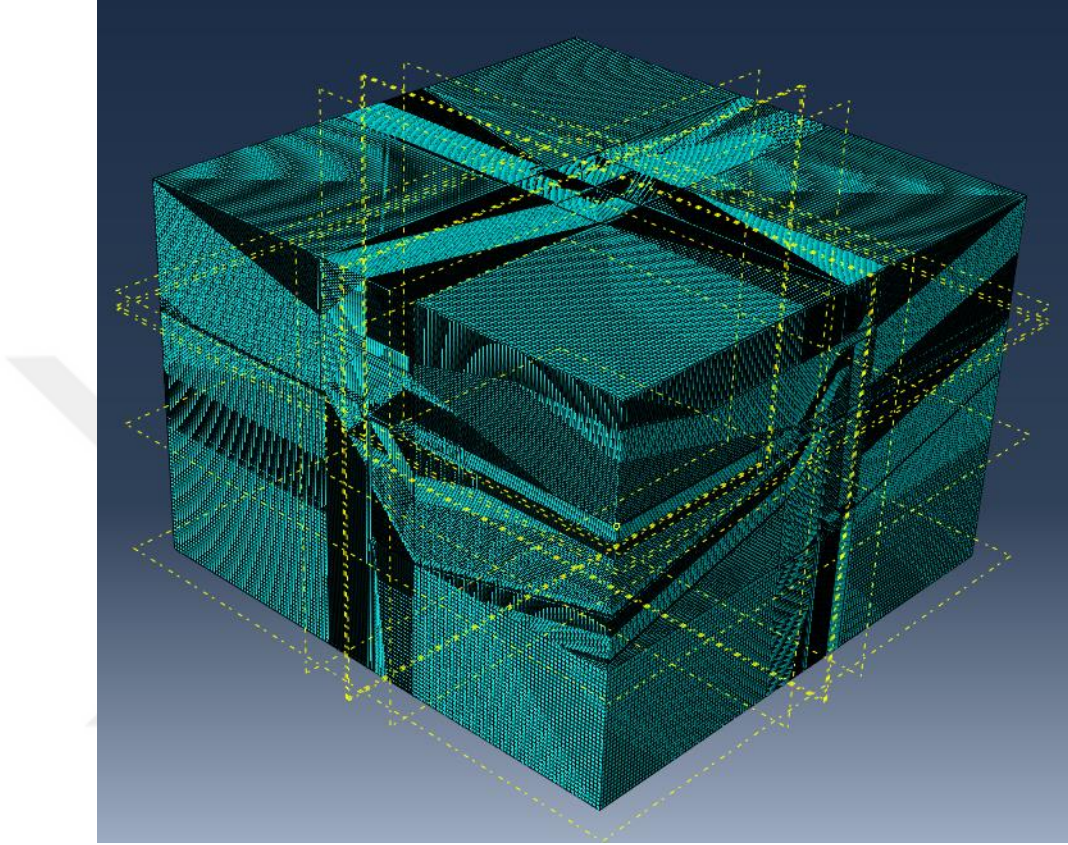
Şekil 4.46 : Referans makalede gerçekleştirilmiş olan deneyler ve ilgili deney sonuçları [92].



Şekil 4.47 : TNT ana boyutları karşılaştırılması.

Şekil 4.47’de görüleceği üzere, CEL 4 ve CEL 4_Y yırtılma analizleri esnasında kullanılan TNT boyutları sırası ile 32.8 mm ve 36.74 mm dir. Ancak her iki analizde

de TNT'nin her bir kenar uzunluğu 4 eşit parçaya bölünmüş ve TNT 'yi çevreleyen elemanların geometrik oranları (aspect ratio) 1 olacak şekilde aynı boyutlarda ağ yapısı kullanılmıştır. Bu şekilde, CEL4 analizlerinde verilmiş olan önermenin doğruluğunun ispatlanması amaçlanmaktadır.

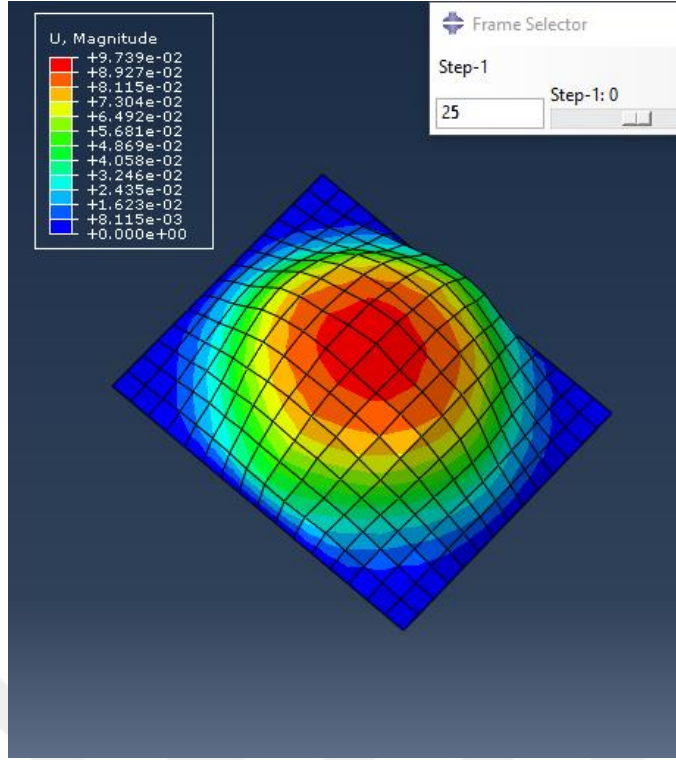


Şekil 4.48 : CEL4_Y Euler ağ yapısının genel görüntüsü.

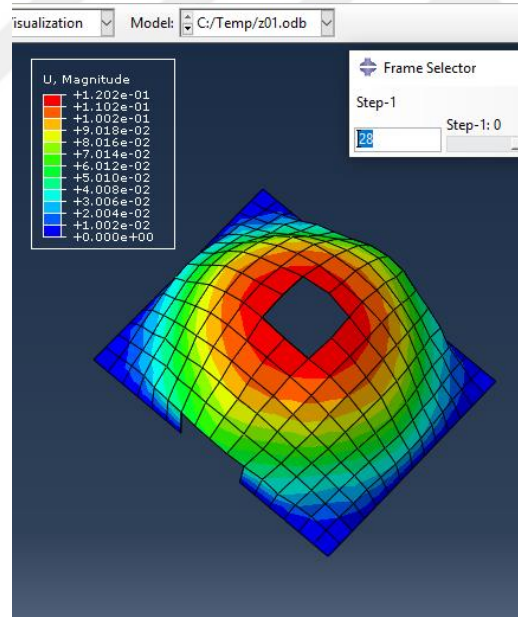
Gerçekleştirilen analizler neticesinde elde edilmiş olan deformasyon ve plaka yırtılma görüntüleri Şekil 4.49, 4.50 ve 4.51' de yer aldığı gibidir. Plakada oluşan malzeme kayıplarının tanımlanabilmesi amacı ile CEL 4_Y yırtılma analizleri esnasında da yine Johnson's Cook modeli ve ilgili malzeme parametreleri kullanılmıştır.

Şekil 4.49'da patlama neticesinde oluşan maksimum deformasyon değeri görülmektedir. CEL 4 analizlerinde elde edilmiş olan deformasyon değeri 59 mm iken CEL 4 yırtılma analizlerinde elde edilmiş olan deformasyon değeri 25. adımda yaklaşık 98 mm değerine ulaşmıştır. 25. adımdaki deformasyon değerinden itibaren hedef plakada küçük çapta yırtılmalar başlamış olduğu gözlemlenmektedir.

Şekil 4.50'de hedef plakadaki kopmalar ve malzeme kayıpları açıkça görülmektedir. Hedef plakada oluşan deformasyonlar ve plaka kayıpları, plakanın yan taraflarında ve orta bölgelerinden başlayarak ilerlemektedir.

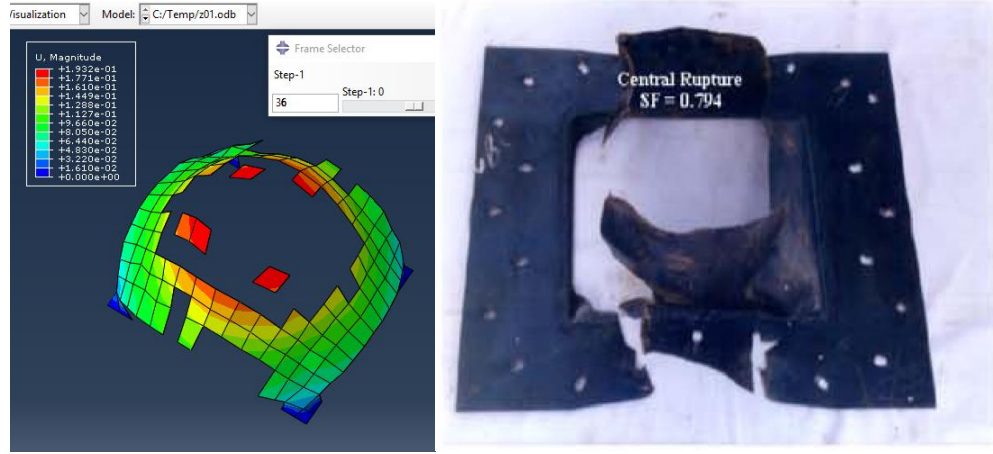


Şekil 4.49 : 25. adımda oluşan deformasyon.



Şekil 4.50 : 28. adımda oluşan deformasyon ve plaka kayıp başlangıcı.

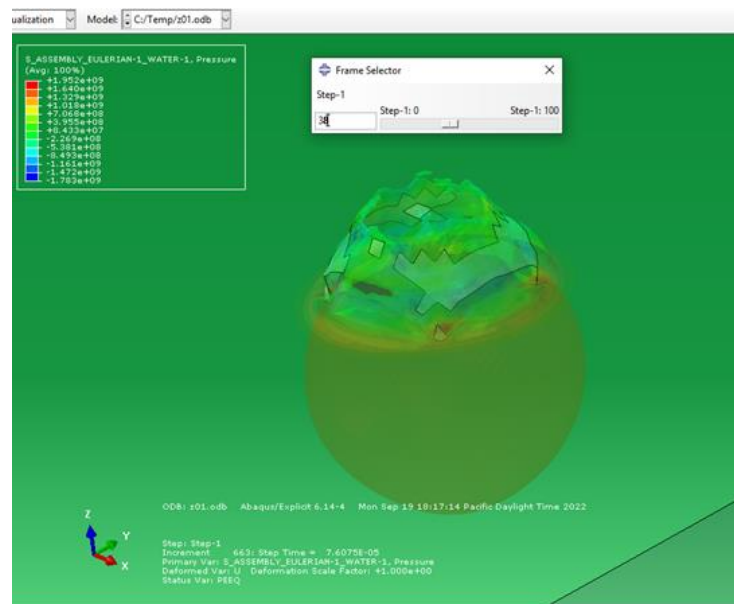
Şekil 4.51’de, deneyler esnasında hedef plakada oluşan malzeme kayıpları ile benzer kayıpların olduğu gözlemlenmektedir. Her iki görselden de takip edilebileceği üzere plakanın yan taraflarında ve orta bölgesinde hemen hemen hiç malzeme kalmamış ve tamamen yırtılmıştır. Analizler neticesinde elde edilmiş olan sonuçlar ve görüntü ile deneyler neticesinde elde edilmiş olan görüntü birbiri ile benzer yırtılma şekilleri göstermektedir.



Şekil 4.51 : Nümerik analizler neticesinde elde edilen malzeme kayıpları ve deneyler neticesinde oluşan malzeme kayıpları.

Burada gerçekleştirilen analizlerde hedef plaka üzerinde elbette daha küçük elemanlar kullanılabilirdi. Ancak CEL 4 analizleri ile uyumluluğun araştırılabilmesi ve aynı ağ yapısını farklı malzeme kalınlığı ve TNT miktarlarında da kullanılıp kullanılmayacağını anlaşılabilmesi amacı ile eleman boyutlarında herhangi bir değişikliğe gidilmemiştir. Şekil 4.52’de su altı patlaması neticesinde oluşan şok dalgası ve kabarcığının 38. adımda hedef plaka üzerinde yaratmış olduğu tahribat açık bir şekilde görülmektedir.

Coupled Euler Lagrange analizlerinin önemli bir avantajı, farklı bölgeleri yani hava, su, TNT ve plaka gibi ortamların başarılı bir şekilde modellenmesine olanak sağlamasıdır.



Şekil 4.52 : Hedef plakada oluşan deformasyonun şok kabarcığı ile birlikte gösterilmesi.

Yukarıda yer alan çalışmalar neticesinde yakın su altı patlaması analizleri için önemli çıkarımlarda bulunabiliriz. Elbette su altı patlaması olayı ve bu olayın matematiksel olarak modellenebilmesi ve çözümlenebilmesi günümüzde halen üzerinde oldukça fazla çalışılan, dinamik bir konudur. Bu çalışma dahilinde referans olarak kullanılan makaleler, 300 mm x 250 mm plaka kullanılarak ve sadece 50 ve 70 gram patlayıcılar kullanılarak gerçekleştirilmiş analizler ile sınırlıdır. Gerçek boyutlu su altı patlaması olayında 200 metreden daha büyük hedefler, 100 kg değerinde patlayıcılar ile uzak ve yakın mesafelerde temas etmektedir. 100 kg değerinde TNT'nin hacim değeri bu çalışmada kullanılan TNT'nin hacim değerinden ve eleman boyutlarından elbette çok daha fazladır. Örneğin 1 kg TNT kullanılması durumunda TNT'yi oluşturan kübik yapının bir kenarı 32.8 mm yerine 84.6 mm uzunluğa sahip olacaktır. Bu doğrultuda CEL 4 analizlerinde yer alan yaklaşım doğrultusunda, 84.6 mm 4 eşit parçaya bölündüğünde her bir elemanın boyutu 8 mm yerine yaklaşık 21 mm olacaktır ve bu ağ boyutuna bağlı olarak TNT'yi çevreleyen suyun ağ yapısı da değişecektir. Bu şekilde bir patlama senaryosu için analizi gerçekleştiren mühendisin bu çalışmada yer alan analiz sonuçlarından yola çıkarak TNT'nin bir kenarını minimum, 4 parçaya bölerek analizlere başlaması uygun bir yaklaşım olacaktır.

Yakın su altı patlamaları konusunda analizlere başlayacak olan bir mühendis, analizlerin başlangıç noktası olarak patlayıcıyı minimum 4 eşit uzunluğa bölerek ağ yapısı oluşturabilir. TNT'yi çevreleyen, patlayıcı ve TNT ye komşu olan ağ yapısı da geometrik oran değeri (aspect ratio) 1 olarak, TNT ile aynı boyutlarda ağ yapısı ile modellenmelidir. Hedef plaka eleman uzunluğu ise şok dalgasının temas ettiği yüzeyde 16 mm değerinde olduğunda (CEL 4 ve diğer CEL 4 varyasyonları) yani TNT eleman boyutunun iki katı değerinde ağ yapısı oluşturulduğunda Coupled Euler Lagrange analizlerinde doğru sonuca ulaşılmasına olanak sağlayan kombinasyon elde edilmiş olacaktır. Bu analiz sonuçlarından yola çıkılarak su altı patlaması olayını gerçekleştirecek bir mühendis başlangıç ağ yapısı koşullarını oluşturabilir. Aksi durumda analizi gerçekleştirecek olan mühendis, doğru ağ yapısını oluşturana kadar, sadece analizlerin başlangıç aşamasında, çok sayıda analiz gerçekleştirerek aylar sürecektir bir süreç içerisinde çok değerli zamanını kaybedecektir.

5. SU ALTI PATLAMASI ANALİZLERİNDE ENERJİ DAĞILIMININ VE KORUNUMUNUN İNCELENMESİ

Tez çalışmasının bu bölümünde, başlangıç şok dalgasının oluşumundan, ikinci kabarcık vuruşunun oluşumuna kadar geçen süre içerisinde, basınç-zaman ve enerji hesaplamaları ve ilgili grafikler, akustik teori kuralları çerçevesinde incelenecektir. Ancak akustik teori dikkate alınarak gerçekleştirilen hesaplamaların, CEL yöntemi ile elde edilmiş olan sonuçlar ile karşılaştırılması bugüne kadar üzerinde çalışılmamış bir konu olduğundan, yazılan Mathcad kodu, CEL analizleri neticesinde elde edilen enerji değerleri ile karşılaştırılmıştır. Su altı patlaması olayı dâhilinde, ilk şok dalgası vuruşunu takiben geri dönüşebilir ve geri dönüştürülemez enerji akışı, patlamanın farklı aşamaları dikkate alınarak ileride bahsedileceği üzere belirli hata oranları dâhilinde hesaplanabilmektedir. Bu bölümde yer alan analizler, hesaplamalar ve karşılaştırmalar, referans [93] temel alınarak hazırlanmıştır.

Su altı patlaması olayının sonucunda ortaya çıkan enerjinin büyük bir bölümü çevre ortama (bu çalışma dâhilinde deniz suyu) verilir ve patlama neticesinde aşağıda belirtilecek olan olaylar sıralaması dikkate alınarak, toplam kimyasal enerji, tamamen dağılır. Bu bölümde, bu enerjinin su altı patlaması olayındaki dağılımı, özellikle basınç-zaman eğrileri dikkate alınarak ve daha önce gerçekleştirilmiş olan deneysel çalışmalar neticesinde elde edilmiş olan sonuçlar ile doğrulanarak aktarılmaya çalışılacaktır.

Patlamadan hemen sonra salınan enerji, patlama sonrasında ortaya çıkan gaz hacminin sahip olduğu aşırı yüksek basınç ve sıcaklığın potansiyel enerjisi formunda bulunmaktadır. Gaz kabarcığı genişlediği süre içerisinde, kendisini çevreleyen suya enerji transfer etmeye devam eder. Su içerisinde yayılan bu enerjinin bir kısmı, geri dönüşebilir potansiyel enerji olarak depolanamaz. Bunun yerine, basınç dalgasının ilerlemesi ile zaman içerisinde etkisini kaybederek ve dağılarak, bulunduğu ortamın sıcaklığının artmasına neden olan, termal enerjiye dönüşür.

Suya aktarılan enerjinin geri kalan bölümü, kendisini çevreleyen hidrostatik basınca karşı kinetik enerjiye dönüşerek, basınç dalgasının merkezden dışarı doğru

yayılmasına neden olur. Gaz küresinin genişlemesi evresinde mevcut olan enerji, sudaki potansiyel enerji olarak depolanıncaya kadar devam eder. Bu noktada, gaz kabarcığı maksimum yarıçapına ulaşmış ve iç basıncı, çevredeki hidrostatik seviyenin çok altına düşmüştür. Bu noktada su içerisinde depolanan potansiyel enerji aşağıda yer alan formülde yer aldığı gibi hesaplanmaktadır. Aşağıda yer alan eşitlikte P_0 parametresi hidrostatik basıncı, A_{M1} parametresi, maksimum kabarcık yarıçapını göstermektedir.

$$E_p = \left(\frac{4}{3}\right) \pi A_{M1}^3 P_0 \quad (5.1)$$

Yukarıda hesaplanan enerji, kabarcığın radyal olarak ilerlemesi nedeni ile oluşan çökme fazında gaz küresine geri dönebildiği için, geri dönüşebilir enerji olarak değerlendirilmektedir [93].

İlk oluşan hava kabarcığının çökmesi ve bu çökmeyi takip eden diğer genişleme aşaması, yukarıda aktarılmış olan E_p enerjisinin parçası olarak, değerlendirilmektedir. Su içinde depolanan tüm potansiyel enerji, minimum kabarcık boyutlarında meydana gelen sıkıştırma (tekrar çökme) enerjisi olarak kabarcığa geri döndürülemez.

Eğer, patlayıcı, gaz kabarcığının yerçekimi veya sınır yüzeylerinin etkisi nedeniyle kayda değer bir şekilde hareket etmesine neden olacak koşullar altında patlarsa, yani su derinliğinin fazla olduğu bir mesafede patlama gerçekleşirse, potansiyel enerjinin önemli bir kısmı, suyun dikey hareketi nedeni ile geri dönüşümsüz bir şekilde çevre ortama verilmiş olacaktır. Bu çalışma dâhilinde su altı patlaması sonucunda oluşan kabarcığın uzun mesafelerde hareket edeceği varsayılmadığından dolayı, bu koşul dikkate alınmamıştır.

İlk kabarcığın çökmesini takiben, ikinci kabarcığın yeniden genişmesi esnasında tekrar meydana gelen kayıplar nedeni ile A_{M2} değerinin (ikinci kabarcık yarıçapının maksimum değeri) A_{M1} 'den daha küçük olacaktır.

Basınç (sıkıştırma) dalgalarının oluşumu esnasında harcanan enerji ve gaz küresi ile su arasındaki geri dönüşümlü olarak değişebilen enerjiye ek olarak, aşağıda yer alan diğer faktörlerden dolayı da enerjinin sürekli olarak dağılması ve kaybolması gözlemlenmektedir.

- Gaz küresinin yayılması
- Su içerisinde meydana gelen viskoz kayıplar
- Su içerisinde meydana gelen türbülanslı akım nedeni ile meydana gelen kayıplar
- Termal etkiler nedeni ile oluşan kayıplar

Sabit bir noktada bulunan bir gözlemci (yükün merkezinden R mesafesinde), patlama olayının hangi evresinde gözlem yapmış olduğuna bağlı olarak, bulunduğu noktadan geçen, pozitif veya negatif R yönünde enerji akışının gerçekte nasıl olduğunu takip edip gözlemleyebilmektedir. Piezoelektrik malzeme kullanılarak tasarlanmış olan basınç ölçüm cihazları, sadece böyle bir gözlem noktasında basıncın zaman içerisinde değişiminin anlaşılabilmesini sağlamaktadır. Bu noktada gerçekleşen enerji akışının tespit edilebilmesi için, enerji ile basınç ve zaman değişkenleri arasında bir ilişki kurulması gerekmektedir. Çalışmanın ilerleyen aşamalarında, burada bahsedilen ilişki ve dönüşümler, matematiksel olarak ifade edilecektir. Çalışmanın bu bölümünde kullanılacak olan ve değerlendirilecek olan tüm deneysel veriler ve sonuçlar, TNT patlayıcısı kullanılarak elde edilmiş olan sonuçlardır.

5.1 Enerji Transferinin ve Akışının Genel Tanımı

Bu çalışma içerisinde ve genel olarak, enerji akışı, belirli bir zaman aralığı boyunca, bir yüzey alanından geçen enerji miktarı olarak tanımlanmaktadır. Su altı patlaması sonrasında oluşan kabarcığın küresel olarak yayıldığı varsayıldığında, bu enerji akışı kürenin yüzeyi üzerinde her bölgede aynı olacaktır. Bu doğrultuda küresel yüzey boyunca toplam enerji akışı aşağıda yer aldığı gibi ifade edilmektedir [93].

$$E = 4\pi R^2 F \quad (5.2)$$

Genel olarak, enerji akışının, yarıçapın üs değeri ile ters orantılı olarak değişen bir dizi bileşenden oluştuğu bilinmektedir. Yukarıda yer alan denklemde bulunan F değişkeni, enerji değişimindeki farklı bileşenleri temsil etmekte ve aşağıda Eşitlik 5.3'te yer aldığı gibi ifade edilmektedir.

$$F = \frac{F_1}{R^{n_1}} + \frac{F_2}{R^{n_2}} + \frac{F_3}{R^{n_3}} + \dots \quad (5.3)$$

Yukarıda aktarılan eşitlik de yer alan “n” üssünün değeri 2 olursa, toplam enerji akışının E bu terime karşılık gelen, tüm yarıçaplarda aynı olacağı ve dolayısıyla enerjinin sonsuza kadar yayılacağı anlamı taşımaktadır. Eğer “n” değeri 2'den büyük olur ise, toplam enerji akışı daha büyük yarıçaplarda, daha küçük değerlerde olacaktır ve bu da suyun içinde bir miktar enerjinin kaybolduğu anlamına gelecektir.

Patlayıcının merkezinden itibaren R yarıçapı değeri boyunca, faydalı toplam enerji akışı olarak adlandırılabilir enerjinin genel ifadesi aşağıda Eşitlik 5.4'te yer aldığı gibi yazılmaktadır.

$$E = 4\pi R^2 \int_0^{t_1} \left(\frac{\Delta P}{\rho} + \frac{1}{2} u^2 + \Delta_\eta \right) \rho u dt \quad (5.4)$$

Eşitlik 5.4'te R , patlama merkezine olan mesafe, t , basınç dalgasının oluşumundan itibaren gözlem noktasına erişinceye kadar geçen süre, t_1 , keyfi seçilen bir zaman dilimi için integral üs değeri, ΔP , $(p - P_0)$, zamanın bir fonksyonu olarak hesaplanan basınç değeri, P_0 patlama noktasındaki hidrostatik basıncı, u , parçacık hızı, ρ , t zamanındaki suyun yoğunluk değeri ve Δ_η başlangıç durumunda birim sıvı kütlesinin iç enerjisindeki artış miktarı olarak tanımlanmaktadır.

ΔP terimi, patlama kabarcığının etrafını çevreleyen sıvıya karşı iş yapabilen sıkıştırma enerjisini temsil etmektedir. İkinci terim, gözlem noktasından geçen sıvı kütlesinin kinetik enerjisini temsil ederken, üçüncü terim olan, Δ_η bu kütlenin iç enerjisinin artışını temsil etmektedir. Başlangıç patlayıcı yarıçapına göre çok daha büyük olan R değerlerinde, son iki terimin ΔP terimine kıyasla, çok küçük olduğu, ilerleyen bölümlerde detaylı olarak aktarılacaktır.

Enerji akışının analizini yapabilmek için elde edilmiş olan deneysel verilerin neredeyse tamamı, temel olarak piezoelektrik ölçerler aracılığıyla kaydedilen basınç-zaman eğrilerinden oluşmaktadır [59].

Eğer Eşitlik 5.4'te yer alan denklemde u , hız parametresi ΔP ve t değişkenleriyle ifade edilebilirse, başlangıç basınç-zaman verilerinden enerji transferini değerlendirmek mümkün olabilecektir. Böyle bir çözüm, bazı özel durumlar haricinde pratik olmayan aşırı zahmetli ve karmaşık sayısal integral hesaplamaları içermektedir [93].

Bununla birlikte suyun sıkıştırılabilirlik özelliği oldukça az olduğundan, deneysel ölçümler neticesinde elde edilebilen basınç-zaman grafiklerinin akustik yaklaşım yöntemi ile elde edilebilmesi kolay bir uygulama değildir.

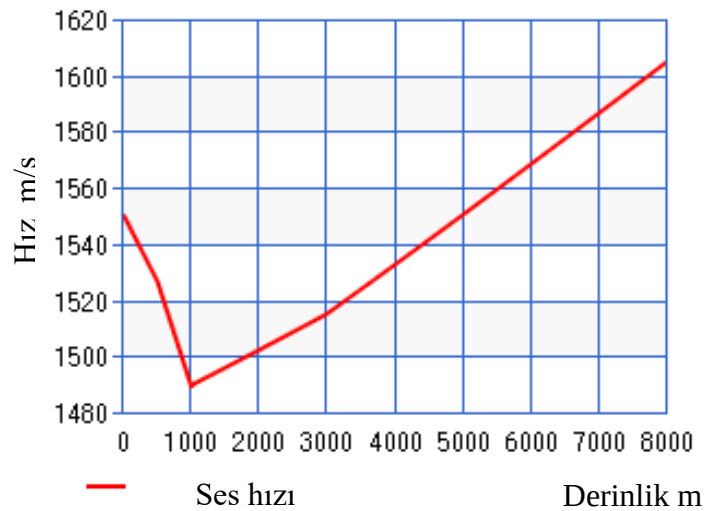
Küresel simetri oluşumunun var olduğu durumda, akustik yaklaşım kullanılarak parçacık hızı Eşitlik 5.5'te yer aldığı gibi elde edilebilmektedir.

$$u = \frac{\Delta P}{\rho_0 C_0} + \frac{1}{\rho_0 R} \int_0^t \Delta P dt \quad (5.5)$$

Yukarıda yer alan eşitlikte ρ_0 başlangıç akışkan yoğunluğunu göstermektedir. C_0 aşağıda yer aldığı gibi tanımlanan, akışkan (burada tuzlu su), hidrostatik su basıncı, sıcaklık ve tuzluluk oranı parametrelerine bağlı olarak değişen ses hızını temsil etmektedir. C_0 ses hızı Del Grosso ya da UNESCO yaklaşımları ile hesaplanmakta ve söz konusu değerler belirli derinlik ve sıcaklık değerine bağlı olarak aşağıda yer aldığı gibi değişmektedir. Aşağıda yer alan grafikteki bilgiye ek olarak akışkan içerisindeki ses hızı, Eşitlik 5.6 ile de hesaplanabilmektedir.

$$C_0 = \sqrt{\left(\frac{\partial P}{\partial \rho}\right)_s} \quad (5.6)$$

Eşitlik, 5.6'da yer alan P basıncı, ρ değişkeni öz kütleyi ve s değişkeni, entropiyi temsil etmektedir [93].



Şekil 5.1 : Ses hızının deniz suyu içerisindeki değişim grafiği [94].

Çizelge 5.1 : Del Grosso yaklaşımına göre, ses hızının deniz suyu içerisindeki sıcaklık ile değişimi [94].

Derinlik (m)	Hız (m/s)	Sıcaklık °C
0	1,550.7	30
500	1,526.94	17
1000	1,489.4	4
1500	1,495.68	3.5
2000	1,502.02	3
2500	1,508.43	2.5
3000	1,514.9	2
3500	1,523.62	2
4000	1,532.41	2
4500	1,541.27	2
5000	1,550.2	2
5500	1,559.18	2
6000	1,568.22	2
6500	1,577.29	2
7000	1,586.4	2
7500	1,595.55	2
8000	1,604.71	2

Şekil 5.1 ve Çizelge 5.1’de deniz suyu ortamı 30 derece ve tuzluluk oranı binde 40 olduğu durum için hesaplamalar gerçekleştirilmiş ve bu doğrultuda grafik ve tablo oluşturulmuştur.

Eşitlik 5.5’te yer alan ikinci terim, parçacık hızının sonraki akışı (afterflow) olarak tanımlanmaktadır. Eşitlik 5.4 ve Eşitlik 5.5 birleştirilirse, enerji denklemi aşağıda yer aldığı gibi elde edilir.

$$E = 4\pi R^2 \left\{ \int_0^{t_1} \left(\frac{\Delta P}{\rho} + \frac{1}{2} u^2 + \Delta \eta \right) \frac{\rho \Delta P}{\rho_0 C_0} dt + \int_0^{t_1} \left[\frac{\left(\left(\frac{\Delta P}{\rho} \right) + \frac{1}{2} u^2 + \Delta \eta \right) \rho}{\rho_0 R} \int_0^t \Delta P dt \right] dt \right\} \quad (5.7)$$

İlerleyen bölümlerde aktarılacağı gibi, $\left(\frac{1}{2}u^2 + \Delta_\eta\right)$ değeri bağıl olarak, $\frac{\Delta p}{\rho}$ değerine göre oldukça küçüktür. Δp 'nin küçük değerlerinde $\left(\frac{1}{2}u^2 + \Delta_\eta\right)$ değeri, tamamen ihmal edilebilir. Δp 'nin yüksek değerlerinde Eşitlik 5.7'de yer alan ilk terimde düzeltme yapılma ihtiyacı gerekli olacaktır.

Eşitlik 5.7'de ikinci terim başlangıç koşullarında “0” değerinde olduğundan ve şok dalgası basıncının çok hızlı bir şekilde düştüğü belirli bir zaman sonuna kadar dikkate alınması gereken bir değere ulaşmayacağından, söz konusu eşitliğin sadece ilk teriminde, Δp 'nin yüksek değerlerinde bir düzeltme gerekliliği söz konusu olacaktır.

Rankine-Hugoniot koşulları ve denklemleri, şok dalgasının u , U ve Δ_η parametrelerini kullanarak ΔP ve ρ değişimi arasında ilişkiyi ortaya koyan denklemlerdir. Burada “ U ” şok dalgasının ilerleme hızını göstermektedir. Rankine-Hugonit koşulları Eşitlikler 5.8, 5.9, 5.10 ve 5.11’de yer aldığı gibidir.

$$U = v_0 \sqrt{\frac{(p - P_0)}{v_0 - v}} \quad (5.8)$$

$$u = \sqrt{\frac{(p - P_0)}{(v_0 - v)}} \quad (5.9)$$

$$\Delta_\eta = \frac{1}{2}(P_0 + p)(v_0 - v) \quad (5.10)$$

$$\Delta H = \Delta_\eta + \Delta(pv) = \frac{1}{2}(p - P_0)(v_0 + v) \quad (5.11)$$

Yukarıda aktarılan Rankine-Hugoniot koşulları, şok dalgasına, kütle, momentum ve enerjinin korunumu kanunlarının uygulanması ile elde edilmektedir [95].

Eşitlik 5.7’de yer alan C_0 parametresi, şok dalgası ilerleme hızı olarak yukarıda tanımlanan “ U ” parametresi ile değiştirilebilmektedir. C_0 parametresinin yerine “ U ” parametresinin Eşitlik 5.7’de yazılması, yine aynı eşitliğin ikinci kısmında yer alan $\frac{1}{2}u^2$ ve Δ_η parametrelerinin ihmal edilmesi neticesinde, gerekli matematiksel düzenlemeler yapılırsa aşağıda yer alan Eşitlik 5.12 numaralı denklem elde edilmektedir.

$$E = \frac{4\pi R^2}{\rho_0} \left\{ \int_0^{t_1} \frac{(\Delta P)^2}{U - \frac{\Delta P}{\rho_0 U}} dt + \frac{1}{R} \int_0^{t_1} \left[\Delta P \int_0^t \Delta P dt \right] dt \right\} \quad (5.12)$$

Karşılaştırma yapabilmek amacı ile, $\frac{1}{2}u^2$ ve Δ_η parametrelerinin ihmal edilmesi ve C_0 parametresinin yerine U parametresinin yazılmaması durumunda aşağıda yer alan eşitlik elde edilmektedir.

$$E = 4\pi R^2 \left\{ \frac{1}{\rho_0 C_0} \int_0^{t_1} (\Delta P)^2 dt + \frac{1}{\rho_0 R} \int_0^{t_1} \left[\Delta P \int_0^t \Delta P dt \right] dt \right\} \quad (5.13)$$

Çalışmanın ilerleyen aşamalarında aktarılacağı gibi, Eşitlik 5.12'nin Eşitlik 5.13'ten farkı, sadece denklem içerisindeki ilk terimin, inç kare başına 20-30 bin pound/in.² değerlerine kadar, çok küçük yüzde değerlerinde farklılık göstermesi ve bu koşullar altında düzeltme faktörü içermesidir.

Eşitlik 5.12'nin ikinci integrali, Eşitlik 5.14'te yer aldığı formuyla yazılabilir. Bu form hesaplamalar esnasında kolaylık sağlamaktadır.

$$\frac{1}{2R} \left[\int_0^{t_1} \Delta P dt \right]^2 \quad (5.14)$$

Bilindiği üzere, su altı patlaması şok dalgası oluşumunda ΔP ve R ters orantılı olarak değişmektedir. Eşitlik 5.13'ün, Eşitlik 5.3 ile birlikte değerlendirilmesi neticesinde Eşitlik 5.13'ün sağ tarafında yer alan ilk terimin temel olarak "geri dönüştürülemez enerji akışı" olarak ilişkilendirilen "yayılma" enerjisini göstermekte olduğu ve ikinci terimin, şok dalgası tarafından oluşturulan bölge dâhilinde geri dönüşebilir enerji olarak depolanan enerjiyi temsil ettiği anlaşılmaktadır. İlk terim dâhilinde yer alan, $\frac{1}{2}u^2$ ve Δ_η değişkenlerinin düşük katkılarının da geri dönüşebilir olduğunun dikkate alınması önemlidir.

5.2 Şok Dalgası Enerji Akışındaki İlk Terimin Tanımı

Basınç-zaman verilerinin yorumlanması ve daha da geliştirilmesi amacı ile, Eşitlik 5.12’ de yer alan enerji akışının ilk terimi aşağıda Eşitlik 5.15’te yer aldığı gibi yazılabilir.

$$F_1 = \frac{1}{\rho_0} \int_0^{t_1} \frac{(\Delta P)^2}{U - \left(\frac{\Delta P}{\rho_0 U}\right)} dt \quad (5.15)$$

Rankine-Hugoniot koşulları ve eşitliği, U değerinin ΔP parametresi ile ilişkilendirilmesine Eşitlik 5.16’da görüldüğü üzere olanak sağlamaktadır.

$$U = v_0 \sqrt{\frac{\Delta P_s}{v_0 - v}} \quad (5.16)$$

Eşitlik 5.16’da yer alan ΔP_s terimi, şok dalgasının şok alanının yüksek basınç değerini, v_0 ve v parametreleri, sırası ile şok dalgasının önünde ve arkasında yer alan hacim değerlerini göstermektedir.

Eşitlik 5.16’nın belirli termodinamik ilişkilerle ve durum denklemiyle (EOS) birleştirilmesi ile ΔP_s 'in rastgele değerleri için U ’nun hesaplanabilmesini mümkün kılmaktadır. Söz konusu hesaplamalar, deniz suyu için ΔP_s ’in birbirine yakın aralıklı değerlerinde gerçekleştirilmiş ve bu çalışma ile ilgili sonuçlar aşağıda yer alan ampirik formül aracılığı ile hesaplanabilir hale getirilmiştir [96].

$$U = C_0[1 + 5.6 \times 10^{-6} \Delta P_s - 17 \times 10^{-12} (\Delta P_s)^2] \quad (5.17)$$

Eşitlik 5.17’de yer alan basınç değeri, $\frac{lb}{in.^2}$ olarak hesaplanmaktadır. Enerji akışında, birinci dereceden bir düzeltme elde etmek amacıyla, ilerleme hızı yaklaşık olarak aşağıdaki doğrusal ilişki ile temsil edilebilmektedir.

$$U = C_0[1 + \alpha \Delta P_s] \quad (5.18)$$

$$U = C_0[1 + 5.3 \times 10^{-6} \Delta P_s] \quad (5.19)$$

Eşitlik 5.17, referans [96]’da yer alan sonuçlara sıfırdan 60.000 psi değerine kadar yakın sonuçlar vermekte iken, Eşitlikler 5.18 ve 5.19, sıfırdan 40.000 psi’ye kadar olan

bölge içerisinde uyumluluk göstermektedir. Eşitlikler 5.18 ve 5.19, düşük ve yüksek basınç değerlerinde, gerçek değerlerin altında sonuçlar elde edilmesine sebep olabilmektedir.

Eşitlikler 5.18 ve 5.19, Eşitlik 5.15'te yerlerine yazılırsa, aşağıda Eşitlik 5.20'de yer alan denklem elde edilmektedir.

$$F_1 = \frac{1}{\rho_0 C_0} \int_0^{t_1} (\Delta P)^2 \left[1 - \left(\alpha - \frac{1}{\kappa} \right) \Delta P \right] dt \quad (5.20)$$

Eşitlik 5.20'de κ , $\kappa = \rho_0 C_0^2$ olarak tanımlanmaktadır. Aynı ifade, birinci dereceden düzeltmelerin Eşitlik 5.7'ye uygulanması ile aşağıda yer aldığı gibi yazılabilir.

$$F_1 = \int_0^{t_1} \left(\frac{\Delta P}{\rho} + \frac{1}{2} u^2 + \Delta_\eta \right) \rho u dt \quad (5.21)$$

Eşitlik 5.21'de yer alan u parametresi, aşağıda gösterildiği gibi, Rankine-Hugoniot koşulu olarak tanımlanmaktadır.

$$u = \left(\frac{\Delta P}{\rho_0 U} \right) \quad (5.22)$$

İç enerji, artışı olan Δ_η akışkanın sıkıştırma enerjisi olarak, aşağıda Eşitlik 5.23'te aktarıldığı gibi gösterilmektedir.

$$\Delta_\eta = \frac{\frac{1}{2} (\Delta P)^2}{\kappa \rho_0} \quad (5.23)$$

Eşitlik 5.23'te κ , kütle modülü olarak değerlendirilmektedir. Her bir birim kütle için kinetik enerji denklemleri aşağıda yer aldığı gibi verilmektedir.

$$\frac{1}{2} u^2 = \frac{\frac{1}{2} (\Delta P)^2}{\rho_0^2 U^2} \approx \frac{\frac{1}{2} (\Delta P)^2}{\rho_0^2 C_0^2} = \frac{\frac{1}{2} (\Delta P)^2}{\kappa \rho_0} = \Delta_\eta \quad (5.24)$$

Mevcut durumdaki hali ile Eşitlik 5.20, hem $(\Delta P)^2$ 'nin hem de $(\Delta P)^3$ 'nin integrallerini içerdiğinden dolayı, oldukça kullanışsız ve hantaldır. Bununla birlikte, $(\Delta P)^3$ terimi, sadece küçük bir düzeltme gerektirmektedir ve bu düzeltmenin ortalama

değerinin, şok dalgasının maksimum basıncı gibi bir parametre cinsinden ifade edilmesi uygundur. Bunu yapabilmek için, şok dalgasının basıncının, zaman ile üstel olarak değiştiği varsayılır ise Eşitlik 5.25 yazılabilir.

$$\Delta P = P_m e^{-\frac{t}{\theta}} \quad (5.25)$$

Her ne kadar bu denklem, tüm şok dalgasını doğru bir biçimde temsil etmese de çoğunlukla enerji akışı düzeltmelerinin gerçekleştirilmiş olduğu $t = \theta$ 'ya kadar olan zaman dilimi için geçerli ve doğrudur. Bu nedenle bu yaklaşımın uygulanması ile Eşitlikler 5.26 ve 5.27 yazılabilir.

$$\int_0^{\infty} (\Delta P)^2 dt = \frac{P_m^2 \theta}{2} \quad (5.26)$$

$$\int_0^{\infty} (\Delta P)^3 dt = \frac{P_m^3 \theta}{3} = \frac{2}{3} P_m \int_0^{\infty} (\Delta P)^2 dt \quad (5.27)$$

Yukarıda aktarılan denklemler dikkate alınarak, ilk enerji akışı denklemi aşağıda yer aldığı gibi yazılabilir.

$$F_1 = \frac{1}{\rho_0 C_0} \left[1 - \frac{2}{3} \left(\alpha - \frac{1}{\kappa} \right) P_m \right] \int_0^{t_1} (\Delta P)^2 dt \quad (5.28)$$

Parantez içindeki ikinci terim ile gösterilen düzeltme oldukça küçüktür, böylece düzeltmenin kendisi çeşitli varsayımlardan dolayı büyük bir hataya maruz kalmış olsa bile, enerji akışı için elde edilmiş olan nihai sonuç büyük ölçüde hatalı olmayacaktır. Yukarıda yer alan denklemde P_m lb./in.² ve F_1 parametresi, in.lb./in.² olarak değerlendirilmekte ve Eşitlik 5.28, aşağıda yer aldığı gibi yazılabilmektedir.

$$F_1 = \frac{1}{\rho_0 C_0} [1 - 1.6 \times 10^{-6} P_m] \int_0^{t_1} (\Delta P)^2 dt \quad (5.29)$$

Eşitlik 5.29, Eşitlik 5.19 dikkate alınarak oluşturulmuştur. Eşitlik 5.29, artık Eşitlik 5.7'nin ilk terimi tarafından verilen enerji akışının hesaplanmasında kullanılabilmektedir.

$$F_1 = \frac{1}{\rho_0 C_0} [1 - 1.8 \times 10^{-6} P_m + 4 \times 10^{-12} P_m^2] \times \int_0^{t_1} (\Delta P)^2 dt \quad (5.30)$$

Eşitlik 5.30, Eşitlik 5.17’de verilen, U denklemi dikkate alınarak oluşturulmuştur. Eğer basınçlar lb./in² olarak tanımlanır ve zaman da saniye cinsinden yazılır ise, F_1 in lb./in² cinsinden aşağıda yer alan Eşitlik 5.31 kullanılarak elde edilebilir.

$$\rho_0 C_0 = 5.58 + 0.0065T \quad (5.31)$$

Eşitlik 5.31’de yer alan T parametresi, santigrat cinsinden, suyun sıcaklığını göstermektedir. $\rho_0 C_0$ çarpımının sahip olduğu değer, genel anlamda, ortamın akustik empedansı olarak tanımlanmaktadır.

Yukarıda tanımlanmış olan denklemlerin aracılığı ile, Eşitlik 5.4’te yer alan, iç enerji ve kinetik enerji terimlerinin ilgili büyüklüklerinin hesaplanabilmesi mümkün hale gelmektedir. Enerji akışının ilgili bölümü aşağıda yer aldığı gibi verilmektedir.

$$F_c = \int_0^{t_1} \left(\frac{1}{2} \rho u^2 + \rho \Delta_\eta \right) u dt \quad (5.32)$$

Eşitlikler 5.23 ve 5.24 dikkate alınarak Eşitlik 5.33’te yer alan denklem elde edilir

$$\frac{1}{2} \rho u^2 = \rho \Delta_\eta = \frac{1}{2} \frac{(\Delta P)^2}{\kappa} \quad (5.33)$$

Parçacık hızı yaklaşık olarak aşağıda yer aldığı gibi tanımlanır;

$$u = \frac{\Delta P}{\rho_0 C_0} \quad (5.34)$$

Basıncın zamana karşın davranışı, üstel bir denklem olarak yazılır ise, enerji akış denkleminin bir parçası olarak tanımlanan Eşitlik 5.32, aşağıda yer alan Eşitlik 5.35’te yer aldığı gibi yazılabilir.

$$F_c = \frac{1}{\rho_0 C_0} \left(\frac{2 P_m}{3 \kappa} \right) \int_0^{t_1} (\Delta P)^2 dt = \frac{1}{\rho_0 C_0} (2 \times 10^{-6} P_m) \int_0^{t_1} (\Delta P)^2 dt \quad (5.35)$$

Eşitlik 5.35'te yer alan basınç değerleri, lb./ in² olarak, enerji akışı ise, in.lb. /in² olarak tanımlanmaktadır. Yukarıda yer alan denklemde, " $2 \times 10^{-6} P_m$ " terimi, Eşitlik 5.29'da yer alan toplam enerji akışının sürtünme ile ilgili olan bölümünü temsil etmektedir.

F_1 akış denkleminde yer alan, kinetik ve iç enerji terimlerinin de katkısı ile Eşitlik 5.36 % değer olarak yazılabilir.

$$\frac{F_c}{F_1} = \frac{2 \times 10^{-6}}{1 - 1.8 \times 10^{-6} P_m} \times 100 \quad (5.36)$$

Bugüne kadar gözlemlenmiş olan en yüksek basınç seviyelerinde (yaklaşık 30.000-40.000 lb. / in²) bu katkı yüzde olarak çok küçük değerlerdedir. 10.000 lb. / in² altındaki basınçlarda, kinetik ve iç enerji terimlerinin katkıları ihmal edilebilecek derecede küçüktür.

5.3 Şok Dalgasında Vuruş (Impulse) ve Enerji Akışı:

Su altı patlaması olayında genel olarak ilk aşamada meydana gelen olay şok dalgasının oluşum aşamasıdır ve ilk aşamadan sonra sonraki birinci, ikinci ve birbirini takip eden kabarcık vuruşları meydana gelir. Basınç-zaman ilişkisi sürekli ve doğal olarak şok dalgasının ilerleyişi esnasında yer alan bölümler arasında kesin sınırların belirlenmesi çok da mümkün değildir.

Şok dalgası, şok cephesi $t = 0$ ile ilk kabarcık darbesinin maksimum değeri $t = t_{M1}$ arasında, bir diğer anlatımla, şok dalgası ile ilk kabarcığın hacminin ulaştığı maksimum noktanın arasında oluşan dalga olarak tanımlanmaktadır. İlk şok dalgası vuruşu, birinci ve ikinci kabarcık oluşumu zamanları arasında kalan dalga bir kısmı olarak tanımlanmaktadır (örneğin $t=t_{M1}$ ve $t=t_{M2}$ arasında).

Genellikle, şok dalgası basınç-zaman gözlemleri, sadece 100 zamanına kadar gerçekleştirilmiştir. Burada θ yukarıda daha önce de belirtilmiş olduğu gibi, üstel sönüm zaman sabitidir. Son zamanlarda gerçekleştirilen çalışmalar ve bir dizi derin su ölçümü, yukarıda tanımlandığı gibi t_{M1} zamanına kadar ortalama değerlerin yer aldığı eğrilerin oluşturulmasını mümkün kılan veriler sağlamıştır [97].

Bu eğriler, 0.50, 2.50 ve 12.0 lb ağırlığında TNT'nin 250 ve 500 feet mesafelerde patlatılması neticesinde gerçekleştirilen, ölçümlere dayanmaktadır. Ölçüm cihazları,

her bir patlayıcı boyutunu, $W^{\frac{1}{3}}R$ mesafesini 0.352 değerinde sabit olarak koruyacak biçimde yerleştirilmiştir. İlgili eğriler, Şekiller 5.2, 5.3 ve 5.4'te yer aldığı gibidir.

Herhangi bir t zamanı için, vuruş (impulse) değeri aşağıda yer aldığı gibidir:

$$I = \int_0^t \Delta P dt \quad (5.37)$$

Şok dalgası, nispeten kısa süreli ve yüksek genlikli bir ilk pozitif faza ve ardından bu fazı takip eden, düşük genlikli bir uzun negatif faza sahiptir. Burada vuruş (impulse) yani, pozitif kısım, yapısal hasar ile ilgili hususlar söz konusu olduğu sürece ana ilgi alanını oluşturmaktadır.

İntegral $t = t_{M1}$ değerine kadar hesaplanırken, integralin değeri gittikçe çok küçük değerlere ulaşır ve sıkıştırılamayan bir ortam içerisinde, sistemde sıfır değerine ulaşır. Sıkıştırılabilir sıvı içerisinde, integral değeri t_{M1} , aşağıda yer aldığı gibi küçük pozitif bir artık değere sahip olmaktadır.

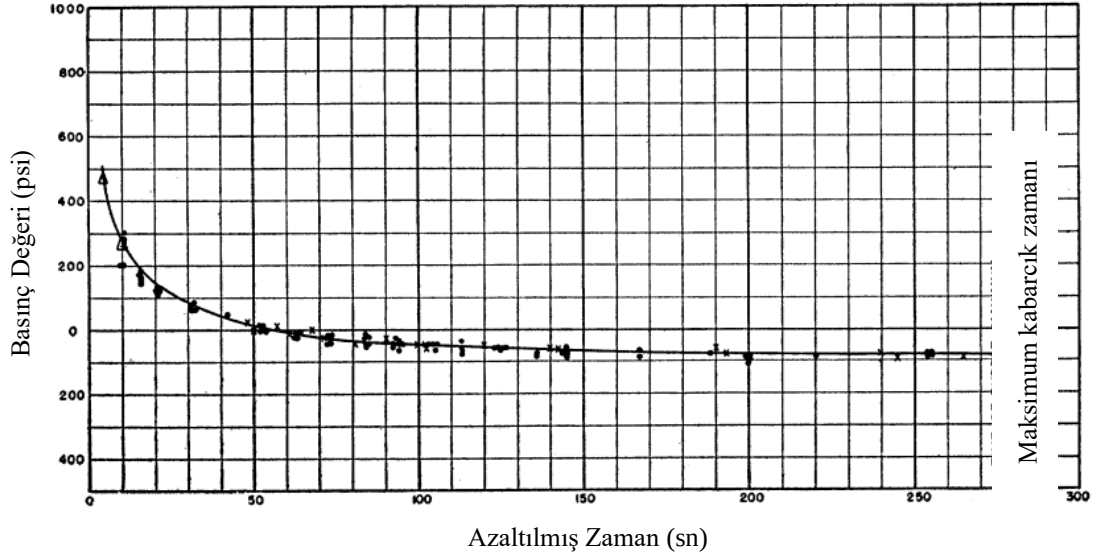
İntegral, t_{M1} değerine ulaştığında kabarcık maksimum yarıçap değerine ulaşmış ve yüzeydeki parçacık hızı sıfır değerine gerilemiştir. Akustik yaklaşıma göre zamanın bir fonksiyonu olan parçacık hızı, sıvı içerisinde herhangi bir nokta için aşağıda yer alan eşitlikteki gibi ifade edilmektedir.

$$u = \frac{\Delta P}{\rho_0} + \frac{1}{\rho_0 R} \int_0^t \Delta P dt \quad (5.38)$$

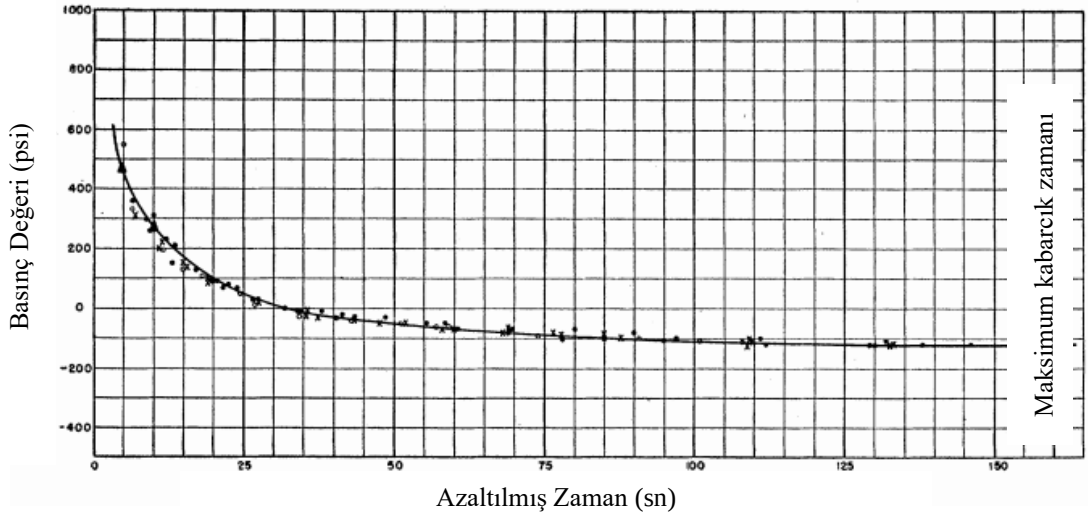
Eğer $R = A_{M1}$ noktasında bir gözlemci bulundurulur ise, ki bu varsayımda A_{M1} maksimum kabarcık yarıçapı olarak değerlendirilmektedir.

$$I_{M1} = \int_0^{t_{M1}} \Delta P dt = -\frac{A_{M1} \Delta P}{C_0} \quad (5.39)$$

Eşitlik 5.39'da yer alan ΔP değeri, bu bölgede negatif olduğundan, I_{M1} değeri doğal olarak, pozitif değere sahip olacaktır. Negatif veya Pozitif toplam vuruş değerleri ile karşılaştırıldığında, I_{M1} değeri oldukça küçük değerlere sahip olmaktadır.



Şekil 5.2 : Şok dalgasının arkasındaki, basınç-zaman grafiği [93].



Şekil 5.3 : Şok dalgasının arkasındaki, basınç-zaman grafiği [93].

Eşitlikler 5.12 ve 5.29 bir araya getirildiğinde, t zamanına kadar toplam enerji akışının tanımı aşağıda yer aldığı gibi elde edilmektedir.

$$E = \frac{4\pi R^2}{\rho_0 C_0} \left[(1 - 1.6 \times 10^{-6} P_m) \int_0^t (\Delta P)^2 dt + \frac{C_0}{2R} \left(\int_0^t \Delta P dt \right)^2 \right] \quad (5.40)$$

Daha önce belirtildiği gibi, parantez içindeki ilk terim artan integral süresi ile monotonik bir şekilde artan ve akustik olarak yayılan enerjiyi temsil ederken, ikinci veya ikincil (afterflow) akış terimi su içerisinde geri dönüşebilir olarak muhafaza edilebilen ve belirli zaman aralıklarında gaz kabarcığına geri dönebilen enerjiyi temsil etmektedir. Bu terim, pozitif fazın sonuna karşılık gelen t zamanında bir maksimum

seviyeye ulaşır ve daha sonrasında Eşitlik 5.39'dan takip edilebileceği gibi, oldukça küçük değere sahip olan artığın karesi ile azalarak, $t = t_{M1}$ zamanında neredeyse sıfır olur. Pozitif fazın daha sonraki aşamalarında patlayıcıya oldukça yakın mesafelerde, akış sonrası (afterflow) terim geri döndürülemez terime oranla daha baskın hale gelecektir.

Şekiller 5.2, 5.3 ve 5.4, 250 ve 500 ft derinliklerde gerçekleştirilen ve patlama noktasından $R = \frac{W^{\frac{1}{3}}}{0.352}$ mesafedeki TNT için basınç-zaman değerlerini göstermektedir. Eşitlik 5.41'de yer alan denklem aracılığı ile, başlangıç şok dalgası sönümleme zaman sabiti θ , değişkeni ölçeklendirilerek, aynı eğri üzerinde farklı patlayıcı ağırlıkları için geçerli hale getirilmiştir. Eşitlik 5.41, TNT için Cole ve arkadaşları tarafından, Woods Hole Oceanographic Institution'da elde edilen veriler ile ampirik olarak oluşturulmuştur [98].

$$\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} = 0.352, \quad \theta = 0.060 W^{\frac{1}{3}} \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{-0.18} = 0.0725 W^{\frac{1}{3}} \text{ ms} \quad (5.41)$$

Ölçek faktörü kullanılarak, azaltılmış zaman değeri aşağıda yer aldığı gibi yazılabilir:

$$\tau = \frac{t}{\theta} \quad (5.42)$$

Eşitlik 5.42' de yer alan τ değerinin herhangi bir birimi bulunmamaktadır. $W^{\frac{1}{3}}$ değeri ile ilişkili olan bir diğer ölçüm faktörü, örneğin belirli bir derinlikteki kabarcık periyodunun kullanılabilmesi de mümkündür.

Şekiller 5.2, 5.3 ve 5.4'te yer alan basınç-zaman eğrilerinden elde edilen değerler hesaplanarak, Şekiller 5.5, 5.6 ve 5.7 elde edilmiştir. Şekil 5.5, başlangıç pozitif fazı için, örneğin, gözlem noktasındaki yüksek basıncın, şok dalgasının gelmesinden sonraki sığa geldiği zamana kadar olan eğrilerini göstermektedir. Şekil 5.5, 500 ft de yer alan bir patlayıcı derinliği içindir, ancak 250 ft'lik bir derinlik için de burada yer alandan daha farklı olması beklenmemektedir. Şekiller 5.5 ve 5.6, sırasıyla 250 feet ve 500 feet derinlikler için maksimum ilk kabarcık süresinin oluşmasına kadar uzatılmış aynı eğrileri göstermektedir. Bu eğriler temelde aynı formdadır, temel farklılıklar, 250

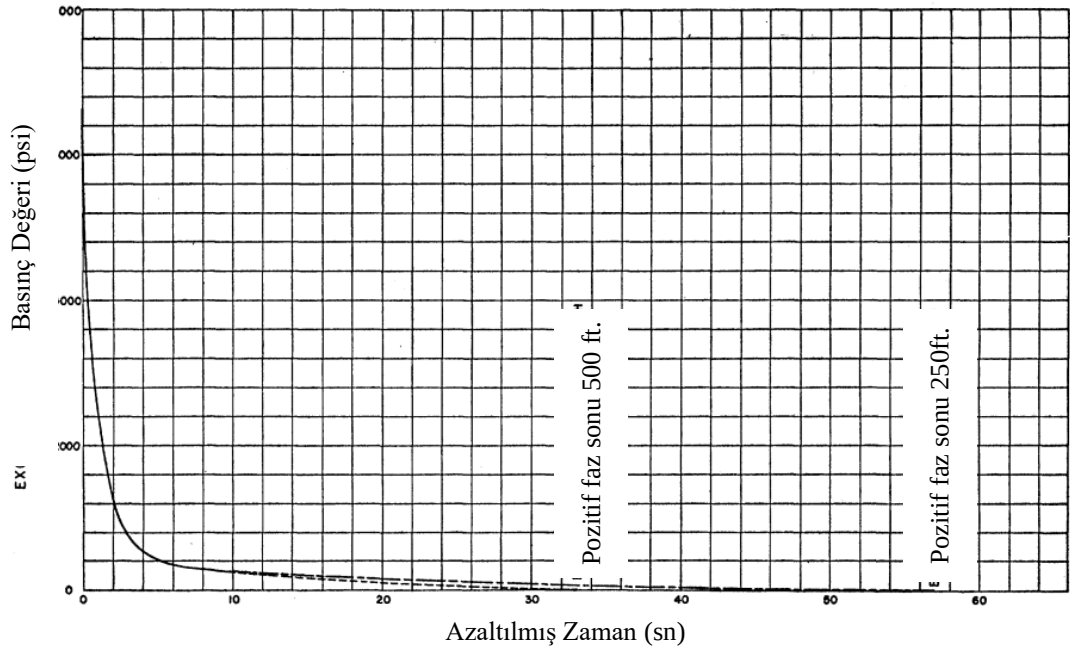
ft'deki daha uzun negatif faz ve daha küçük negatif basınçtan kaynaklanmaktadır. Şekiller 5.5, 5.6 ve 5.7'de çizilen eğri denklemleri aşağıda yer aldığı gibidir.

- Geri dönüşümsüz enerji akışı aşağıda verildiği gibidir.

$$F_1 = \frac{1}{\rho_0 C_0} [1 - 1.6 \times 10^{-6} P_m] \int_0^t (\Delta P)^2 dt \quad (5.43)$$

- Sonraki akış (Afterflow) enerjisi, yayılan ya da geri dönüşebilir depolanan enerjiyi, temsil etmediği için, Bölüm 5'in kriterine göre olmalı ve ortalama olarak sıfırdan farklı olmalıdır. Sonraki akış enerjisi aşağıda yer aldığı gibidir.

$$F_A = \frac{1}{2\rho_0 R} \left(\int_0^t \Delta P dt \right)^2 = \frac{I^2}{2\rho_0 R} \quad (5.44)$$



Şekil 5.4 : Tüm şok dalgasının, basınç-zaman grafiği [93].

Toplam vuruş süresi, $t = t_{M1}$ değerine kadar oldukça küçük olduğundan dolayı, bu zamana kadar oluşan toplam afterflow enerjisi de oldukça küçüktür. Fiziksel olarak gerçekleşen olay aslında, afterflow hızın her zaman dışa dönük olduğu, şok basınç değerinin ise ilk önce pozitif, sonra negatif olduğudur. Afterflow un pozitif ve negatif bileşenlerinin her biri değer olarak büyüktür. Belirli bir zaman değerinde, hareket nedeni ile gerçekleştirilen toplam iş çok küçük olabilsin diye, afterflow basınç ile bir zaman değerinde ise basınca karşı hareket etmektedir.

- Vuruş (impulse):

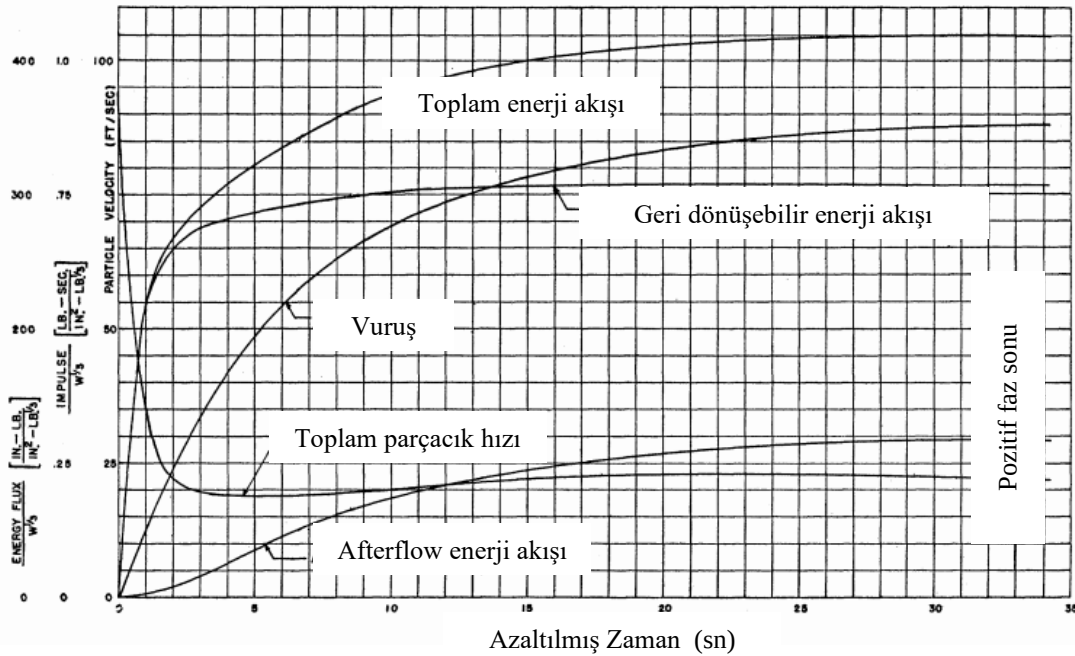
$$F_A = \frac{1}{2\rho_0 R} \left(\int_0^t \Delta P dt \right)^2 = \frac{I^2}{2\rho_0 R} \quad (5.45)$$

- Parçacık Hızı: Toplam parçacık hızı,

$$u = \frac{\Delta P}{\rho_0 C_0} + \frac{1}{\rho_0 R} \int_0^t \Delta P dt \quad (5.46)$$

Parçacık hızının her bir bileşeni için ayrı eğriler çizilmemiştir, çünkü formları doğrudan basınç- zamanından ve impuls-zaman eğrilerinden elde edilebilmektedir. Toplam parçacık hızı eğrisinin formu, her iki bileşenin de yarıçapın birinci ve ikinci dereceden kuvvetleri ile değiştiğinden dolayı, patlayıcıya olan mesafe ile değişecektir. Grafiklerde gösterilen eğriler,

$R = \frac{W^{\frac{1}{3}}}{0.352}$ özel koşulu ve durumu için değerlendirilmektedir.



Şekil 5.5 : Başlangıç pozitif şok dalgası fazı için, enerji akışı, impuls ve toplam parçacık hızının zaman ile değişimi [93].

Küresel bir yüzey için, toplam hacimsel akış aşağıda yer aldığı gibi tanımlanabilir.

$$\Delta V = 4\pi R^2 \int_0^t u dt \quad (5.47)$$

Kabarcığın ulaştığı maksimum noktaya kadar, zaman içerisinde toplam hacim akışı ise Eşitlik 5.48’de yer aldığı gibidir.

$$\Delta V = 4\pi R^2 \int_0^{tM_1} \frac{\Delta P}{\rho_0 C_0} + 4\pi R^2 \int_0^{tM_1} \left[\int_0^t \frac{\Delta P}{\rho_0 R} \right] dt \quad (5.48)$$

Yukarıda yer alan eşitlikte sağ tarafta yer alan değer oldukça küçük olduğundan Eşitlik 5.49’da yer aldığı gibi yazılabilir.

$$\Delta V \approx \frac{4\pi R}{\rho_0} \int_0^{tM_1} \left[\int_0^t \Delta P dt \right] dt \quad (5.49)$$

ΔV , yarıçap değerinden neredeyse bağımsız olduğu için, Eşitlik 5.49, maksimum kabarcık yarıçapındaki yüzey boyunca toplam akış vermelidir, örneğin t_{M1} süresindeki kabarcık hacmini de içermektedir. Yukarıda verilen eşitlik aracılığı ile, bu hacim ayrıca maksimum yarıçapı deney bilgisinden bağımsız olarak hesaplanabilmektedir.

Woods Hole’da Decius ve E. Swift tarafından gerçekleştirilen yüksek hızlı fotoğraf çalışmalarından ve deneylerinden, maksimum kabarcık yarıçapının patlayıcı büyüklüğü ve derinliğine ile ilişkisi aşağıda yer alan denklem elde edilmiştir.

$$A_{M1} = J_1 \left(\frac{W}{Z_0} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5.50)$$

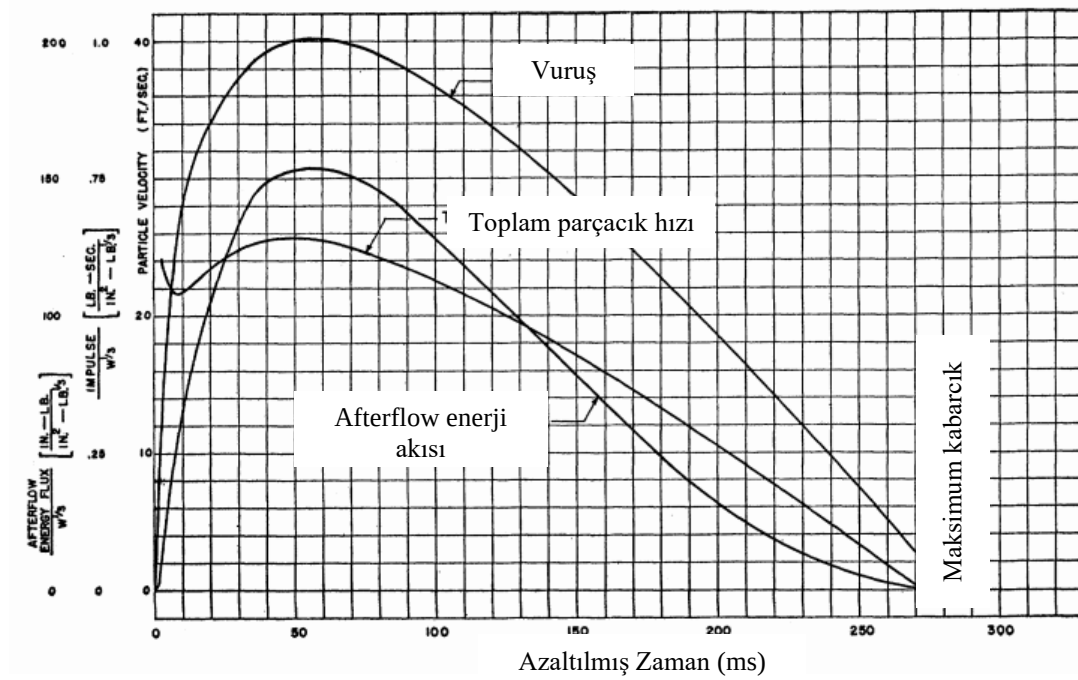
A_{M1} feet cinsinden maksimum kabarcık yarıçapı, W pound cinsinden patlayıcı ağırlığı, Z_0 , feet cinsinden toplam hidrostatik yükseklik (derinlik +33 ft.) ve J_1 , TNT patlayıcısı için 12.6 değerinde olan, dikkate alınan derinlik değerinin ötesinde bulunan derinlikler için sabit değeri temsil etmektedir.

500 feet derinliğinde, Şekil 5.3’te yer alan eğrinin oluşmasını sağlayan Eşitlik 5.49, her bir libre patlayıcı ağırlığı için 17 kübik feet değeri verirken, Eşitlik 5.50, 250 feet derinlik için, her bir libre ağırlığındaki patlayıcı için 15.7 kübik feet değeri vermektedir. Her bir durumda, integrali alınmış olan parçacık hızı, direk

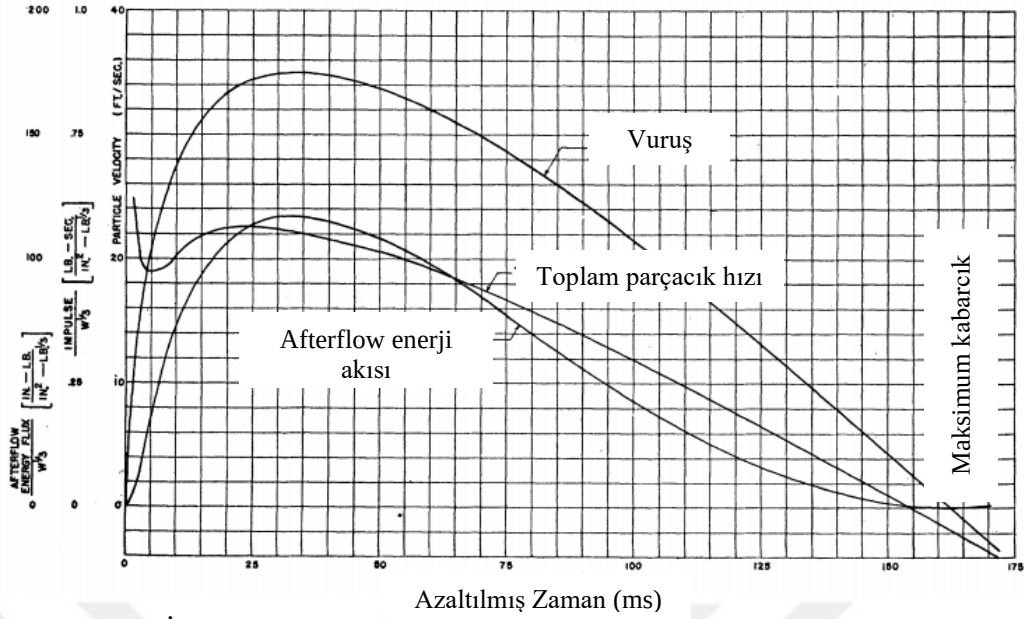
gerçekleştirilen ölçüm değerlerine oranla sırasıyla yüzde 8 ve 13 oranında daha büyük bir hacim değişikliği verir. Yarıçap formülündeki hata yüzde 2 oranında bir hataya sebebiyet verirken hacimsel olarak düşünüldüğü takdirde bu oran yüzde 8'e denk gelmektedir.

Eşitlik 5.49'da yer alan ikinci dereceden integral denkleminde bu hata, ana hat uyumsuzlukları yüzde 5 daha fazla olacaktır (Basınç-zaman eğrisindeki yaklaşık 5 lb'lik bir baseline çizgisi kayması, hacimdeki tutarsızlığı neredeyse ihmal edilebilir kılarken, impuls ve afterflow sonrası enerjileri ciddi şekilde etkilemeyecek ve bu büyüklükteki bir taban çizgisi hatası kolayca tespit edilebilecektir).

Bu nedenlerden dolayı, tutarsızlığın deneysel sonuçları yorumlamadaki yanlışlıklardan mı yoksa akustik yaklaşımın yetersizliğinden mi kaynaklandığını söylemek mümkün değildir [93].



Şekil 5.6 : İlk kabarcık maksimum değeri için, enerji akışı, impuls ve toplam parçacık hızının zaman ile değişiminin gösterimi [93].



Şekil 5.7 : İlk kabarcık maksimum değeri için, enerji akışı, impuls ve toplam parçacık hızının zaman ile değişiminin gösterimi [93].

5.4 Enerji Kodunun Yazılması ve İlgili Kodun Nümerik Analiz Sonuçları ile Karşılaştırılması

Enerjinin çıktısının analiz edilmesi özellikle Explicit /Dinamik analizlerde oldukça önemlidir. Gerçekleştirilen analizin doğru olup olmadığının anlaşılması hakkında enerji çıktısının analizi önemli ipuçları vermektedir. ABAQUS yazılımında Explicit/Dynamic analizlerde aşağıda yer alan enerji çıktısı değişkenleri sorgulanabilir.

Çizelge 5.2 : ABAQUS enerji analizleri tanımlamaları [99].

Değişken İsmi	Tanım
ALLIE	İç Enerji (Internal Energy), E_I $ALLIE=ALLSE+ALLPD+ALLCD+ALLAE$
ALLKE	Kinetik Enerji, E_{KE}
ALLVD	Viskoz Kayıplara Harcanan Enerji (Viscous dissipated energy), E_V
ALLFD	Sürtünmeye Harcanan Enerji (Frictional dissipated energy), E_{FD}
ALLCD	Viskoz Elastisite ye Harcanan Enerji (Energy Dissipated by viscoelasticity), E_{CD}
ALLWK	Yapılan iş (Work of the external forces), E_W
ALLSE	Depolanmış şekil değiştirme enerjisi (Stored strain energy), E_E
ALLPD	Elastik olmayan enerji (Inelastic dissipated energy), E_P
ALLAE	Yapay şekil değiştirme enerjisi (Artificial strain energy), E_A
ETOTAL	Enerji dengesi (Energy Balance) $E_{TOT}= E_I+E_V+E_{FD}+E_{KE}-E_W$

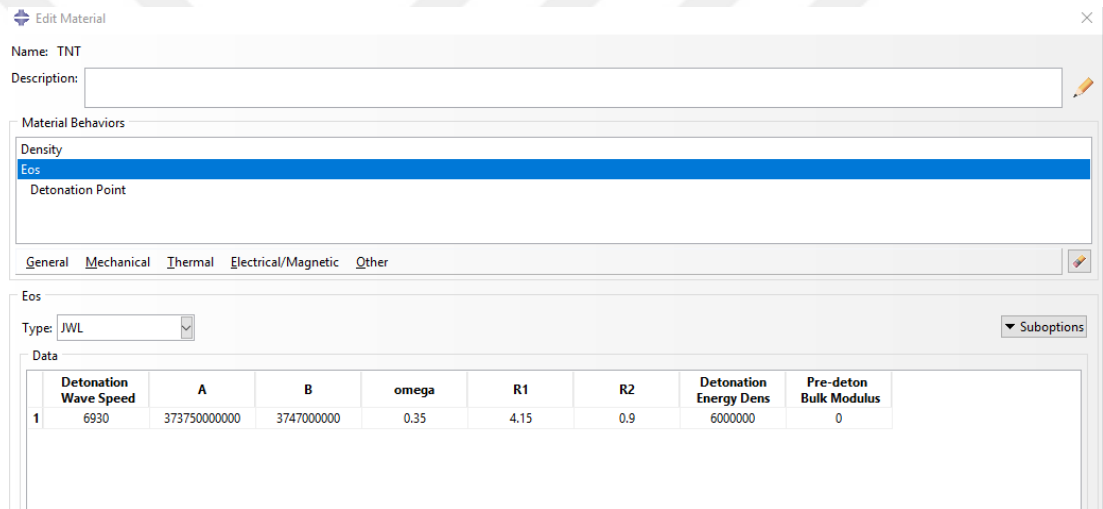
Yukarıda yer alan Çizelge 5.2, ABAQUS yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen explicit dinamik analizlerde programdan alınabilecek olan enerji çıktılarını göstermektedir. Analizler neticesinde yukarıda yer alan her bir enerji bileşeninin zaman içerisinde değişimi tablo halinde izlenebilmektedir.

Gaz küresinin maksimum noktasına ulaştığı ve gaz küresinin iç basıncı kendisini çevreleyen sıvı ortamın hidrostatik basıncının altına düştüğü anda içerisinde depolanan potansiyel enerji, Eşitlik 5.1’te verilmişti. Bu denklem, gaz küresinin çökmesini takiben oluşan bir sonraki şok dalgasına tamamen transfer edilebildiğinden geri dönüştürülebilir enerji olarak değerlendirilmekteydi. Burada sıvı içerisinde depolanan potansiyel enerjinin tamamı sıkıştırma enerjisi olarak suya geri verilemez. Patlama hedef noktasından yeteri kadar uzak mesafede gerçekleşir ise, kabarcığın yukarı yönde gerçekleşen hareketi doğrultusunda yer çekimi ve diğer sürtünme kayıpları burada yer alan potansiyel enerjinin tamamının yeniden potansiyel enerji olarak depolanmasına engel olacaktır ve bu doğrultuda ilk şok kabarcığının çökmesini takip eden ikinci şok kabarcığının hacmi, birinci kabarcığa göre çok daha küçük olacaktır. Bu çalışma dâhilinde ve yazılan kod kapsamında kabarcığın yer çekimine karşı yaptığı hareket ve enerji kaybı ihmal edilmiştir. Ancak ABAQUS analizlerinde bu enerji kayıpları dikkate alınmıştır. Bu nedenle aşağıda aktarılan ABAQUS ve Mathcad kodu arasında grafik karşılaştırmalarında farklılıklar bulunmaktadır.

Yukarıda bahsedilmiş olan gaz küresi ve etrafında gerçekleşen enerji transferleri ve kayıpları haricinde, gaz küresinin radyasyonu ve iletimi, su içerisindeki viskoz kayıplar ve yine su içerisinde meydana gelen türbülans kayıpları da enerji kayıplarına sebebiyet verecektir. Burada sözü geçen enerji kayıpları da aşağıda yer alan Mathcad kodu kapsamında ihmal edilen kayıplardır. Yukarıda yer alan paragraf ile benzer olarak, ABAQUS yazılımında türbülans ve viskoz kayıplar yine dikkate alınmıştır. ABAQUS yazılımında bu viskoz enerji kayıpları Çizelge 5.2’de yer aldığı üzere, ALLVD çıktısı ile tanımlanır ve ABAQUS/Explicit analizlerinde bulk viskozite nedeni ile oluşan enerji kayıplarını sonuçlarını vermektedir.

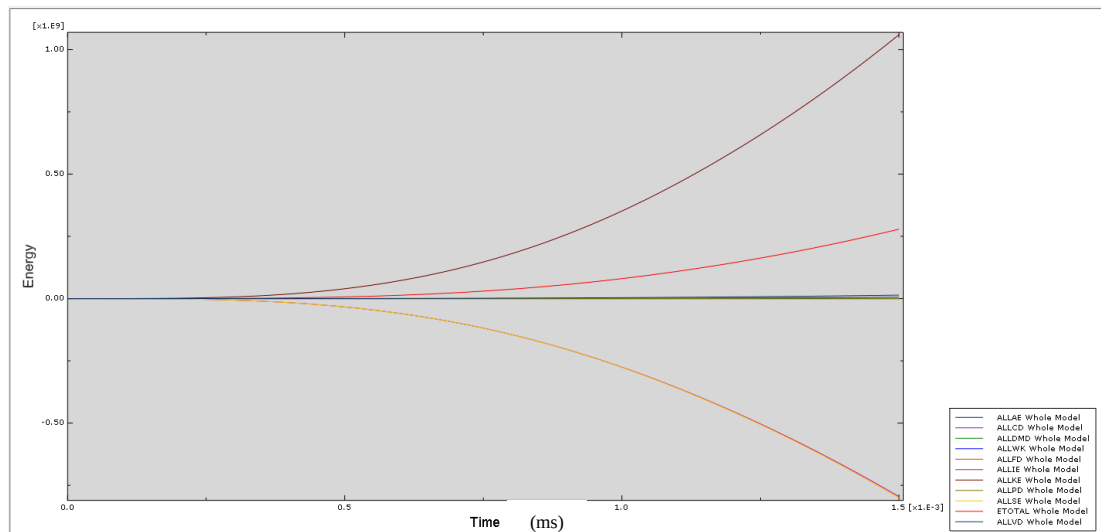
Su altı patlamaları enerji hesaplamalarında, bugün bile çözülememiş olan fazla sayıda bilinmeyen veya belirli yaklaşımlar ile çözümlenebilmiş problemler bulunmaktadır. Bugüne kadar gerçekleştirilmiş olan çalışmalarda, patlama sonucunda şok küresinin etrafından yayılan enerji kapsamında büyük belirsizlikler gözlemlenmiştir. Bu belirsizlikler ve kesin olmayan yaklaşımlar su altı patlamaları neticesinde özellikle

enerji yaklaşımı ve enerji korunumu analizlerinde kayda değer hatalara neden olmaktadır. Bu hatalar 25% ve üzeri değerlere kolaylıkla ulaşabilmektedir. Bu belirsizlikler özellikle patlayıcıya yakın bölgelerde veya hedefe yakın patlama analizlerinde daha da artmaktadır. Bu durumun asıl nedeni, TNT ve diğer patlayıcıların equation of state (EOS) parametrelerinin özellikle yüksek basınç bölgelerinde belirsizliklere ve hatalara neden olmasıdır. Gerçekleştirilen analizler esnasında aşağıda Şekil 5.8’de yer alan JWL Equation of State Parametreleri kullanılmıştır [100]. Burada belirtilmiş olduğu gibi, aynı patlayıcılar için farklı EOS parametreleri bulunmaktadır. Literatürde şok dalgası ile pek çok sayıda çalışma ve bu doğrultuda farklı sonuçlar bulunduğundan dolayı belirli bir şok dalgası yarıçapı için kesin ve doğru enerji akışı hesaplanabilmesi veya belirlenebilmesi mümkün olmamaktadır [93].

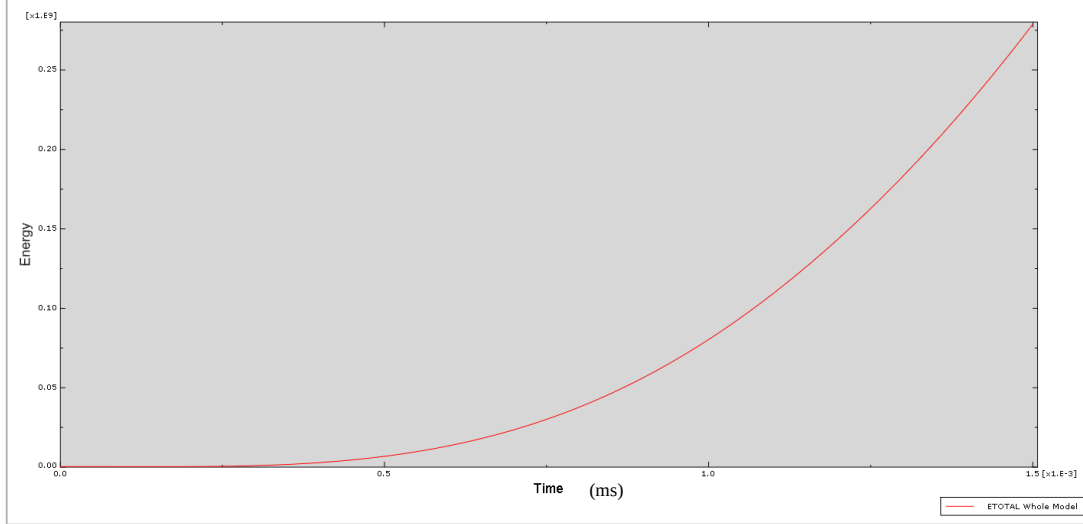


	Detonation Wave Speed	A	B	omega	R1	R2	Detonation Energy Dens	Pre-deton Bulk Modulus
1	6930	373750000000	3747000000	0.35	4.15	0.9	6000000	0

Şekil 5.8 : Analizlerde kullanılan JWL durum denklemi (Equation of State) parametreleri.

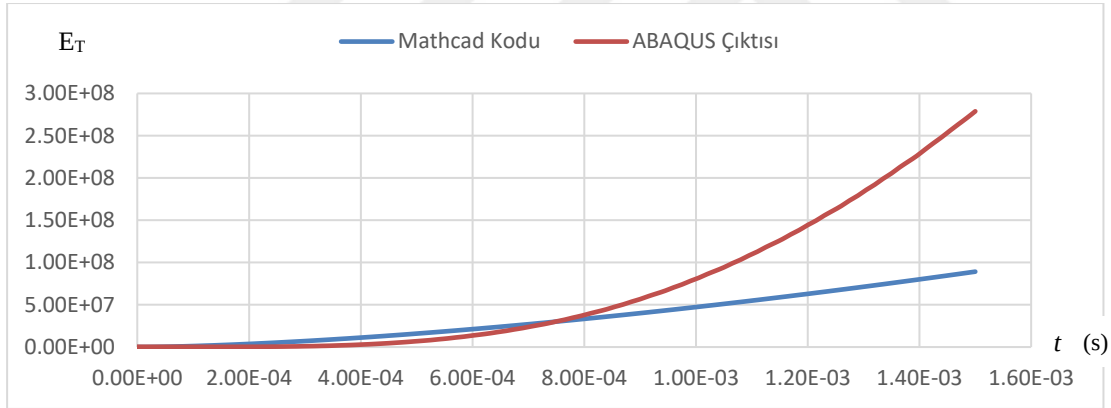


Şekil 5.9 : ABAQUS enerji çıktısı grafiği.

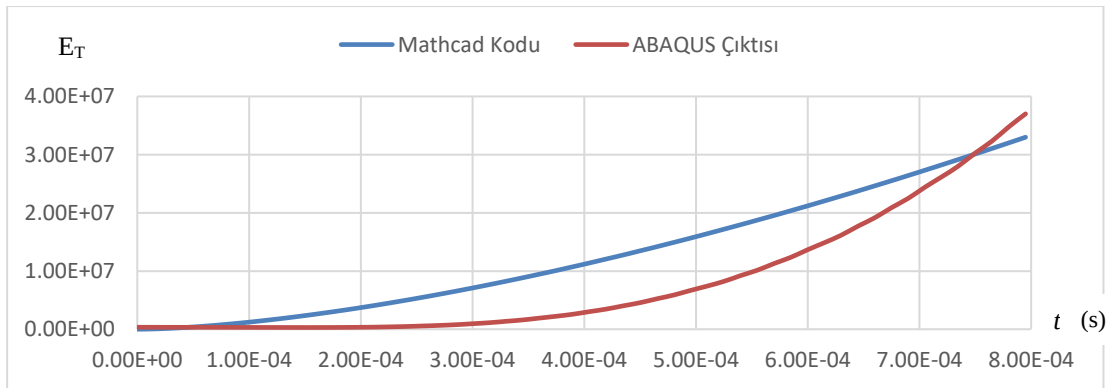


Şekil 5.10 : ABAQUS enerji çıktısı grafiği (toplam enerji).

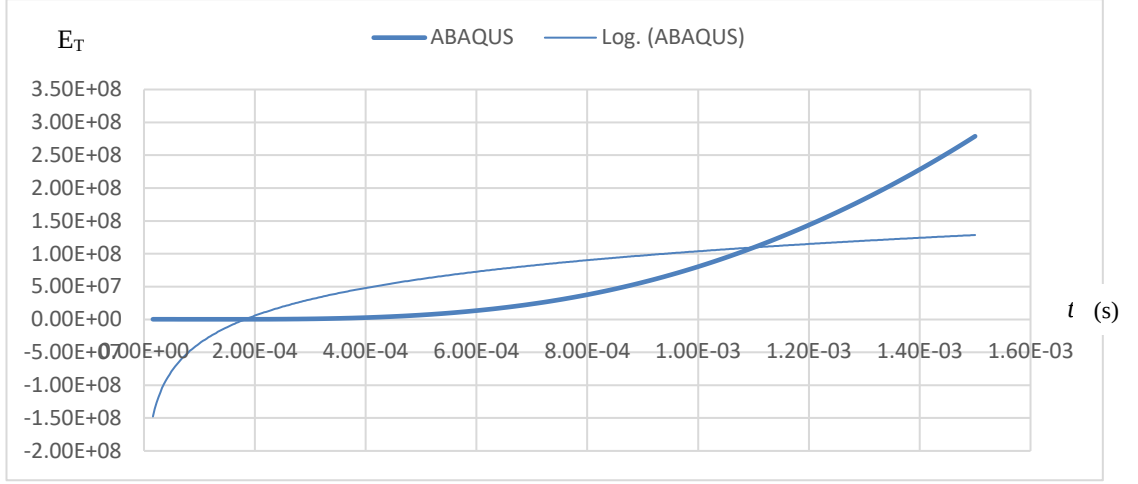
Şekil 5.10’ da yer alan grafikte, sadece toplam enerji değişimi gösterilmiştir. Eşitlik 5.40 dikkate alınarak hazırlanmış olan kod ile ABAQUS yazılımından elde edilmiş olan grafikler aşağıda Şekil 5.11 ve Şekil 5.12’de yer aldığı üzere üst üste yerleştirilmiştir.



Şekil 5.11 : ABAQUS ve Mathcad toplam enerji çıktısı karşılaştırılması.



Şekil 5.12 : ABAQUS ve Mathcad toplam enerji karşılaştırılması (8.E-04 sn. kadar).



Şekil 5.13 : ABAQUS çıktısının logaritmik görüntüsü.

Şok dalgası hedef plakaya yaklaşık olarak $5.5E-04$ sn. de çarptığından dolayı, bu noktadan itibaren ABAQUS 'de Lagrange ortamında yer alacağı için analizlerin bu noktaya kadar gerçekleştirilmesi daha uygun olacaktır. Bu nedenle Şekil 5.11'de yer alan grafik Şekil 5.12'de yer aldığı gibi sınırlandırılmıştır. Şekil 5.12'de yer alan grafikten de anlaşılacağı üzere, 1 saniyenin binde biri kadar bir süre içerisinde gerçekleştirilen analizlerde ve nümerik hesaplamalarda benzer eğri davranışları ortaya çıkmıştır. Ayrıca, Şekil 5.13'te toplam enerjinin zamanla değişimi logaritmik olarak verilmiştir. Eğrilerin ve elde edilen sonuçların birbirlerine daha fazla yakınsayamamasının en önemli nedenleri yukarıda sıralanmıştı. Durum denklemleri (Equation of States) parametrelerinin farklılık göstermesi, adyabatik, sürtünme ve viskoz kayıpların dikkate alınmaması gibi nedenlerden dolayı çözümler arasında 25%-40% aralığında değişen farklılıklar bulunmaktadır. Yukarıda aktarılan grafikler hesap sonuçları EK A 'da verilmiş olan Mathcad kodu neticesinde oluşturulmuştur. Burada gerçekleştirilen karşılaştırma ve analizler, tamamen ABAQUS yazılımı haricinde bir diğer yöntem ile sonuçların elde edilmesini sağlamak ve bu sonuçları ABAQUS/Explicit yazılımı ile karşılaştırmaktır. Bu tez sadece enerji yaklaşımının çözümlenmesi amacı ile hazırlanmadığı için ve bu bölümde gerçekleştirilen çalışmalar genel sonuçlara yardımcı olması amacı ile hazırlandığı için bu konu üzerinde daha derin çalışmalara inilmemiştir. Sadece bu konu özelinde bile sonuçların (enerji çıktılarının) daha fazla yakınsayabilmesini sağlayabilmek amacı ile ayrı bir doktora tezinin hazırlanması literatür açısından faydalı olacaktır. Bu bölümün başında aktarıldığı üzere, burada aktarılan bilgilerin ve formüllerin çoğunluğu referans [93] dikkate alınarak hazırlanmıştır.



6. EULER VE LAGRANGE AĞ YAPISI KOMBİNASYONU VE ÖNERMESİNİN MİNİ (MIDGET) BİR DENİZALTI YAPISINA UYGULANMASI

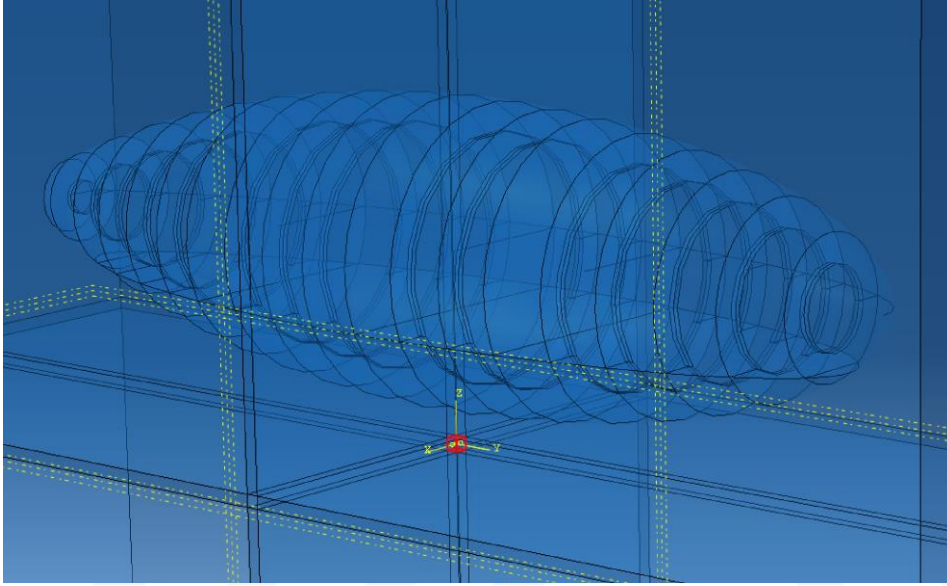
Bu bölümde, daha önceki bölümlerde gerçekleştirilmiş olan Euler ve Lagrange ağ yapısı önermesi kullanılarak (CEL yöntemi), bu ilişkinin basit bir plaka yerine, gerçek bir denizaltı yapısına uygulanması ile ilgili analizler gerçekleştirilmiştir. Hatırlanacağı üzere CEL 4 analizlerinde, deney sonuçlarına en fazla yakınsayan en optimal Euler-Lagrange ağ yapısı kombinasyonu elde edilmiş ve bu doğrultuda bu ağ yapıları ile ilgili olarak bir önermede bulunulmuştu. Patlayıcı hacmini oluşturan her bir kenarın 4 eşit parçaya bölünmesi ve bunun neticesinde elde edilen her bir eleman boyutu ile aynı boyutta elemanın Euler yapısının ağlandırılması esnasında da kullanılması durumunda hem elde edilen basınç değeri ampirik formüllerle elde edilen basınç değerine, hem de hedef plaka deformasyon değeri, deney sonuçlarına yakınsamıştı. Bu bölümde aynı yaklaşım ve önerme kullanılarak, bir mini denizaltı üzerinde analizler gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar paylaşılmıştır.

Hedef plakanın modellenmesi esnasında yine Johnson – Cook plastisite modeli kullanılırken, su ortamı için Euler modeli kullanılmıştır. Analizler, hedef denizaltı yapısının farklı dış kaplama kalınlıkları için gerçekleştirilmiş ve bu doğrultuda elde edilen sonuçlar paylaşılmıştır. Analizler, 500 gr değerinde TNT kullanılarak gerçekleştirilmiş ve daha önceki bölümlerde aktarılan TNT öz kütlesi kullanılarak toplam patlayıcı hacmi, 303000 mm³ olarak hesaplanmış ve TNT hacmini oluşturan her bir kenarın uzunluğu 67.2 mm olarak elde edilmiştir. CEL 4 analizleri baz alınarak analizler gerçekleştirildiğinden, her bir kenar 4 eşit parçaya bölünmüş ve her bir TNT elemanın boyutu 16.8 mm olarak hesaplanmıştır. Buradan hareketle Euler bölgesi için de aynı eleman boyutları kullanılmıştır.

Analizlerin gerçekleştirildiği su ortamı 8 m. uzunluk, 3 m. genişlik ve 5 m. yükseklik oranlarına sahipken, mini denizaltı 5.5 m. uzunluk, 1.6 m. genişlik ve 1.6 m. Yükseklik değerlerine sahiptir.

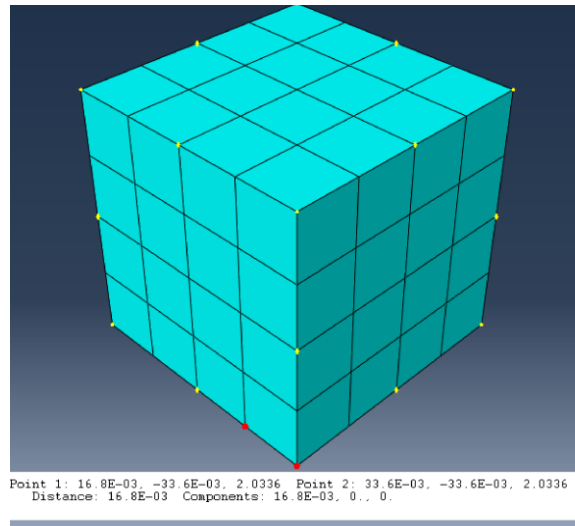
6.1 5 mm Dış Kaplama Kullanılması Durumunda Oluşan Deformasyon

Hedef deniz yapısı dış kaplamasında 5 mm sac kalınlığı kullanılarak analizler gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar aşağıda verilmiştir. Patlayıcı hedef deniz yapısından 200 mm mesafeye yerleştirilmiştir. Şekil 6.1’de hedef denizaltı yapısından 200 mm mesafe uzaklığa yerleştirilmiş olan TNT kırmızı renk ile gösterilmiştir. Gerçekleştirilen analizler neticesinde elde edilen sonuçlar, aşağıda yer almaktadır.



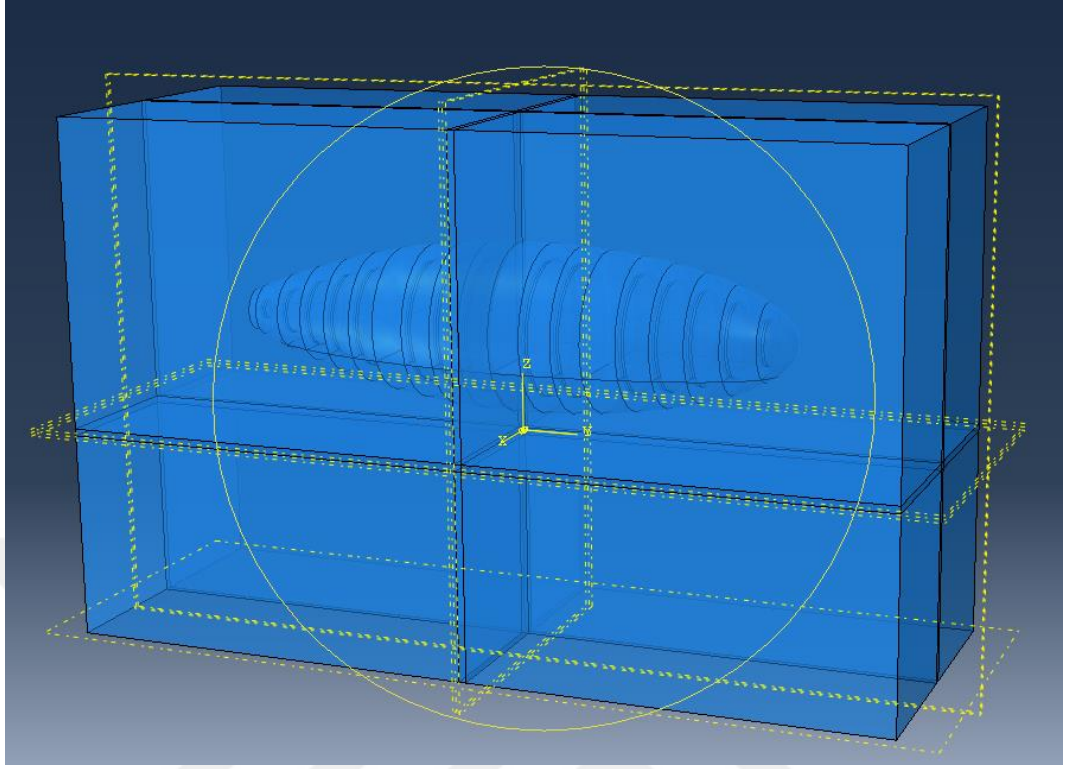
Şekil 6.1 : TNT ve mini denizaltı yapısı gösterimi.

Şekil 6.2’de TNT’nin 4 eşit parçaya bölünmüş şekli gösterilmektedir.



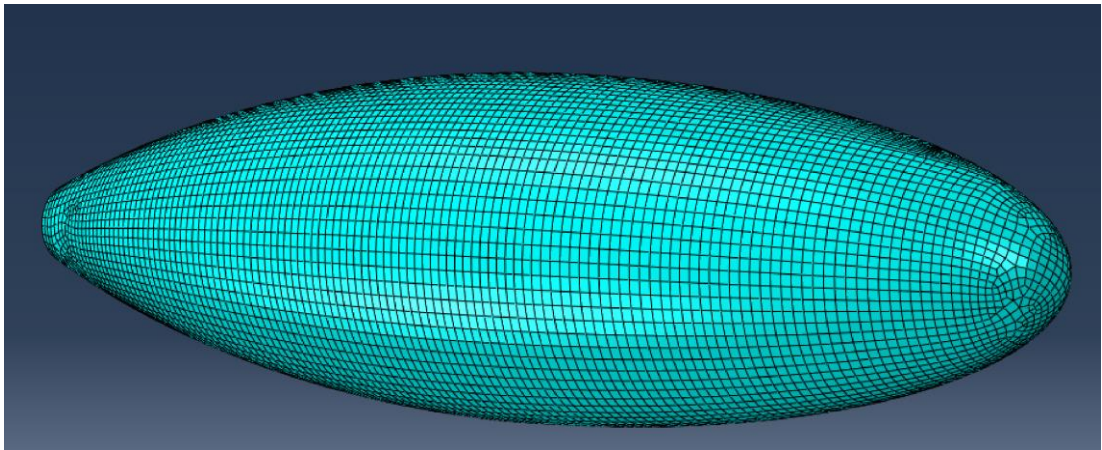
Şekil 6.2 : TNT Ağ yapısı (her bir eleman 16.8 mm uzunluğunda).

Analizler esnasında, hedef deniz yapısı, baş ve kış noktalarından 6 serbestlik derecesinde (3 ekseninde dönmeler ve 3 ekseninde hareket) sabitlenmiştir.



Şekil 6.3 : Hedef deniz yapısı ve Euler ortamı gösterimi.

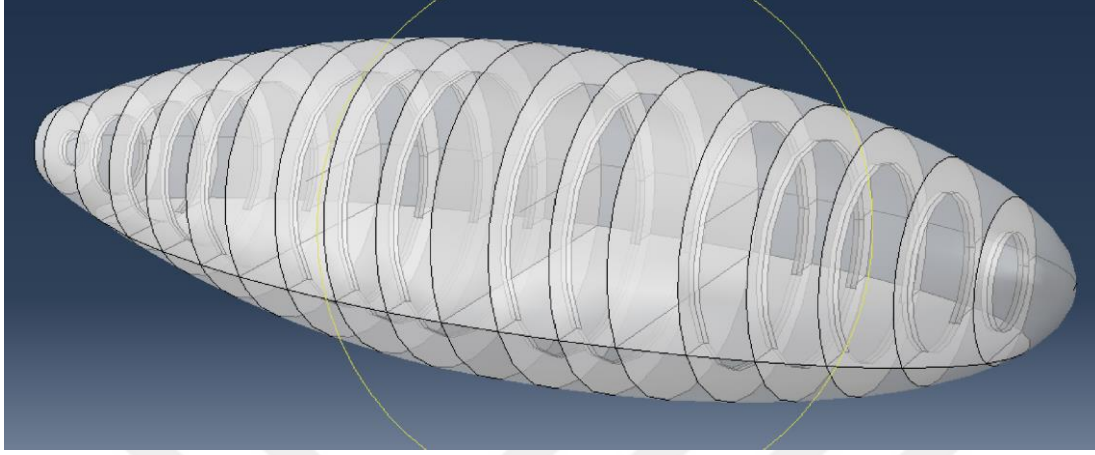
Analizler esnasında, hedef deniz yapısı, CEL 4 analizlerinde önerildiği üzere, TNT ve Euler eleman boyutlarının yaklaşık 2 katı olacak şekilde ağlandırılmıştır. Analizleri gerçekleştirilen deniz yapının ağlandırılmış görüntüsü aşağıda Şekil 6.4'te görüldüğü gibidir. Ayrıca Şekil 6.3'te mini denizaltı, ve mini denizaltını çevreleyen su ortamı (Euler bölgesi) verilmiştir.



Şekil 6.4 : Denizaltı ağ yapısı.

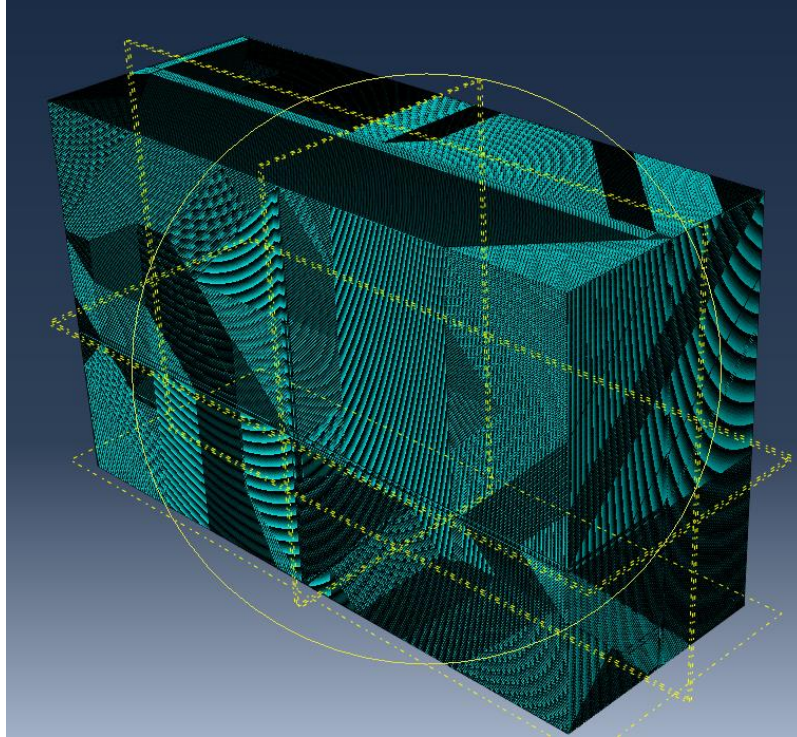
Hedef deniz yapısının tamamında 5 mm kalınlığında CEL 4'te kullanılan mekanik özellikleri ile aynı mekanik özelliklere sahip yüksek mukavemetli çelik kullanılmıştır.

Hedef deniz yapısının iç mukavemet elemanları, 250 mm aralıklarla yerleştirilmiştir. Şekil 6.5'te hedef deniz yapısının mukavemet yapıları gösterilmiştir. Ayrıca hedef deniz yapısında 5 mm kalınlığında güverte sacı yer almaktadır.



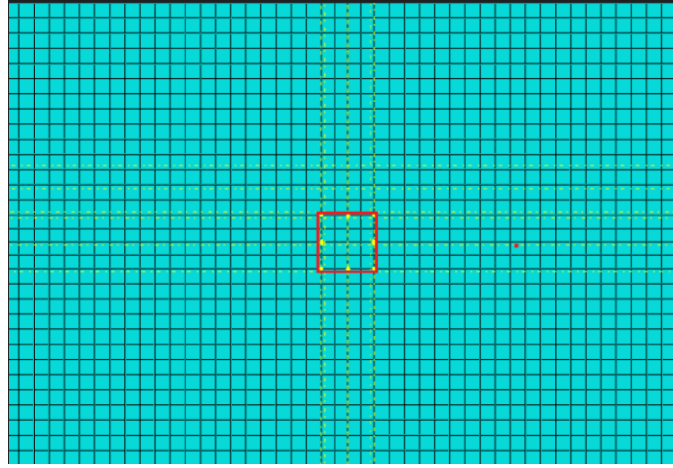
Şekil 6.5 : Denizaltı yapısal elemanları.

Analizler esnasında patlayıcı, merkez su geçirmez perdenin alt hizasına yerleştirilmiştir. Şekil 6.6'da ağlandırılmış su ortamının genel yapısı görülmektedir.



Şekil 6.6 : Su ortamının ağ yapısı.

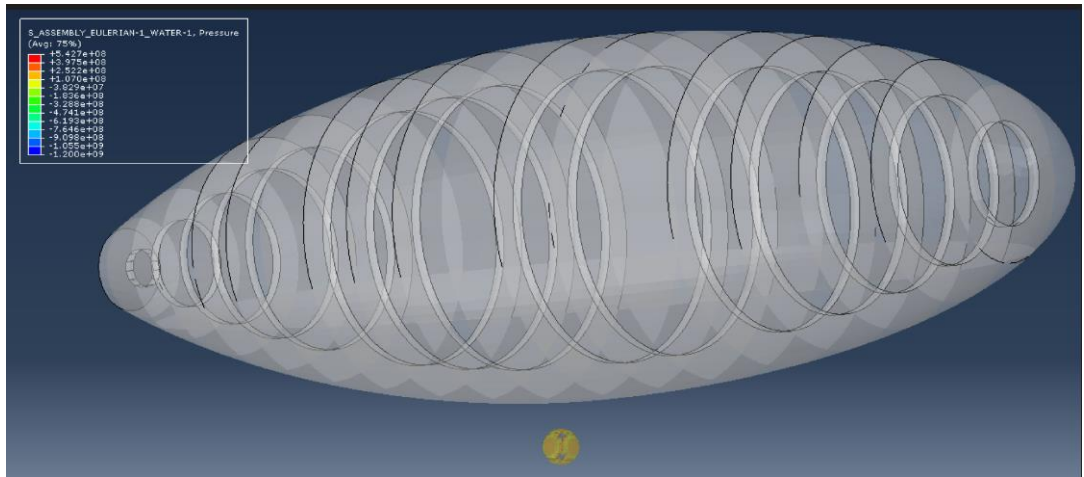
Yukarıda belirtildiği üzere, su ortamının ağlandırılması esnasında TNT eleman boyutları ile aynı eleman boyutları kullanılmış ve bu durum Şekil 6.7'de gösterilmiştir. TNT hacminin su ortamını çevreleyen iz düşümü kırmızı kutu içerisinde gösterilmiştir.



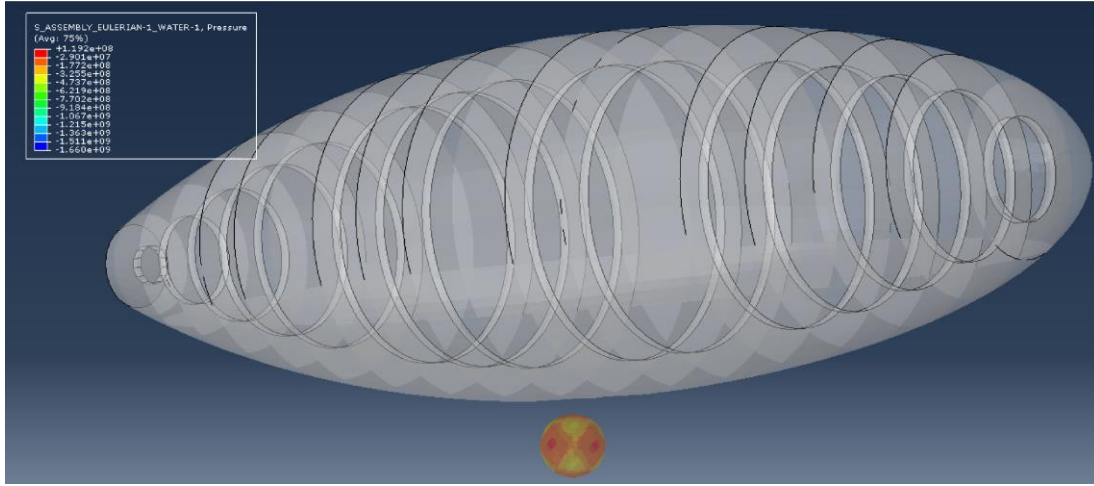
Şekil 6.7 : Su ortamı ve TNT'nin iz düşümü.

Yukarıda detayları aktarılan çevresel koşullar altında analizler gerçekleştirilmiş ve bu doğrultuda elde edilen plaka deformasyonları aşağıda yer alan görüntülerde olduğu gibi elde edilmiştir. Yukarıda söz edildiği üzere bu bölümde gerçekleştirilen analizler plaka kalınlığı tüm yapısal elemanların plaka kalınlığının 5 mm olarak değerlendirildiği durum için gerçekleştirilmiştir.

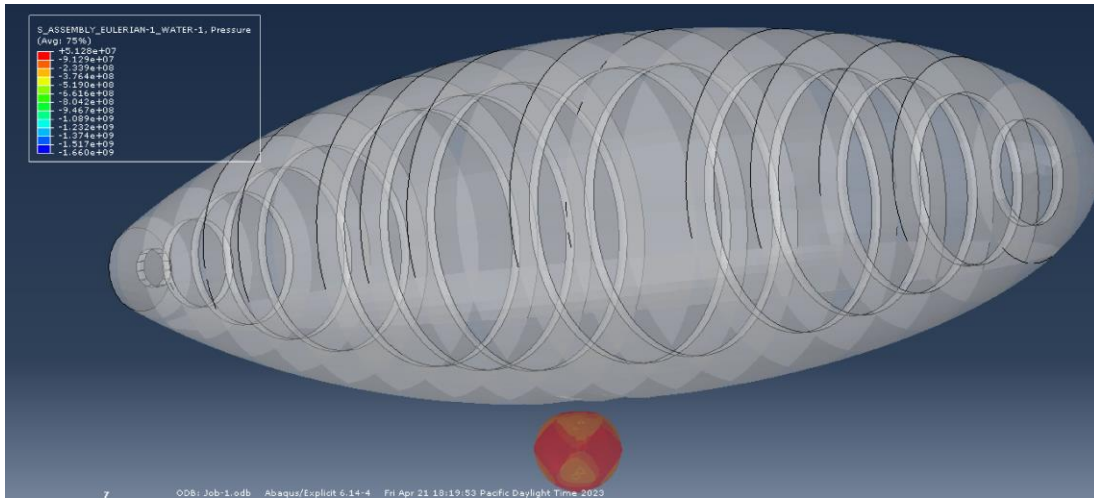
Şekil 6.8'den Şekil 6.17'ye kadar adım adım, patlama oluşumunun hemen ardından su ortamında oluşan şok dalgası ve gaz küresinin ilerleyişi görülmektedir. Söz konusu ekran alıntılarında anlaşılacağı üzere, şok dalgası son aşamada deniz yapısı üzerinde yıkıcı etki oluşturmaktadır.



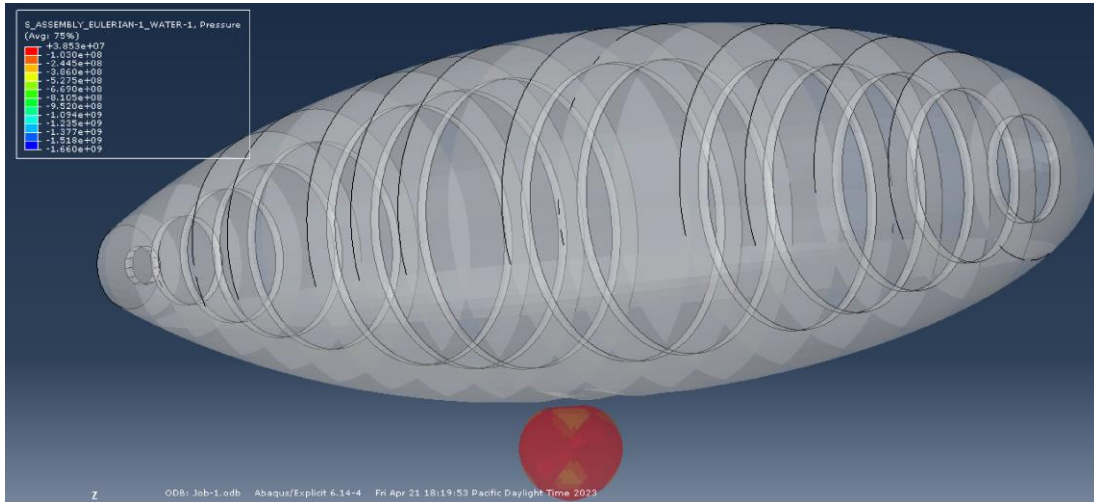
Şekil 6.8 : İlk adımda oluşan patlama kabarcığı.



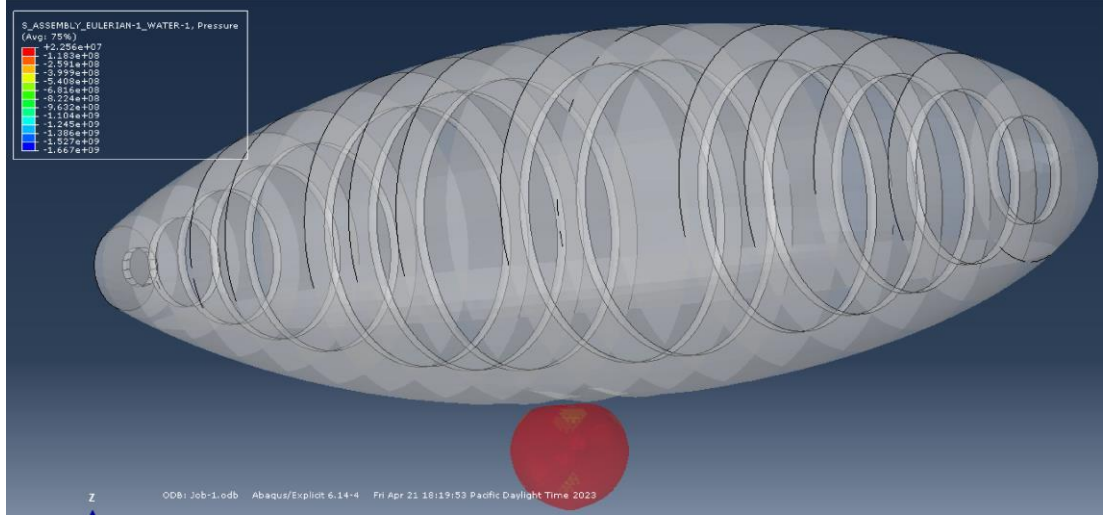
Şekil 6.9 : 5. adımda oluşan patlama kabarcığı.



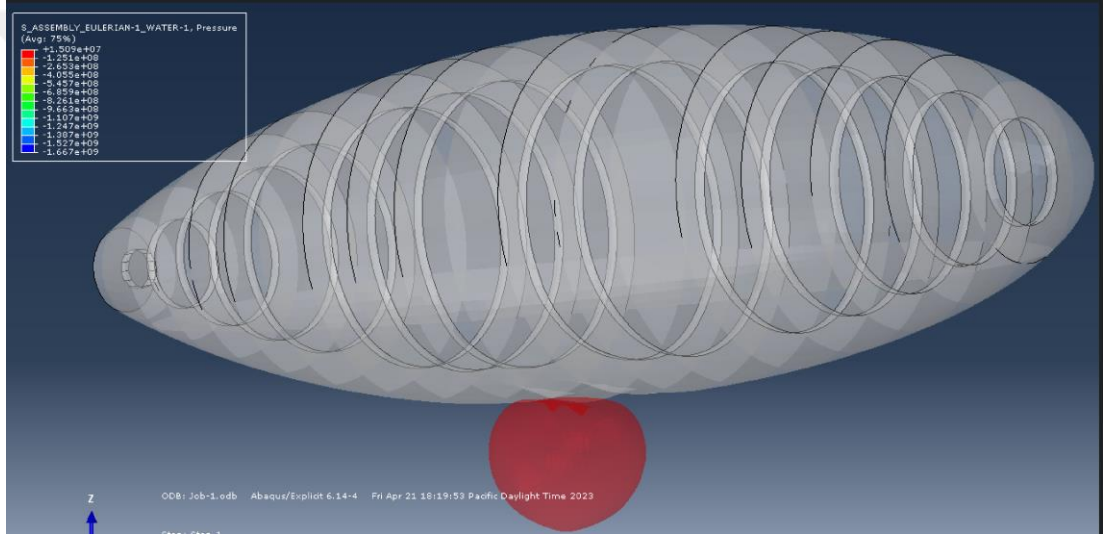
Şekil 6.10 : 10. adımda oluşan patlama kabarcığı.



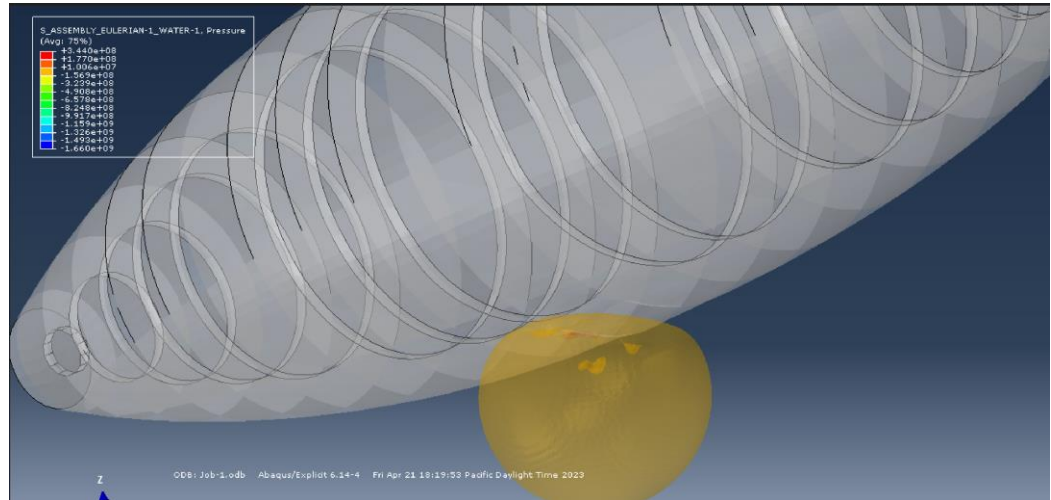
Şekil 6.11 : 15. adımda oluşan patlama kabarcığı.



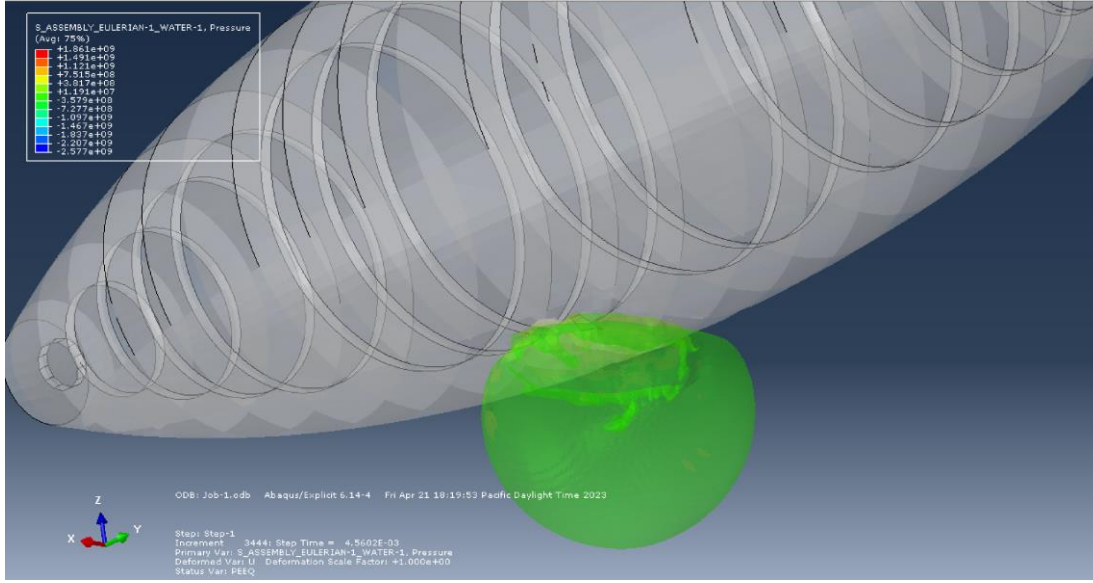
Şekil 6.12 : 20. adımda oluşan patlama kabarcığı.



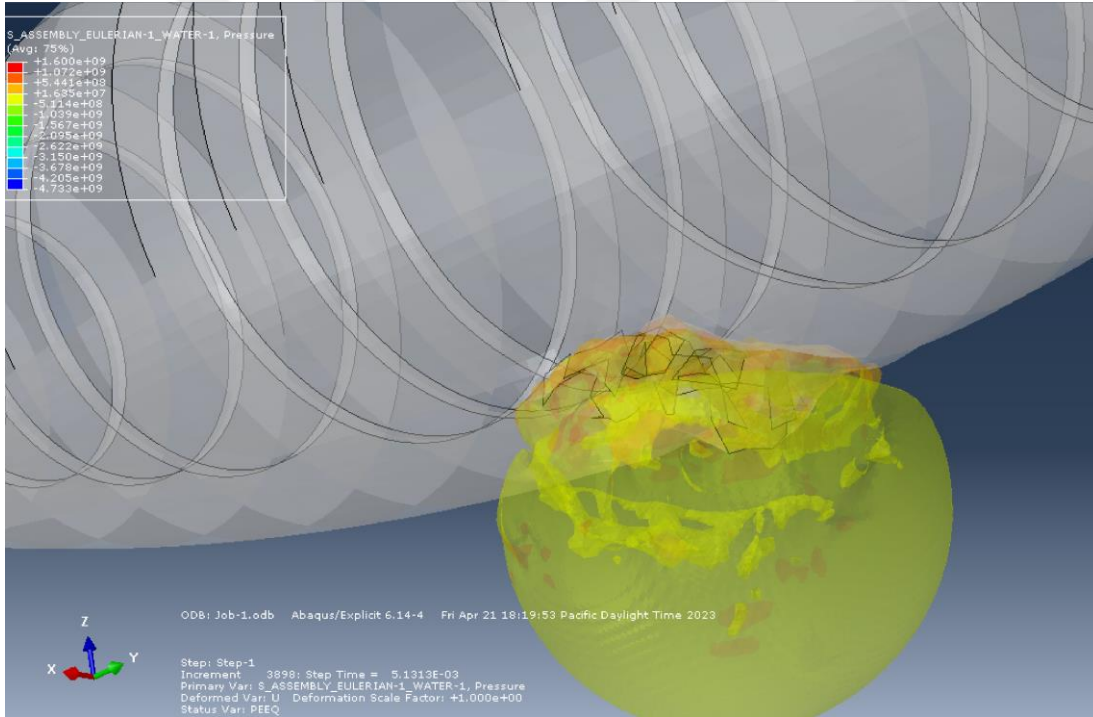
Şekil 6.13 : 40. adımda oluşan patlama kabarcığı.



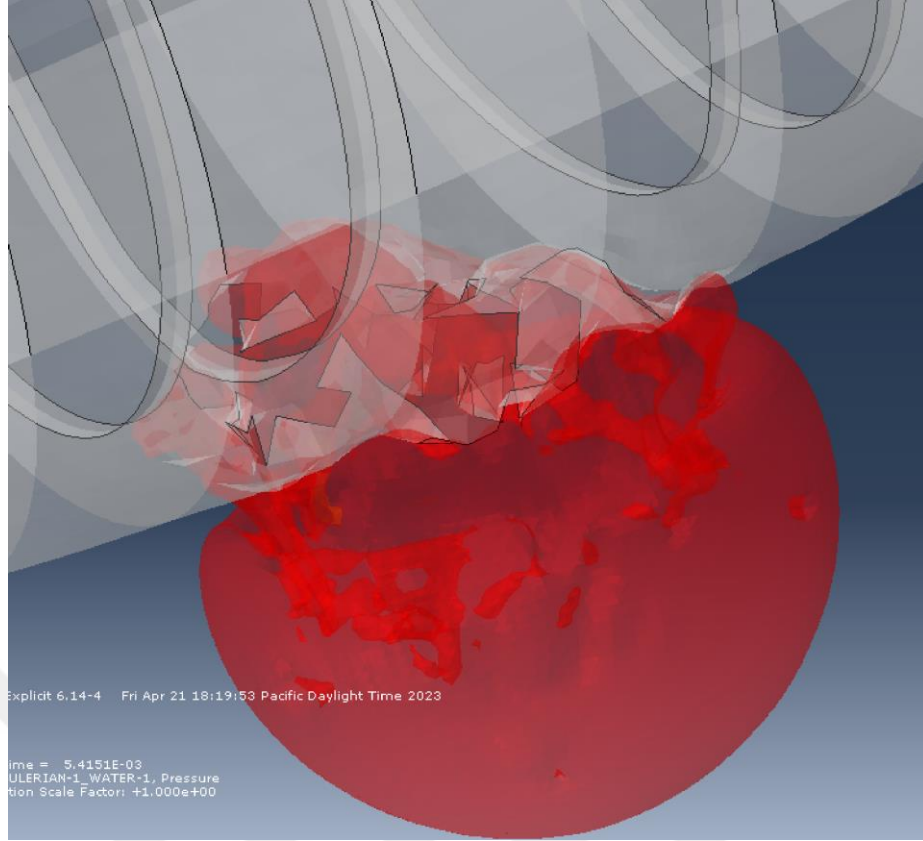
Şekil 6.14 : 60. adımda oluşan patlama kabarcığı.



Şekil 6.15 : 80. adımda oluşan patlama kabarcığı ve dış kaplamada oluşan yırtılma başlangıcı.

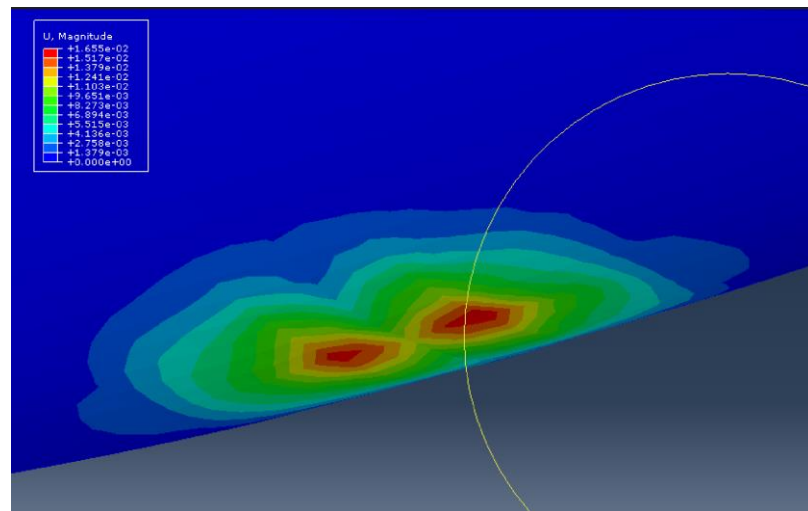


Şekil 6.16 : 90. adımda oluşan patlama kabarcığı ve Johnson – Cook tanımına göre belirli bir deformasyon değerine ulaşan elemanların analizden çıkartılması.

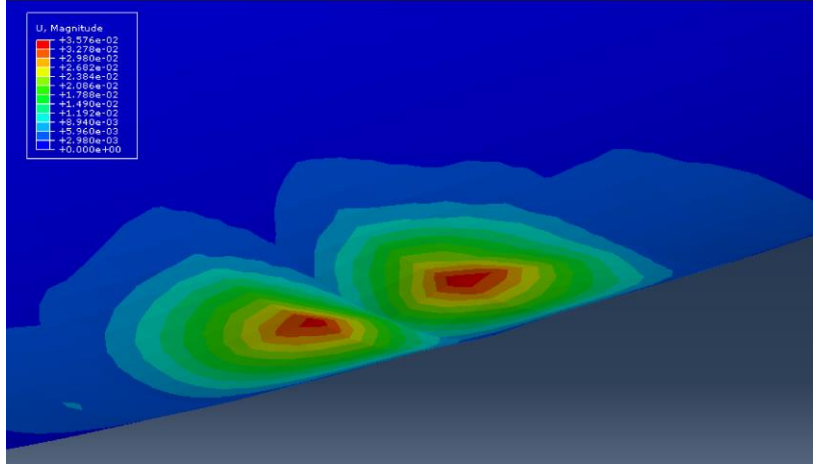


Şekil 6.17 : 95. adımda dış kaplamada oluşan yırtılmalar ve su ortamının denizaltı yapısına girişi.

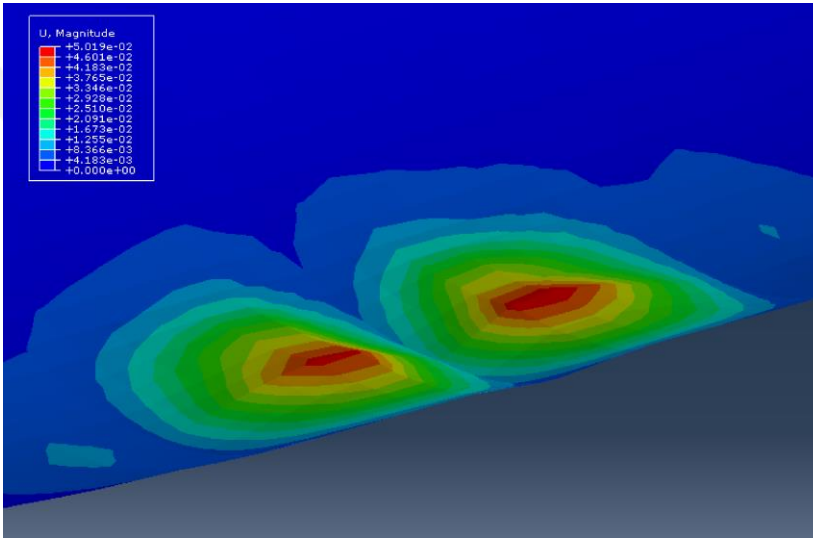
Yukarıda aktarılan şekiller şok dalgasının, ilerleme ve hedef deniz yapısına çarpma aşamalarını gösterirken, aşağıda yer alan şekiller şok dalgasının dış kaplama üzerinde meydana getirmiş olduğu etkileri göstermektedir. Şekil 6.18’den Şekil 6.27’ye kadar aktarılan şekiller, kıyaslama ve karşılaştırma yapılabilmesi amacı ile, şok dalgası ve kabarcığı ilerleme adımları ile aynı adım sayıları dikkate alınarak verilmiştir.



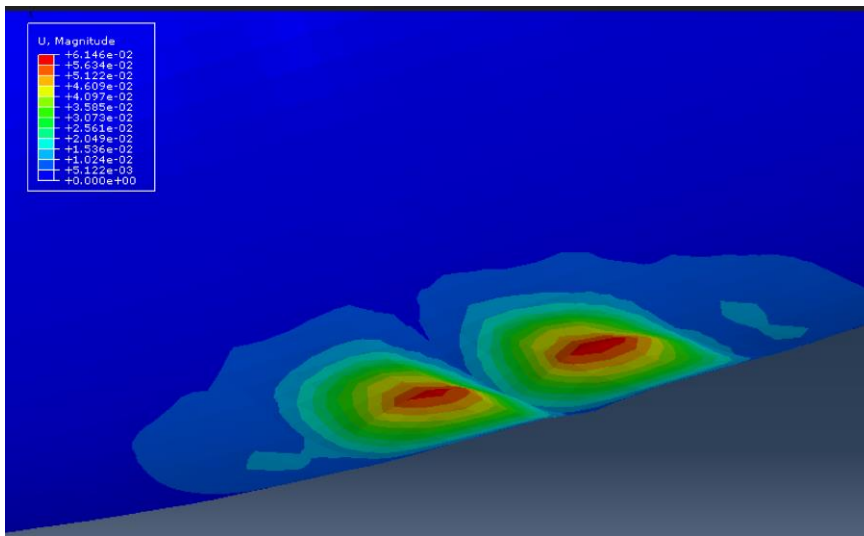
Şekil 6.18 : 5. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (16.5 mm).



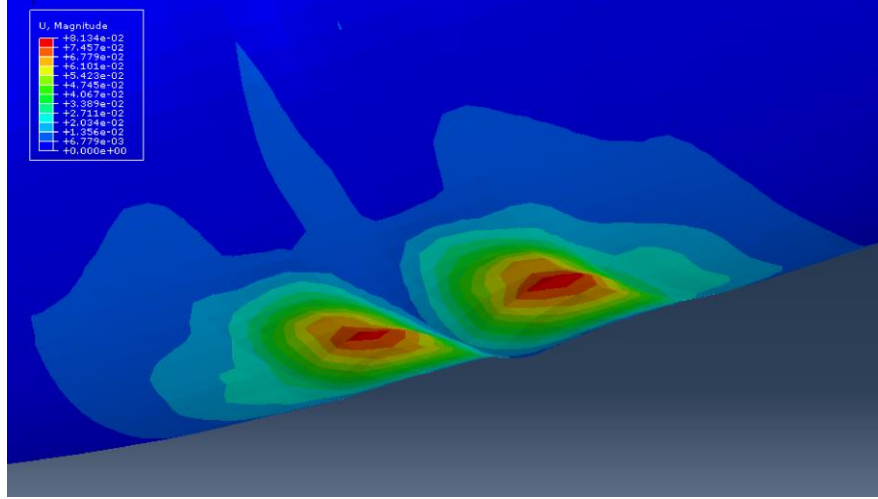
Şekil 6.19 : 10. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (35.7 mm).



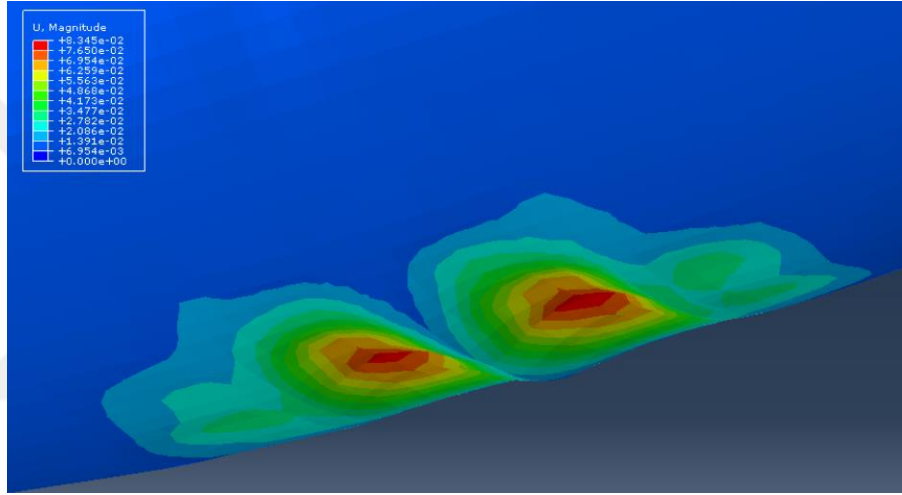
Şekil 6.20 : 15. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (50 mm).



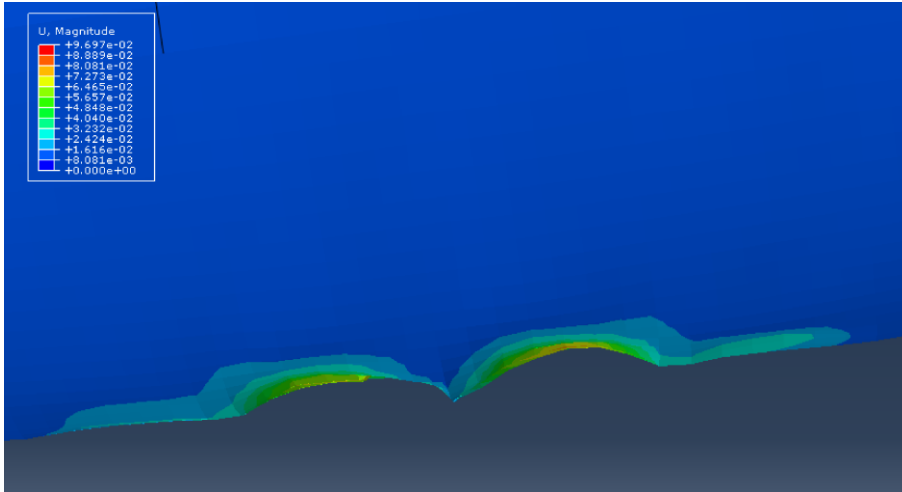
Şekil 6.21 : 20. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (61.4 mm).



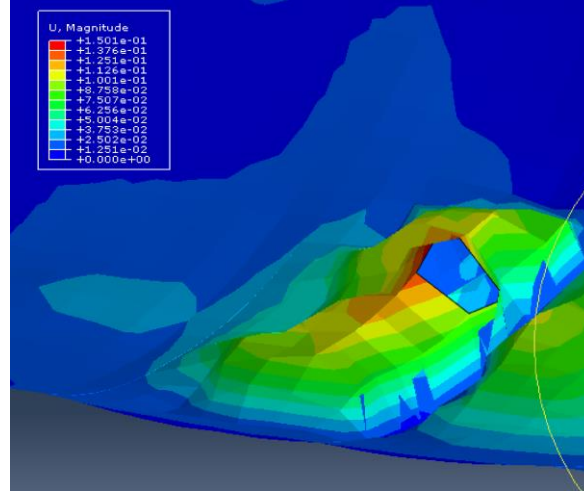
Şekil 6.22 : 40. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (81.4 mm).



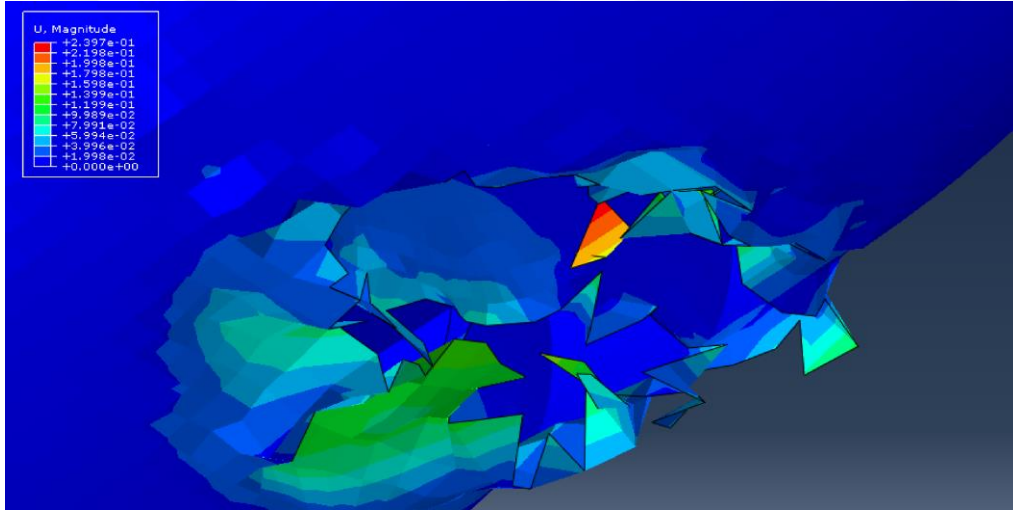
Şekil 6.23 : 60. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (83.4 mm).



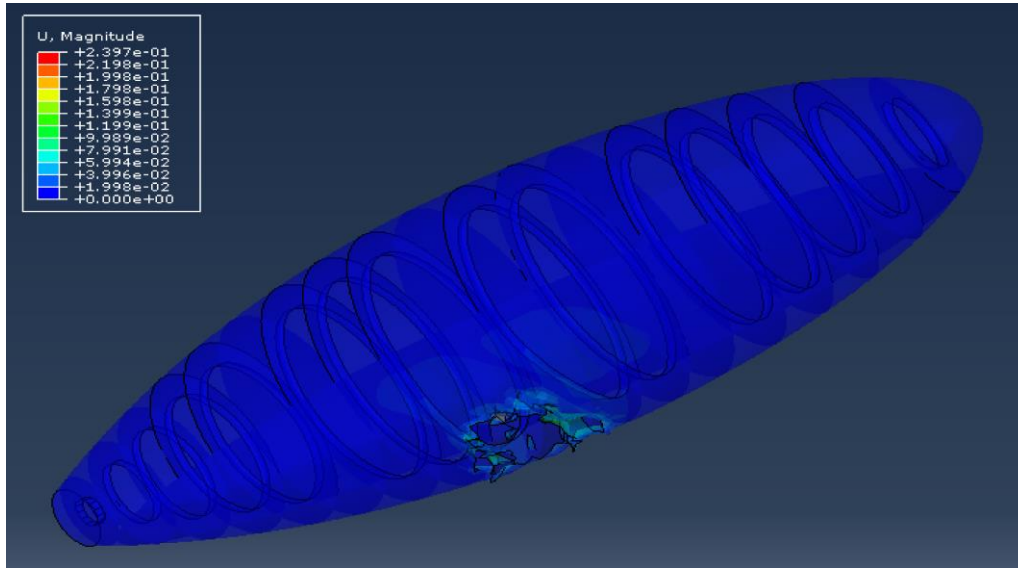
Şekil 6.24 : 70. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (96.9 mm).



Şekil 6.25 : 80. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (150 mm) ve plakanın yırtılma süreci.



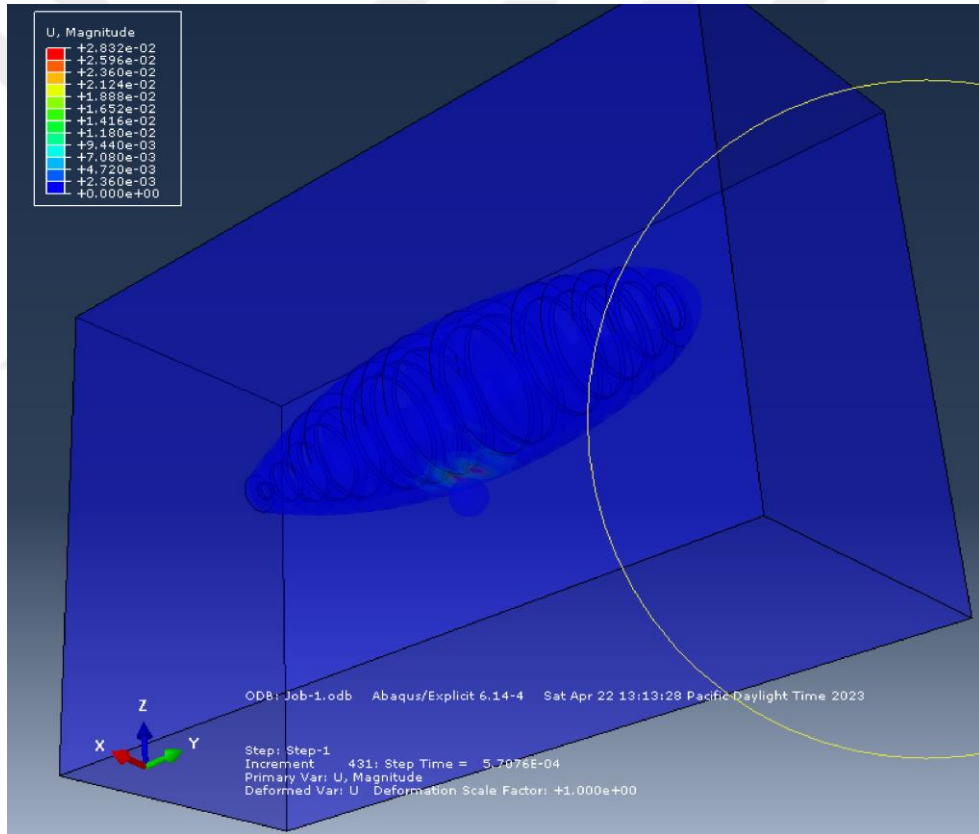
Şekil 6.26 : 95. Adımda dış kaplama sacında oluşan deformasyon (239 mm) ve yırtılma.



Şekil 6.27 : 100. adımın (son adım) denizaltı yapısı üzerindeki genel görüntüsü.

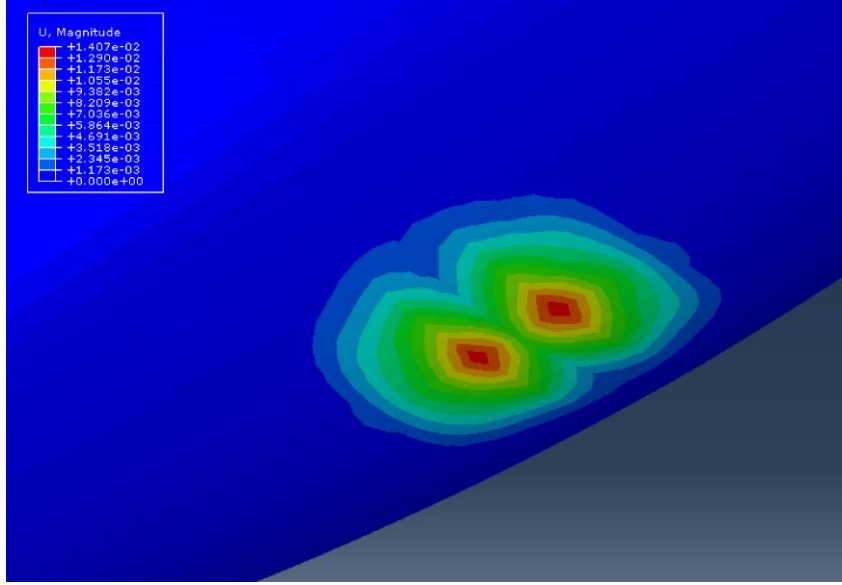
6.2 10 mm Dış Kaplama Kullanılması Durumunda Oluşan Deformasyon

Bölüm 6.1’de dış kaplama sacı ve denizaltının iç yapısal elemanlarının 5 mm olduğu durumu için analizler gerçekleştirilmişti. Bu bölümde denizaltı dış kaplama sacının 10 mm ve tüm iç yapısal elemanlarının plaka kalınlığının 10 mm olduğu durum için, aynı ortam koşullarında analizler gerçekleştirilmiştir. Bölüm 6.1’de şok dalgasının ve küresinin ilerleyişi gösterilmişti. Bu bölümde benzer şok dalgası ve küresi ilerleyişi söz konusu olduğundan tekrar benzer ekran görüntüleri verilmemiştir. Bu bölümde sadece patlama neticesinde oluşan plaka deformasyonu görüntüleri aktarılmaktadır. Şekil 6.28’de patlamanın olduğu su ortamı, patlama sonrasında oluşan kabarcık ve denizaltı yapısında oluşan deformasyon bir arada gösterilmiştir.

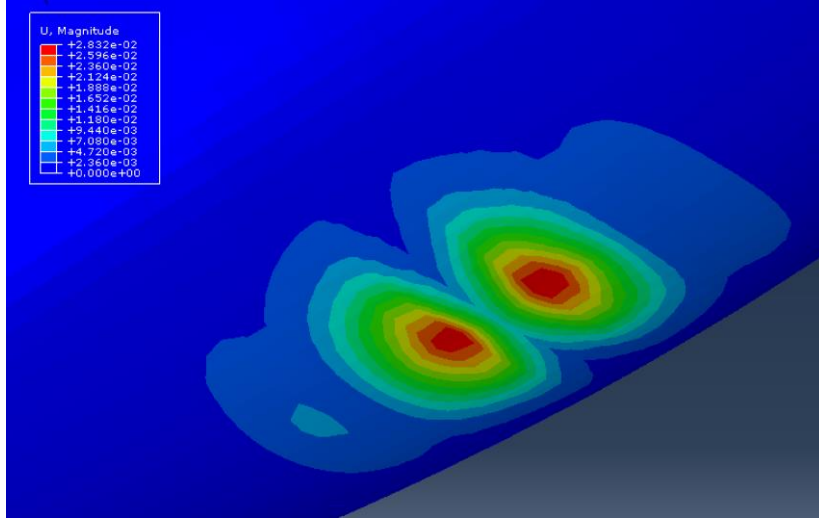


Şekil 6.28 : 10 mm plaka kalınlığı kullanılması durumunda oluşan deformasyonun su ortamı ile birlikte gösterilmesi.

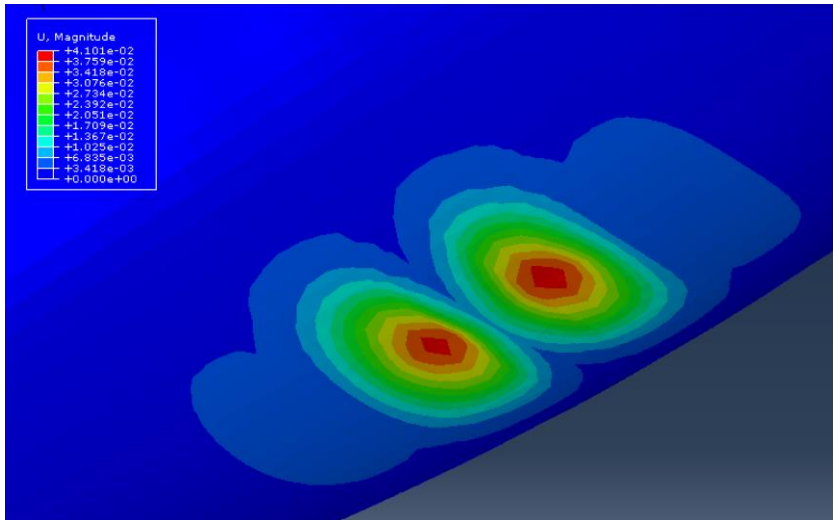
Şekil 6.29’dan Şekil 6.40’a kadar aktarılmış olan ekran çıktılarında, adım adım 10mm plaka kalınlığı kullanılması durumunda oluşan plaka deformasyon değerleri sunulmuştur.



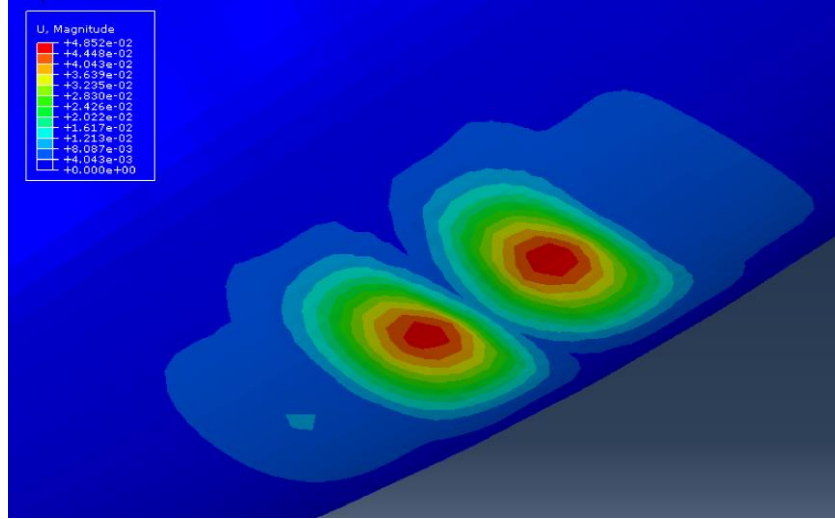
Şekil 6.29 : 5. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (14 mm).



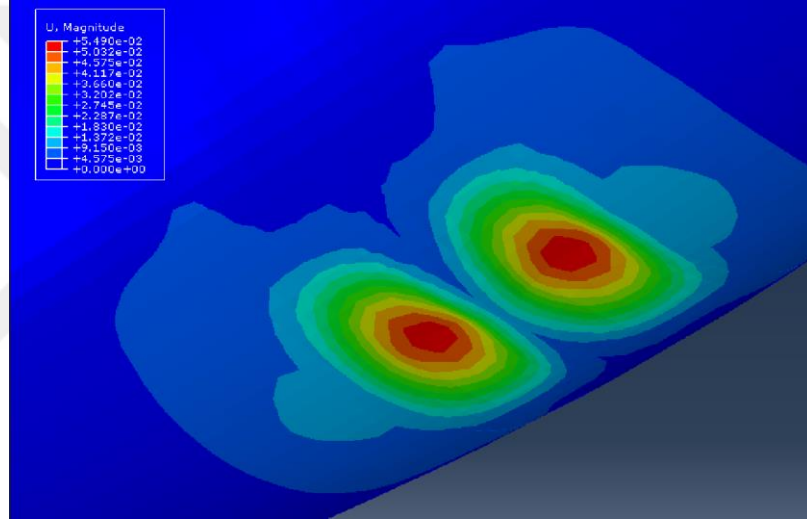
Şekil 6.30 : 10. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (28.3 mm).



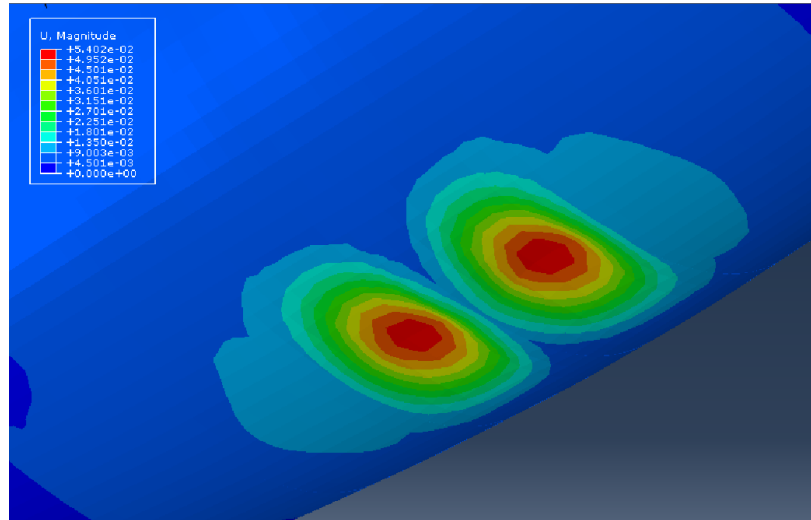
Şekil 6.31 : 15. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (41 mm).



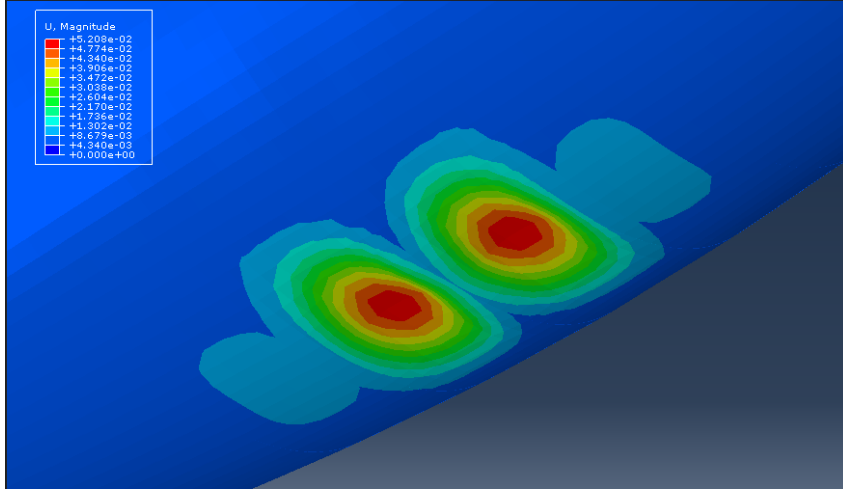
Şekil 6.32 : 20. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (48.5 mm).



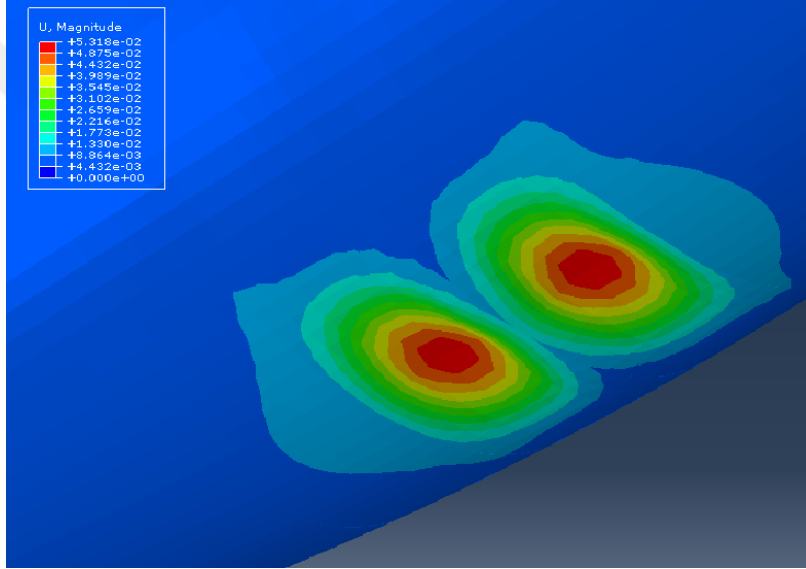
Şekil 6.33 : 30. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (54.9 mm).



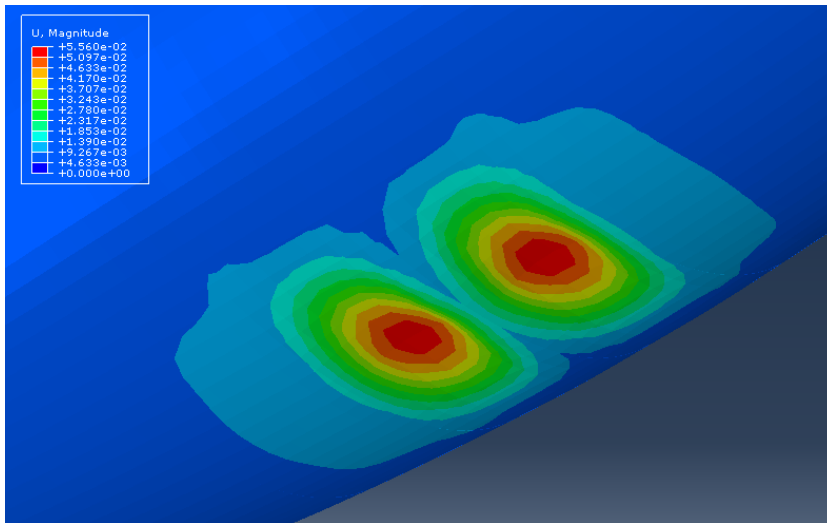
Şekil 6.34 : 40. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (54 mm).



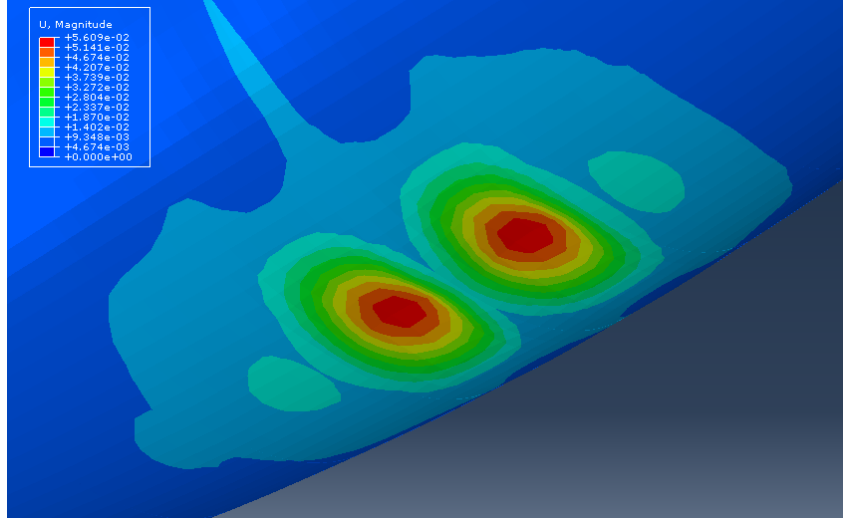
Şekil 6.35 : 50. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (52 mm).



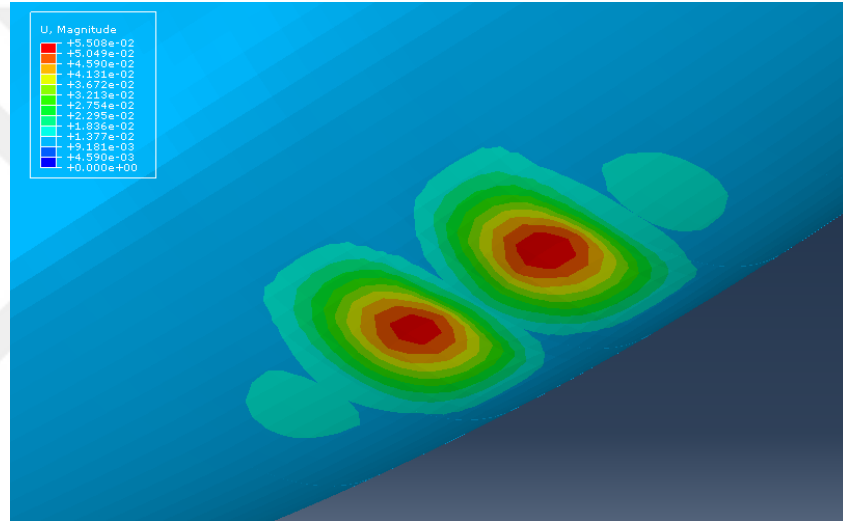
Şekil 6.36 : 60. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (53.2 mm).



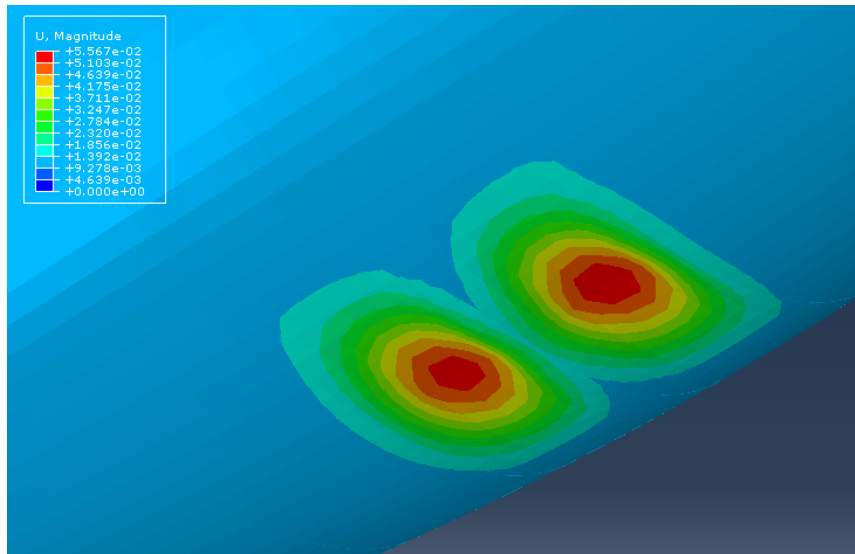
Şekil 6.37 : 70. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (55.6 mm).



Şekil 6.38 : 80. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (56 mm).



Şekil 6.39 : 90. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (55 mm).



Şekil 6.40 : 100. adımda dış kaplamada oluşan deformasyon değeri (55.6 mm).

Yukarıda yer alan şekillerden takip edilebileceği üzere, tüm yapısal elemanların sac kalınlıkları 5 mm yerine 10 mm olarak analizler gerçekleştirildiğinde, denizaltının dış kaplama sacında herhangi bir yırtılma görülmemekte ve maksimum deformasyon değeri yaklaşık 56 mm olarak hesaplanmıştır.

Burada gerçekleştirilen analiz sonuçlarından anlaşılabileceği üzere, tez çalışması dâhilinde önerilen ağ yapısı kombinasyonları kullanıldığı durumda, herhangi bir çözüm hatası alınmadan sonuçlar başarı ile elde edilmiştir. Dış kaplama sacı kalınlığının 10 mm kullanılması durumunda oluşan plaka deformasyon değeri ve 5 mm dış kaplama kalınlığı kullanılması durumunda dış kaplama kalınlığında meydana gelen yırtılma belirli bir sistematik dâhilinde tutarlılık oluşturmaktadır. Ancak gerçek karşılaştırmaların yapılabilmesi ve plakada oluşan yırtılmaların anlaşılabilmesi için uygun deney ortamının oluşturularak su altı patlaması olayının aynı denizaltı yapısı üzerinde gerçekleştirilmesi ile önerilen teorinin ve ağ yapısı kombinasyonunun doğrulanması mümkün olabilecektir.

7. SONUÇ VE ÖNERİLER

Su altı patlaması olayı, günümüzde dünya donanmaları ve akademik kuruluşlar tarafından, gemiler üzerinde gerçek testler yapılmadan, nümerik yöntemler kullanılarak analiz edilmeye ve modellenmeye çalışılmaktadır. Yukarıda bahsedilen yüksek maliyetlerden dolayı, elde edilmesi beklenen her verinin (yapıda oluşan deformasyonlar, gemi ekipmanları üzerindeki ivmelenmeler ve hızlanmalar...) gerçek zamanlı testler neticesinde elde edilmesi mümkün olmamaktadır. Gerçek gemiler ve deniz yapıları üzerinde gerçekleştirilen pek çok test sonucu ise gizlilik nedeni ile literatürde yer almamaktadır.

Su altı patlaması analizleri, analizleri gerçekleştiren mühendis ve kurum için de maliyeti yüksek analizlerin başında gelmektedir. Problemin nümerik yöntemler ile çözülebilmesi ve doğru sonuçların elde edilebilmesi için, hem yazılım hem de donanım açısından yüksek miktarlarda yatırım maliyetleri gerektirmektedir. Sadece Euler yapısı ve Lagrange ağ yapısı başlangıç koşullarının belirlenip, ön analizlerin tamamlanması bile aylar süren çalışmalar gerektirmektedir. Bu çalışmanın amaçlarından bir tanesi de, su altı patlaması üzerinde çalışan mühendisin, çalışmanın hem başlangıç hem de ilerleyen aşamalarında kullanabilmesi amacı ile yakın su altı patlaması analizlerinde kullanılmak üzere Euler, akustik bölge ve hedef deniz yapısı arasındaki, ağ yapısı ilişkisi hakkında önermede bulunmaktır. Uzak su altı patlaması olayı analizlerinde bu çalışmada aktarılan önermenin kullanılması mümkündür. Ancak analizleri gerçekleştiren araştırmacının ve mühendisin, bu çalışmada olduğu gibi deneysel yöntemler veya Taylor Plak Teorisi hesaplamaları ile analiz sonuçlarının karşılaştırması ve doğrulaması önemlidir.

Bu çalışmada, Akustik-Katı Eşleştirme yöntemi (ASC) ve Eşleştirilmiş Euler Lagrange nümerik yöntemleri kullanılarak analizler gerçekleştirilmiştir. Analizler neticesinde elde edilen sonuçlar, deneyler neticesinde elde edilen sonuçlar (plaka deformasyonları) ve ampirik yöntemler ile elde edilen sonuçlar (şok dalgası basıncı) ile yüksek oranlarda yakınsamıştır. ASC yönteminde akustik ortam için 8 mm boyutlarında eleman boyutları ve plaka için 25 mm eleman boyutları kullanıldığında,

deney sonuçlarına en fazla yakınsayan ortam koşulları elde edilmiştir. Bu önermenin doğruluğunun sağlanabilmesi için CEL analizleri gerçekleştirilmiş ve bu analizler neticesinde ASC yöntemi ile tutarlı ve benzer olarak Euler (akışkan) ortamının 8 mm olması ve hedef plakanın 16 mm elemanlar ile ağlandırılması neticesinde deney sonuçlarına en fazla yakınsayan ağ yapısı koşulları elde edilmiştir.

ASC ve CEL yöntemleri su altı patlaması analizlerinde en fazla kullanılan ve güvenilir nümerik yöntemlerin başında gelmektedir. Ancak her iki yöntemin birbirlerine göre avantajları ve dezavantajları bulunmaktadır. ASC yöntemi çözüm maliyeti ve donanım maliyetleri açısından CEL yöntemine göre çok daha düşük maliyetlidir. Ancak ASC yöntemi patlayıcının ağlandırılmasına izin vermemektedir. CEL analizlerinde patlayıcının ağlandırılabilmesi, silindirik, küresel ve bu çalışmada olduğu gibi kübik geometrik şekillerinde etkisinin incelenebilmesine olanak sağlamaktadır. Bu çalışmada sadece kübik şekilli patlayıcı kullanılmıştır ancak patlayıcı geometrisinin sonuçlar üzerindeki etkisinin bir diğer çalışmada incelenmesinin, sonraki dönem araştırmalarında faydalı olacağı değerlendirilmektedir. Bu çalışmaların yürütülebilmesi, CEL yöntemi ile mümkün olabilmektedir. Bu çalışma içerisinde önerilen ve çalışmanın ana hedeflerinden bir tanesi olan patlayıcı ve patlayıcıyı çevreleyen akışkanın ağ yapısı arasındaki ilişkisi CEL yöntemi ile gerçekleştirilen analizler neticesinde belirlenmiştir. Patlayıcının minimum dört elemana bölünmesi ve elde edilen eleman boyutlarının patlayıcıyı çevreleyen ağ yapısı için kullanılabilmesi için CEL yönteminin kullanılması gerekmektedir. Aynı zamanda yine bu çalışma dâhilinde CEL yönteminde, Lagrange yaklaşımı kullanılarak modellenen plakanın da patlayıcıyı oluşturan eleman boyutlarının iki katı olması durumunda, deney sonuçları ile en uyumlu sonuçların elde edildiğinin hatırlanması önemlidir.

Bu çalışmada yine bugüne kadar su altı patlaması analizlerinde kullanılmamış olan SOBOL değişken bazlı hassasiyet analizleri ASC yönteminde gerçekleştirilmiştir. SOBOL hassasiyet analizleri, bugün bile tam olarak çözülemeyen patlayıcı yakınındaki durum denklemlerinin (EOS) sonuçlar üzerindeki etkisini görebilmek amacı ile gerçekleştirilmiştir. Bu hassasiyet analizleri Johnson-Cook plastisite modeli ve parametreleri üzerinde de gerçekleştirilebilirdi. Ancak bu çalışmada sadece Geers-Hunter parametreleri üzerinde bu analizler gerçekleştirilmiş ve SOBOL analizlerinin ne şekilde gerçekleştirilmesi gerektiği ile ilgili bilgiler aktarılmıştır. Bu çalışmadan gelen sonraki çalışmalarda SOBOL analizinin Johnson-Cook parametrelerine de

uygulanması faydalı olacaktır. SOBOL analizleri neticesinde TNT'nin modellenmesi esnasında kullanılan Geers-Hunter parametrelerinden en fazla “K” ve “k” parametrelerinin sonuçlar üzerinde etkisi olduğu anlaşılmış ve analizleri gerçekleştiren mühendisin bu katsayılar çok daha fazla dikkat etmesi gerekliliği vurgulanmıştır. SOBOL analizleri olmadan bu önermede bulunmanın imkânı olmayacaktır.

Çalışmanın son aşamasında, mini bir denizaltının önerilen ağ yapısı kombinasyonları çerçevesinde su altı patlaması analizleri gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar çalışma içerisinde paylaşılmıştır. Yukarıda belirtilen nedenlerden dolayı, tez dâhilinde mini denizaltının nümerik olarak modellenmesi için CEL analizleri tercih edilmiş ve analizler CEL yöntemi kullanılarak tamamlanmıştır. Gerçekleştirilen analizler neticesinde denizaltı yapısal elemanlarının 5 mm olması durumunda dış kaplama sacında hasar meydana gelerek dış kaplama sacının yırtıldığı ancak 10 mm kalınlığında yapısal elemanlar kullanılması durumunda, denizaltı yapısının dış kaplamasında ve yapısal iç elemanlarında kalıcı deformasyonlar oluştuğu ancak herhangi bir yırtılma oluşmadığı gözlemlenmiştir. Bu çalışmanın gerçekleştirilmesinin asıl nedeni, CEL 4 analizlerinde verilen önerme ve ağ yapısı kullanılarak basit bir plaka yerine mini bir denizaltının yakın su altı patlamalarına karşın tepkisi analiz edilmek istenmiştir. Gerçekleştirilen analizler esnasında herhangi bir hata mesajı alınmamış ve analizler başarı ile tamamlanmıştır. Eğer önerilen ağ yapısı kombinasyonunda herhangi bir hata olmuş olsaydı, analizlerin hata vererek yarıda kesilmesi olayı oluşabilecekti. Bu hatalar genellikle, Euler ağ yapısı elemanlarının çok küçük seçilmesi nedeni ile ilerleyen şok dalgası hızı ile uyumsuzluk oluşturmalarından kaynaklanmaktadır. Bu durum sonlu elemanlar analizler esnasında karşımıza ağ yapısı dengesizliği veya kararsızlığı (mesh instability) olarak çıkmaktadır.



KAYNAKLAR

- [1] **Shin, Y.S.** (2011). Advances in Survivability Against Underwater Explosions, *Ocean System Engineering*, Vol. 1, No.2, 111-119, s.113.
- [2] **Schneider, N. A.** (2003). Ship Shock Trial Modeling and Simulation of USS Winston S. Churchill (DDG 81), *Technical Report, Naval Postgraduate School Monterey, California, 2003, s.1.*
- [3] **Menkes, S. B. & Opat, H.J.** (1973). Tearing and Shear Failures in Explosively Load Clamped Beams, *Experimental Mechanics*
- [4] **Nurick, G. N. & Olson, M.D. & Levin, A.F** (1995). Deformation and Tearing of Blast-Loaded Stiffened Square Plates, *International Journal of Impact Engineering*, Volume16, Issue 2, s.273-291
- [5] **Jen, C. Y. & Tai, Y.S.** (2010). Deformation Behaviour of a Stiffened Panel Subjected to Underwater Shock Loading Using the Non-Linear Finite Element Method, *Materials and Design*, s.325-335
- [6] **Li, L. J. & Jiang, W.K. & Ai, Y.H** (2010). Experimental Study on Deformation and Shock Damage of Cylindrical Shell Structures Subjected to Underwater Explosion, *Journal of Mechanical Engineering Science*, s.2505-2514
- [7] **Hung, C. F. & Lin, B.J. & Hsu, P.Y** (2009). Dynamic Response of Cylindrical Shell Structures Subjected to Underwater Explosion, *Ocean Engineering*, s.564-577.
- [8] **Rajendran, R., Paik, J.K. & Lee, J.M.** (2007) Of underwater explosion on plane plates. *Experimental Techniques* Vol. 31, 18-24.
- [9] **Zhang, Z.F, Wang, C., Wang, L.K., Zhang, A.M, Silberschmidt, V.V,** (2018) Underwater Explosion of Cylindrical charge near plates: Analysis of pressure characteristics and cavitation effects, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.121, s.91-105.
- [10] **Sone, Y.P., Sourne, L.H., & Dorival, O.,** (2020) On the Applicability of Taylor's Theory to the underwater blast response of Composite Plates, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.145, 103677.
- [11] **Rajendran, R., Paik, J.K. & Kim, B.J.,** (2006) Design of Warship Plates Against Underwater Explosions, *Ship and Offshore Structures*, s.347-356.
- [12] **Yin, C., Liu, J., Jin, Z.** (2022) Experimental and Numerical Study of the Near-Field Underwater Explosion of A Circular Plate Coated by Rigid Polyurethane Foam, *Ocean Engineering*, Vol.252, 111248

- [13] **Desphandain, V.S., Fleck, N.A.,** (2005) One-Dimensional Response of Sandwich Plates to Underwater Shock Loading, Cambridge University, Engineering Department, s.2348-2383.
- [14] **Keil, A.H.,** (1961) The Response of Ships Underwater Explosion, Department of Navy David Taylor Model Basin, Structural Mechanics Laboratory, Research and Development Report, Report 1576.
- [15] **Ren, P., Zhou, J., Tian, A., Zhan, W., Huang, W.,** (2017) Experimental and Numerical Investigation of the Dynamic Behaviour of Clamped Thin plate Subjected to Underwater Implusive Loading, *Latin America Solid Structures*.
- [16] **Elsayed, F., Qi, H., Tong, L.L., & Helal, M.** (2015) Optimal, Configuration for Stiffened Plates Under the Effect of Underwater Explosion, in Material Science Forum, Vol. 813, s.161-168.
- [17] **Dai, K., Liu, H., Chen, P., Guo, B., Xiang, D., Rong, J.** (2019) Dynamic Response of Copper Plates Subjected to Underwater Implusive Loading, *MDPI Applied Science*.
- [18] **Rigby, S.E., Tyas, A., Curry, R.J.,** (2018) Experimental Measurement of Specific Impulse Distribution and Transient Deformation of Plates Subjected to Near-Field Explosive Blasts, *Experimental Mechanics*, ISSN 0014-4851.
- [19] **Gao, Y., Wang, S., Zhang, J., Jia, X., Liang, C., Ma, F.,** (2022) Effect of Underwater Explosion Depth on Shock Wave Overpressure and Energy, *Physics of Fluids*, Vol.34, Iss.3
- [20] **Sone, Y.P., Sourne, H.L., Dorival, O.,** (2020) On the Applicability of Taylor's Theory to the Underwater Blast Response of Composite Plates.
- [21] **Amirabadi, R., Ghazangian, R.,** (2018) A Comprehensive Study an Identical Submarine Subjected to Explosion, *International Journal of Coastal & Offshore Engineering*, Vol.2, No.1.
- [22] **Zhang, A.M., Wu, W.B., Liu, Y.L., Wang, Q.X.,** (2017) Nonlinear Interaction Between Underwater Explosion Bubble and Structure Based on Fully Coupled Model, *Physics of Fluids*, Vol. 29, No.8.
- [23] **Smith, M.J., Lee, J.J.,** (2016) Coupled Eulerian Lagrangian Simulation of an Underwater Explosion Near a Floating Target, 24th International Symposium of Military Aspect of Blast and Shock, Halifax, Nova Scotia, Paper No: P37.
- [24] **Dolce, F., Meo, M., Wright, A., French, M.,** (2009) Structural Response of Laminated Composite Plates to Blast Load, Retrieved September 19, 2022, from <http://iccm-central.org-Themes-F10.9Meo>
- [25] **Chisum, J., Shin, Y.,** (1995) Multimaterial Eulerian and Coupled Lagrangian-Eulerian Finite Element Analysis of Underwater Shock Problems, Technical report, Naval Post Graduate School, Monterey, CA, 1995.
- [26] **Trouwborst, W., Bosman, S.N.,** (2002) A Simplified Fluid-Structure Interaction Model For Underwater Shock Loading of Naval Vessels, 73rd Shock And Vibration Symposium, 18-22 November 2002, Newport RI USA.

- [27] **Mair, H.,** (1995) Hydrocode Methodologies for Underwater Explosion Structure/Medium Interaction, Proceedings of the 66th Shock and Vibration Symposium, Vol:2, January.
- [28] **Flynn, T., V.,** (1994) Experimental Investigation Into The Dynamic Response of Two DOF Tuned Deck Simulator for Shock Qualification of Shipboard Systems, Monterey, California, Naval Post Graduate School, June, 1994.
- [29] **Hart, D., T.,** (2003) The Ship Shock Trial Simulation of USS Winston S. Churchill (DDG-81); Surrounding Fluid Effect, Master's Thesis, Naval Postgraduate School Monterey CA, March, 2003.
- [30] **Nathan, S., A.,** (2003) Prediction of Surface Ship Response to Severe Underwater Explosion Using a Virtual Underwater Shock Environment, Naval Postgraduate School Monterey CA, June, 2003.
- [31] **Walters, A., P., Didoszak, J., M., Kwon, Y., W.,** (2013) Explicit Modeling of Solid Ocean Floor in Shallow Underwater Explosions, *Shock and Vibration* 20.1 (2013): 189-197.
- [32] **Yuan, Y.,** (2012) Blast Response of Structures Limits to Deformation and Fluid-Structur Interactions, Doctor of Philosophy Thesis, November, UCL, 2015.
- [33] **Bradbeer, N., I., C.,** (2013) Implications of Underwater Shock Response Adopting Simplified Structural Styles in Warships, Doctor of Philosophy Thesis, 2013
- [34] **Wright, J., Sandler I., Sussman M.,** (2002) Advanced Fluid modeling Capability for Underwater Shock Analysis of Naval Ships, Technical Report, Contract N00014-01-M0238, 2002.
- [35] **Klenow, B., Brow A.** (2008) Far-Field Underwater Explosion (UNDEX) Fluid Modeling using Acoustic Elements, Corpus ID: 43297249
- [36] **Park, I., K., Jong-Chul, K., Chin-Woo A., Dae-Sung C.,** (2003) Measurement of Naval Ship responses to Underwater Explosion Shock Loading, *Shock and Vibration*, Vol.10, P. 365-377.
- [37] **Reid, W., D.,** (1996) The response of a Surface Ships to Underwater Explosions, Defence Science and Technology Organization Canberra, DSTO Aeronautical and Maritime Research Laboratory, Melbourne, Victoria, September 1996.
- [38] **Keil, A., H.,** (1961) The response of Ships to Underwater Explosion, Structural Mechanics Laboratory Research and Development Report, The Society of Naval Architects and Marine Engineers, New York.
- [39] **Cao, L., Fei W., Grosshans H., Cao N.,** (2017) Simulation of Underwater Explosion Initiated by High Pressure Gas Bubble of Various Initial Steps, *Applied Sciences* 7(9), 880. <https://doi.org/10.3390/app 7090880>
- [40] **Popov, O., E., Kogarko, S., M.,** (1977) Comparative Characteristic of Pressure Waves in Underwater Explosions of Gaseous and Condansed High Explosives, *Combust Explo Shock Waves* 13, P.791-794.

- [41] **Smith, M., J., Lee, J., J.,** (2017) Ship-Like Target Design for Underwater Explosion Experiments, Scientific Report, Defence Research and Development DRDC–RDDC-2017-R096, September, Canada.
- [42] **Couch, R., Faux, D.,** (1997) Simulation of Underwater Explosion Benchmark Experiments with ALE3D, Conference: Workshop on Simulation of Underwater Explosion Phenomena, 27-29 May, Dunfermline (United Kingdom).
- [43] **Krueger, S., R.,** (2006) Simulation of Cylinder Implosion Initiated by an Underwater Explosion, Master's Thesis, Naval Postgraduate School, Monterey, California.
- [44] **Schiffer, A., Tagarielli V., L.,** (2015) The Response of Circular Composite Plates to Underwater Blast : Experiments and Modeling, *Journal of Fluid and Structures*, Vol.52, P.130-144.
- [45] **Massard, J., M.,** (1956) The Effect of Underwater Explosions on Ship and Submarine Hulls, Experimental Program Final Technical Report, Bureau of Ships Department of the Navy, University of Illinois, Urbana, Illinois.
- [46] **Perotti, L., E.,** (2010) Modeling the Behaviour of Fiber Reinforced Sandwich Structures Subjected to Underwater Explosion, Doctor of Philosophy Thesis, California Institute of Technology Pasadena, California.
- [47] **Pritchett, J., W.,** (1971) An Evaluation of Various Theoretical Models for Underwater Explosion Bubble Pulsation, Interim Report, Information Research Associates Inc. Berkeley, California.
- [48] **Brainard, B., C.,** (2015) An Underwater Explosion-Induced Ship Whipping Analysis Method For Use in Early-Stage Ship Design, Master's Thesis, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [49] **Chen, Y., Tong Z., P., Hua H., X., Wang Y., Gou H., Y.,** (2009) Experimental Investigation on the Dynamic Response of Scaled Ship Model With Rubber Sandwich Coating Subjected to Underwater Explosion, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.36, Iss.2, P. 318-328.
- [50] **Aanhold, J., E., Trouwborst, E., Vaders, J.,** (2014) The Simplified Interaction Tool for Efficient and Accurate Shock Analysis of Naval Ships, TNO Structural Dynamics, Delft, Netherlands.
- [51] **Björnö, L., Levin, P.,** (2002) Underwater Explosion research Using Small Amounts of Chemical Explosives, *Ultrasonics*, Vol.14, P. 263-267.
- [52] **Itoh, S., Liu, Z., Nadamitsu, Y.,** (1997) Shock Waves Generated in Underwater Explosions of High Explosives, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol.119, P. 198-502.
- [53] **Santiago, L., D.,** (1996) Fluid Interaction and Cavitation Effects on a Surface Ship Model Due to an Underwater Explosion, Master's Thesis, Naval Postgraduate School, Monterey, California.
- [54] **Brenner, M.,** (2007) Navy Ship Underwater Shock Prediction and Testing Capability Study, Technical Report, The MITRE Corporation, JASON Program Office, Virginia.

- [55] **Park, J.**, (2008) A Coupled Runge Kutta Discontinuous Galerkin-Direct Ghost Fluid (RKDG-DGF) Method to Near-field Early-time Underwater Explosion (UNDEX) Simulations, Ph.D. Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, Virginia.
- [56] **Sinking of Decommissioned Ships.** (2010). Retrieved October 09, 2022, from <https://www.amusingplanet.com/2010/06/sinking-of-decommissioned-ships.html>
- [57] **Mine Damage To USS Tripoli (LPH-10).** 1991). Retrieved October 09, 2022, from, [https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Mine_damage_to_US_S_Tripoli_\(LPH-10\),1991.jpg](https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Mine_damage_to_US_S_Tripoli_(LPH-10),1991.jpg)
- [58] **Shin, Y.S.**, (1996) Naval Ship Shock and Design Analysis, Course Notes for Underwater Shock Analysis, Naval Postgraduate School, Monterey, CA.
- [59] **Cole, R.H.**, (1948) Underwater Explosions, pp. 1-15, Princeton University Press.
- [60] **Webster, K., G.**, (2007) Investigation of Close Proximity Underwater Explosion Effects on a Ship-Like Structure Using the Multi-Material Arbitrary Lagrangian Eulerian Finite Element Method, Master's Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University.
- [61] **Hwee, A., B., Jeremy, H., M.**, (2013) Managing Shock Requirements of Shipboard Equipment, Defence Science and Technology Agency, DSTA Horizons.
- [62] **Rao, S.K., Vijayakumar, R.**, (2012) Underwater Explosion and Effect on Structures, *The International Journal of Innovative Research and Development*, Vol.1, Issue 10, December (Special Issue).
- [63] **Mair, H., U.**, (1990) Lagrangian hydrocode modeling of underwater explosive/target interaction. *61st Shock and Vibration Symposium*, Vol. 5, P. 79–80.
- [64] **Dike, J., J., Revelli, V., D., & Trento, W., P.**, (1992) Linking a hydrodynamic code and a finite element code to predict underwater explosion damage. In *Proceedings of the 63rd Shock and Vibration Symposium*, Vol.1, P. 63–72.
- [65] **Chisum J., E., Shin Y., S.**, (1997) Explosion gas bubbles near simple boundaries, *Shock and Vibration*, 4.1, P. 11–25.
- [66] **Ding P., Buijk, A.**, (2006) Simulation of Under Water Explosion using MSC.Dytran, *Shock and Vibration*
- [67] **Liu G., R., Liu M., B.**, (2003) Smoothed particle hydrodynamics, a meshfree particle method, *World Scientific Book*.
- [68] **Chung T., J.**, (2002) Computational fluid dynamics, Cambridge University Press. doi:10.1017/CBO9780511606205
- [69] **LeVeque., R., J.**, (2002) Finite volume methods for hyperbolic problems, Cambridge texts in applied mathematics, *Cambridge University Press*, doi:10.1017/CBO9780511791253.
- [70] **Mair., H., U.**, (1999) Benchmarks for submerged structure response to underwater explosions, *Shock and Vibration* Vol.6.

- [71] **URL-1** <http://en.wikiversity.org/wiki/Nonlinear_finite_elements/Lagrangian_and_Eulerian_descriptions>, date retrieved 11.11.2022.
- [72] **Baye, D.**, (2015) The Lagrange Mesh Method, *Physics Reports*, Vol.565, P.1-107, ISSN 0370-1573.
- [73] **Abramowitz, M., & Stegun, I. A.**, (1964). Handbook of mathematical functions with formulas, graphs, and mathematical tables Vol. 55. US Government printing office.
- [74] **Baye, D., & Heenen, P. H.**, (1986). Generalised meshes for quantum mechanical problems. *Journal of Physics A: Mathematical and General*, 19(11), 2041.
- [75] **Wardlaw A., & Mair H.**, (1998). Spherical Solutions of an Underwater Explosion Bubble, *Shock and Vibration*, P. 89-102.
- [76] **Liu Z., Gudmestad O., & Igland R.**, (2022). Numerical Simulation of a Subsea Pipeline Subjected to Underwater Explosion Loads With the Coupled Eulerian- Lagrangian (CEL) Method, *Journal of Offshore and Arctic Engineering*.
- [77] **Abaqus Analysis User's Manual, Abaqus 6.11, 24.2.1 Equation of State**
- [78] **Skrzat A.**, (2012). Application of coupled Eulerian-Lagrangian approach in metal forming simulations, *Scientific Letters of Rzeszow University of Technology-Mechanics*, Vol.84, P.25-35.
- [79] **Burgholzer L.**, (2016). Structure-Acoustic Coupling, Johannes Kepler Universitat, Bachelorarbeit zur erlangung des akademischen Grades, Technische Mathematik.
- [80] **Ramajeyathilagam K., Vendhan C.P., Rao V.B.**, (2000). Non-Linear Transient Dynamic Response of Rectangular Plates Under Shock Loading, *International Journal of Impact Engineering*, 24 (2000) 999-1015.
- [81] **Abaqus Analysis User's Manual, Abaqus 6.6, 6.3.1 Loading due to an incident dilatational wave field, Geers – Hunter Model**
- [82] **Bruschi, R., Marchionni, L., Parrella A., Bartolini, L.M.**, (2014). Effect of Underwater Explosion on pipeline Integrity, Saipem Technicalpaper, November, Pavia.
- [83] **Cooper, P.W.**, (1994) Comments Of TNT Equivalence, 20th International Pyrotechnics Seminar, Colorado Springs, Colorado.
- [84] **Rajendran, R., Narasimhan, K.**, (2000). Linear elastic shock response of plane plates subjected to underwater explosion, *International Journal of Impact Engineering*, 25 (2001) 493-506.
- [85] **Johnson-Cook Plasticity**, Erişim: 12 Şubat 2023, <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEMATRefMap/simamat-c-johnsoncook.htm>
- [86] **Damage initiation for ductile materials**, Erişim: 12 Şubat 2023, <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEMATRefMap/simamat-c-damageinitductile.htm>
- [87] **Acoustic and Shock Loads** Erişim: 15 Şubat 2023, <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEPRCRefMap/simaprc-c-acoustic.htm>

- [88] **Damage evolution and element removal for ductile metals** Erişim: 15 Şubat 2023, <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEMATRefMap/simamat-c-damageevolductile.htm>
- [89] **Gomah, M., Mahmod M, K., Demiral M.,** (2020). An Experimental and Numerical Investigation of an Improved Shearing Process with Different Punch Characteristics, *Journal of Mechanical Engineering*, DOI:10.5545/sv-jme.2020.6583
- [90] **Sobol, I.,M.,** (2001), Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their Monte Carlo estimates. *MATH COMPUT SIMULAT*,55(1–3),271-280, doi:10.1016/S0378-4754(00)00270-6
- [91] **Saltelli, A., Ratto, M., Andres, T., Campolongo, F., Cariboni, J., Gatelli, D., Saisana, M., Tarantola, S.,** (2008) Global Sensitivity Analysis, The Primer, John Wiley & Sons.
- [92] **Ramajeyathilagam K., Vendhan C.P.,** (2004). Deformation and Rupture of Thin Rectangular Plates Subjected to Underwater Shock, *International Journal of Impact Engineering*, 30 (2004) 699-719.
- [93] **Arons A., B., Yennie D.R.,** (1948). Energy Partition in Underwater Explosion Phenomena, *Review of Modern Physics*, Vol.20, Number 3, Woods Hole Oceanographic Institution, Woods Hole, Massachusetts and Stevens Institute of Technology, Hoboken, New Jersey.
- [94] **URL-2** <<https://keisan.casio.com/exec/system/1258122391>
- [95] **Lamb, H.,** (1932). Hydrodynamics, 6th Edition, *Cambridge University Press*, 1-8, P1490
- [96] **Richardson, J., Arons, A.B., & Halverson, R.R.** (1947). Hydrodynamic Properties of Sea Water at the Front of a Shock Wave, *Journal of Chemical Physics*, 15, 785-794.
- [97] **Arons, A., B., Slifko, J., P., and Carter, A.** (1947). Secondary Pressure Pulses Due to Gas Globe Oscillation in Underwater Explosions. I. Experimental Data, *The Journal of the Acoustical Society of America*, Vol.20, No.3, P.271-276.
- [98] **Coles, J.,S.,** (1936-1941) James Stacy Coles papers, Columbia University notes and dissertation, 1936, 1941, Box: 1, Folder: 1., MC-08. Woods Hole Oceanographic Institution, Data Library and Archives. http://archives.mblwhoilibrary.org:8081/repositories/2/archival_objects/3196 Accessed August 14, 2023.
- [99] **URL-3** <<http://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEGSARefMap/sima-gsa-c-ovwoutput.htm>
- [100] **Schewer E.L, Jones-Wilkens-Lee (JWL)** (2016) Equation of State With Afterburning, 14th International LS-DYNA Users Conference, Schewer Engineering & Consulting Services 6122 Aaron Court Windsor CA 95492 USA, June 12-14.



EKLER

EK A: Enerji Hesaplamalarında kullanılan Mathcad kodu çıktısı.



EK A



PATLAMA SONRASINDA OLUŞAN ŞOK DALGASI DEĞİŞKENLERİ VE ENERJİ HESAPLAMALARI MATHCAD KODU

PARAMETRELER ve GİRDİLER

$\rho_0 := 1025$	Patlamanın Hesaplandığı Tuzlu Su Yoğunluğu (kg/m ³)
$h := 0.150$	Patlayıcının Hedef Noktasına Olan Uzaklığı (m)
$G_{ww} := 9.81$	Yer Çekimi İvmesi (m/s ²)
$P_0 := \rho_0 \cdot G \cdot h = 1.508 \times 10^3$	Patlayıcının Bulunduğu Noktadaki Statik Su Basıncı
$S_{ww} := 40$	Deniz Suyu Tuzluluk Oranı (binde oran)
$T_{ww} := 30$	Deniz Suyu Sıcaklığı (derece)
$W_{ww} := 0.058$	Patlayıcı Ağırlığı (kg)
$D := 0.150$	Patlamanın Olduğu Derinlik (m)
$K_1 := 52.12$	TNT için Patlayıcı Sabiti
$K_2 := 0.092$	TNT için Patlayıcı Sabiti
$K_5 := 2.064$	TNT için Patlayıcı Sabiti
$K_6 := 3.383$	TNT için Patlayıcı Sabiti
$A_1 := 1.18$	TNT için Patlayıcı Sabiti
$A_2 := -0.185$	TNT için Patlayıcı Sabiti
$t_0 := 0$	Başlangıç zamanı
$t := 0, 0.000015.. 0.0015$	Patlamadan Sonra Herhangi Bir Andaki Süre (sn)
$V_0 := 0.000035$	Patlayıcı Başlangıç Hacmi (m ³)

	0
0	0
1	$1.5 \cdot 10^{-5}$
2	$3 \cdot 10^{-5}$
3	$4.5 \cdot 10^{-5}$
4	$6 \cdot 10^{-5}$
5	$7.5 \cdot 10^{-5}$
6	$9 \cdot 10^{-5}$
t = 7	$1.05 \cdot 10^{-4}$
8	$1.2 \cdot 10^{-4}$
9	$1.35 \cdot 10^{-4}$
10	$1.5 \cdot 10^{-4}$
11	$1.65 \cdot 10^{-4}$
12	$1.8 \cdot 10^{-4}$
13	$1.95 \cdot 10^{-4}$
14	$2.1 \cdot 10^{-4}$
15	...

"t" süresi toplam 100 zaman adımına bölünmüştür.
Sol tarafta bulunan zaman dilimi 0.0015. saniyede sonlanmaktadır.
Toplamda 0.0015. zaman adımına kadar 0.000015 aralık ile
artarak hesaplamaların gerçekleştirilebileceği şekilde kod
tasarlanmıştır.

$$R_{\max} := K_6 \cdot \left(\frac{W}{D + 9.8} \right)^{\frac{1}{3}} = 0.609$$

Patlama Sonrasında Oluşan Maksimum
Kabarcık Çapı (m)

$$V_{\max} := \frac{4}{3} \pi R_{\max}^3 = 0.945$$

Patlama Sonrasında Oluşan Maksimum
Kabarcık Hacmi (m³)

$$T_b := K_5 \cdot \frac{W^{\frac{1}{3}}}{(D + 9.8)^{\frac{5}{6}}} = 0.118$$

Saniye biriminde ilk kabarcık periyodu
(sn)

$$V(t) := V_0 + (V_{\max} - V_0) \cdot \sin\left(\frac{\pi t}{T_b}\right)$$

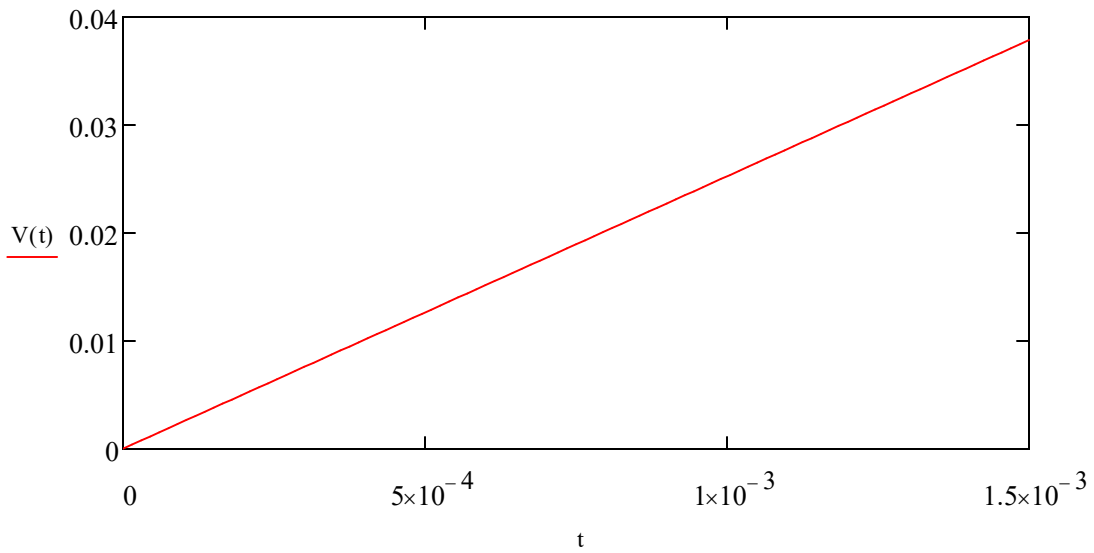
Zamana Bağlı Olarak Değişen Kabarcık
Hacmi



	0
0	$3.5 \cdot 10^{-5}$
1	$4.133 \cdot 10^{-4}$
2	$7.916 \cdot 10^{-4}$
3	$1.17 \cdot 10^{-3}$
4	$1.548 \cdot 10^{-3}$
5	$1.926 \cdot 10^{-3}$
6	$2.305 \cdot 10^{-3}$
7	$2.683 \cdot 10^{-3}$
8	$3.061 \cdot 10^{-3}$
9	$3.44 \cdot 10^{-3}$
10	$3.818 \cdot 10^{-3}$
11	$4.196 \cdot 10^{-3}$
12	$4.574 \cdot 10^{-3}$
13	$4.953 \cdot 10^{-3}$
14	$5.331 \cdot 10^{-3}$
15	...

$V(t) =$

Patlama Kabarcığının Zaman İçindeki Hacim Değişimi

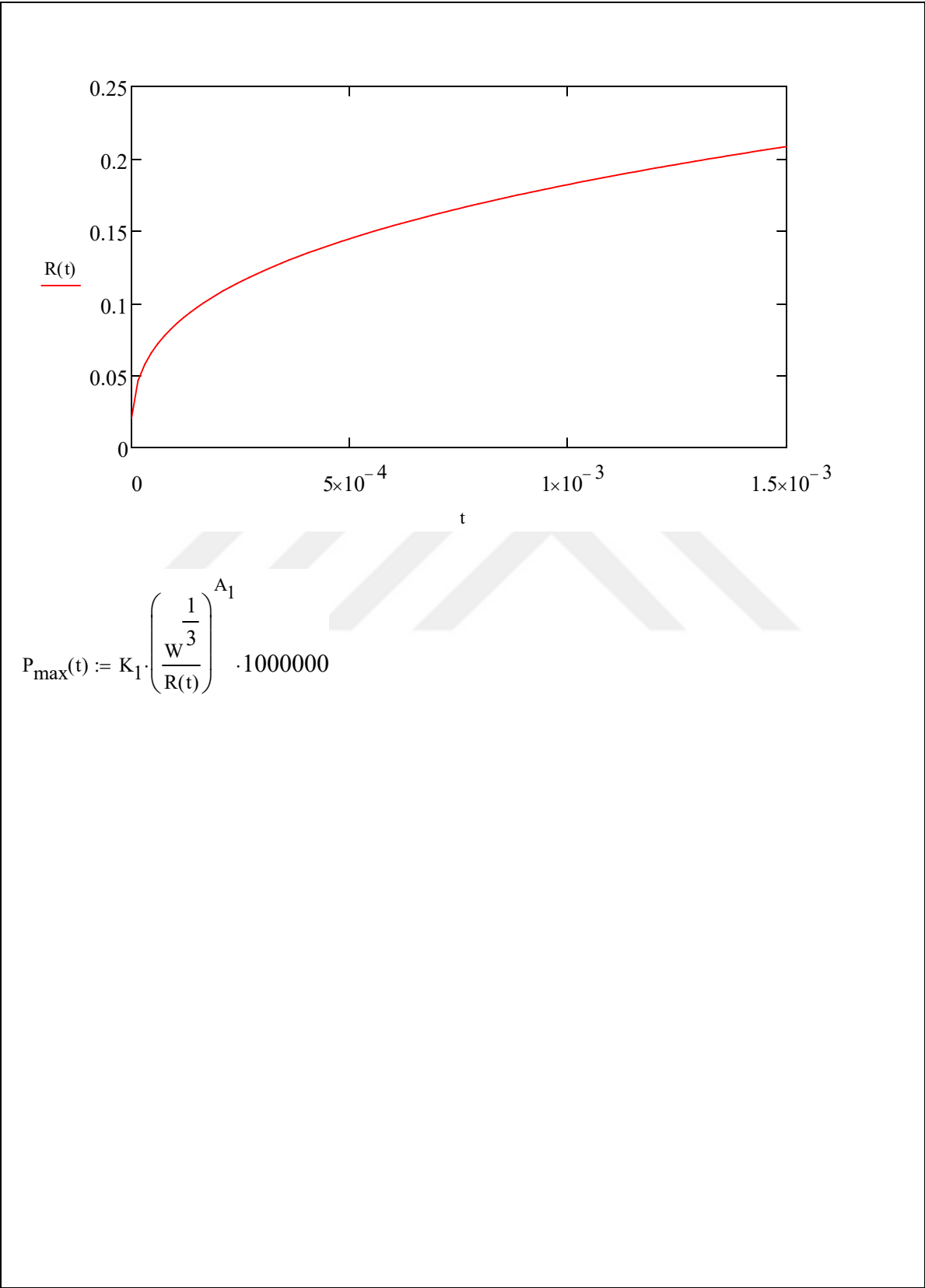


$$R(t) := \left(\frac{3}{4\pi} \cdot V(t) \right)^{\frac{1}{3}}$$

R(t) =

	0
0	0.02
1	0.046
2	0.057
3	0.065
4	0.072
5	0.077
6	0.082
7	0.086
8	0.09
9	0.094
10	0.097
11	0.1
12	0.103
13	0.106
14	0.108
15	...

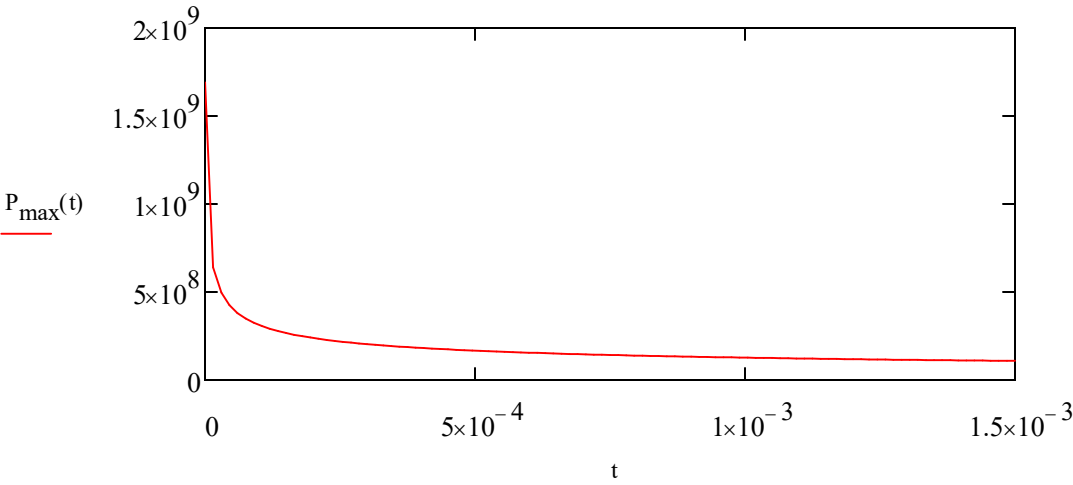
Kabarcık Yarıçapının Zamanla
Değişimi



--

$P_{\max}(t) =$

	0
0	$1.69 \cdot 10^9$
1	$6.401 \cdot 10^8$
2	$4.957 \cdot 10^8$
3	$4.251 \cdot 10^8$
4	$3.808 \cdot 10^8$
5	$3.494 \cdot 10^8$
6	$3.256 \cdot 10^8$
7	$3.067 \cdot 10^8$
8	$2.912 \cdot 10^8$
9	$2.782 \cdot 10^8$
10	$2.67 \cdot 10^8$
11	$2.572 \cdot 10^8$
12	$2.486 \cdot 10^8$
13	$2.41 \cdot 10^8$
14	$2.341 \cdot 10^8$
15	...



$$\Theta(t) := K_2 \cdot W^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{\frac{1}{3}}{\frac{W}{R(t)}} \right)^{A_2}$$

$\Theta(t) =$

	0
0	0.021
1	0.024
2	0.025
3	0.026
4	0.026
5	0.026
6	0.027
7	0.027
8	0.027
9	0.027
10	0.028
11	0.028
12	0.028
13	0.028
14	0.028
15	...

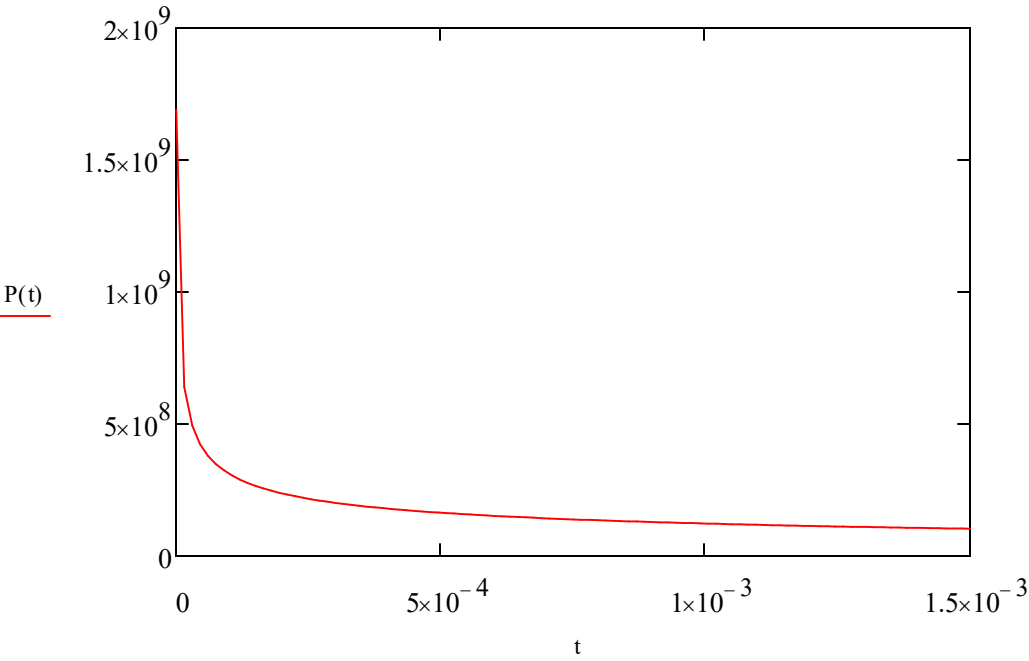
Sönümlleme sabitinin değışimi

$$P(t) := P_{\max}(t) \cdot \exp\left(-\frac{t - t_0}{\Theta(t)}\right)$$

--

P(t) =

	0
0	$1.69 \cdot 10^9$
1	$6.397 \cdot 10^8$
2	$4.951 \cdot 10^8$
3	$4.244 \cdot 10^8$
4	$3.799 \cdot 10^8$
5	$3.484 \cdot 10^8$
6	$3.245 \cdot 10^8$
7	$3.055 \cdot 10^8$
8	$2.899 \cdot 10^8$
9	$2.768 \cdot 10^8$
10	$2.655 \cdot 10^8$
11	$2.557 \cdot 10^8$
12	$2.47 \cdot 10^8$
13	$2.393 \cdot 10^8$
14	$2.324 \cdot 10^8$
15	...

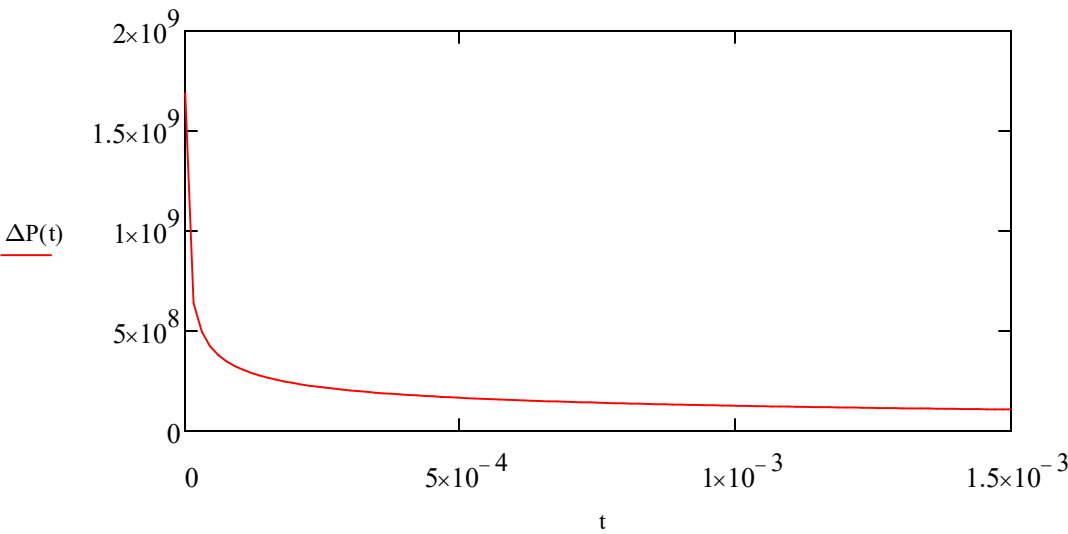


--

$\Delta P(t) := P_{\max}(t) - P_0$

$\Delta P(t) =$

	0
0	$1.69 \cdot 10^9$
1	$6.401 \cdot 10^8$
2	$4.957 \cdot 10^8$
3	$4.251 \cdot 10^8$
4	$3.808 \cdot 10^8$
5	$3.494 \cdot 10^8$
6	$3.256 \cdot 10^8$
7	$3.067 \cdot 10^8$
8	$2.912 \cdot 10^8$
9	$2.781 \cdot 10^8$
10	$2.67 \cdot 10^8$
11	$2.572 \cdot 10^8$
12	$2.486 \cdot 10^8$
13	$2.41 \cdot 10^8$
14	$2.341 \cdot 10^8$
15	...



DEL GROSSO COEFFICIENTS

$$C_{000} := 1402.392$$

$$C_{T1} := 0.5012285 \cdot 10^1$$

$$C_{T2} := -0.551184 \cdot 10^{-1}$$

$$C_{T3} := 0.221649 \cdot 10^{-3}$$

$$C_{S1} := 0.1329530 \cdot 10^1$$

$$C_{S2} := 0.1288598 \cdot 10^{-3}$$

$$C_{P1} := 0.1560592$$

$$C_{P2} := 0.2449993 \cdot 10^{-4}$$

$$C_{P3} := -0.8833959 \cdot 10^{-8}$$

$$C_{ST} := -0.1275936 \cdot 10^{-1}$$

$$C_{TP} := 0.6353509 \cdot 10^{-2}$$

$$C_{T2P2} := 0.2656174 \cdot 10^{-7}$$

$$C_{TP2} := -0.1593895 \cdot 10^{-5}$$

$$C_{TP3} := 0.5222483 \cdot 10^{-9}$$

$$C_{T3P} := -0.4383615 \cdot 10^{-6}$$

$$C_{S2P2} := -0.1616745 \cdot 10^{-8}$$

$$C_{ST2} := 0.9688441 \cdot 10^{-4}$$

$$C_{S2TP} := 0.4857614 \cdot 10^{-5}$$

$$C_{STP} := -0.3406824 \cdot 10^{-3}$$

Table of Coefficients

Coefficients	Numerical values
C_{000}	1402.392
C_{T1}	0.5012285E1
C_{T2}	-0.551184E-1
C_{T3}	0.221649E-3
C_{S1}	0.1329530E1
C_{S2}	0.1288598E-3
C_{P1}	0.1560592
C_{P2}	0.2449993E-4
C_{P3}	-0.8833959E-8
C_{ST}	-0.1275936E-1
C_{TP}	0.6353509E-2
C_{T2P2}	0.2656174E-7
C_{TP2}	-0.1593895E-5
C_{TP3}	0.5222483E-9
C_{T3P}	-0.4383615E-6
C_{S2P2}	-0.1616745E-8
C_{ST2}	0.9688441E-4
C_{S2TP}	0.4857614E-5
C_{STP}	-0.3406824E-3

$$\Delta C_T := C_{T1} \cdot T + C_{T2} \cdot T^2 + C_{T3} \cdot T^3 = 106.747$$

$$\Delta C_S := C_{S1} \cdot S + C_{S2} \cdot S^2 = 53.387$$

$$\Delta C_{P(t)} := C_{P1} \cdot P(t) + C_{P2} \cdot P(t)^2 + C_{P3} \cdot P(t)^3$$

	0
0	-4.267·10 ¹⁹
1	-2.313·10 ¹⁸
2	-1.072·10 ¹⁸
3	-6.751·10 ¹⁷
4	-4.843·10 ¹⁷
5	-3.736·10 ¹⁷
6	-3.019·10 ¹⁷
7	-2.519·10 ¹⁷
8	-2.153·10 ¹⁷
9	-1.873·10 ¹⁷
10	-1.654·10 ¹⁷
11	-1.477·10 ¹⁷
12	-1.332·10 ¹⁷
13	-1.211·10 ¹⁷
14	-1.108·10 ¹⁷
15	...

$$\begin{aligned} \Delta C_{STP(t)} := & C_{TP} \cdot T \cdot P(t) + C_{T3P} \cdot T^3 \cdot P(t) + C_{TP2} \cdot T \cdot P(t)^2 + C_{T2P2} \cdot T^2 \cdot P(t)^2 + C_{TP3} \cdot T \cdot P(t)^3 \dots \\ & + C_{ST} \cdot S \cdot T + C_{ST2} \cdot S \cdot T^2 + C_{STP} \cdot S \cdot T \cdot P(t) + C_{S2TP} \cdot S^2 \cdot T \cdot P(t) + C_{S2P2} \cdot S^2 \cdot P(t)^2 \end{aligned}$$

--

	0
0	$7.567 \cdot 10^{19}$
1	$4.101 \cdot 10^{18}$
2	$1.902 \cdot 10^{18}$
3	$1.197 \cdot 10^{18}$
4	$8.589 \cdot 10^{17}$
5	$6.625 \cdot 10^{17}$
6	$5.353 \cdot 10^{17}$
$\Delta C_{STP(t)} =$	7 $4.468 \cdot 10^{17}$
	8 $3.818 \cdot 10^{17}$
	9 $3.322 \cdot 10^{17}$
	10 $2.933 \cdot 10^{17}$
	11 $2.619 \cdot 10^{17}$
	12 $2.362 \cdot 10^{17}$
	13 $2.147 \cdot 10^{17}$
	14 $1.966 \cdot 10^{17}$
	15 ...

$$C_0(t) := C_{000} + \Delta C_T + \Delta C_S + \Delta C_P(t) + \Delta C_{STP}(t)$$

$C_0(t) =$

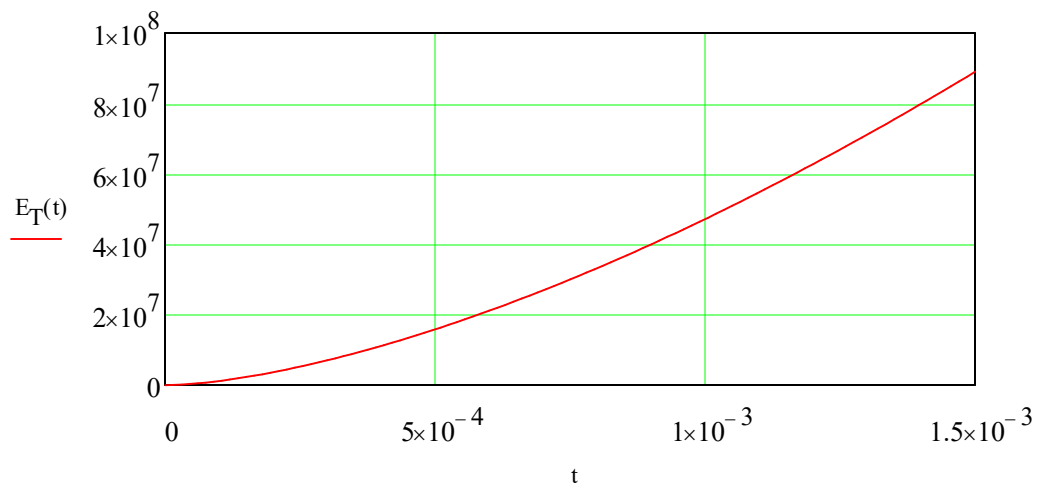
	0
0	$3.3 \cdot 10^{19}$
1	$1.789 \cdot 10^{18}$
2	$8.294 \cdot 10^{17}$
3	$5.222 \cdot 10^{17}$
4	$3.746 \cdot 10^{17}$
5	$2.89 \cdot 10^{17}$
6	$2.335 \cdot 10^{17}$
7	$1.949 \cdot 10^{17}$
8	$1.665 \cdot 10^{17}$
9	$1.449 \cdot 10^{17}$
10	$1.279 \cdot 10^{17}$
11	$1.142 \cdot 10^{17}$
12	$1.03 \cdot 10^{17}$
13	$9.366 \cdot 10^{16}$
14	$8.574 \cdot 10^{16}$
15	...

$$E_T(t) := \frac{4 \cdot \pi \cdot R(t)^2}{\rho_0 \cdot C_0(t)} \cdot \left[\left(1 - 1.6 \cdot 10^{-6} \cdot P_{\max}(t) \right) \cdot \int_0^t \Delta P(t)^2 dt + \frac{C_0(t)}{2 R(t)} \cdot \left(\int_0^t \Delta P(t) dt \right)^2 \right] \rightarrow \frac{4 \cdot \pi \cdot \left[-83.39 \right]}{}$$

--

$$E_T(t) =$$

	0
0	0
1	$5.104 \cdot 10^4$
2	$1.669 \cdot 10^5$
3	$3.286 \cdot 10^5$
4	$5.285 \cdot 10^5$
5	$7.618 \cdot 10^5$
6	$1.025 \cdot 10^6$
7	$1.317 \cdot 10^6$
8	$1.634 \cdot 10^6$
9	$1.976 \cdot 10^6$
10	$2.34 \cdot 10^6$
11	$2.727 \cdot 10^6$
12	$3.135 \cdot 10^6$
13	$3.564 \cdot 10^6$
14	$4.011 \cdot 10^6$
15	$4.478 \cdot 10^6$
16	$4.963 \cdot 10^6$
17	$5.466 \cdot 10^6$
18	$5.987 \cdot 10^6$
19	$6.524 \cdot 10^6$
20	$7.077 \cdot 10^6$
21	$7.647 \cdot 10^6$
22	$8.233 \cdot 10^6$
23	$8.834 \cdot 10^6$
24	$9.45 \cdot 10^6$
25	$1.008 \cdot 10^7$
26	$1.073 \cdot 10^7$
27	$1.139 \cdot 10^7$
28	$1.206 \cdot 10^7$
29	$1.275 \cdot 10^7$
30	...



--



--

$\frac{1}{(51279)^3} \Bigg]^{1.18} + 1 \Bigg] \cdot \int_0^t \left[5.212e7 \cdot \frac{0.387087664062779674}{(0.22568091144548782129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t))} \right]$

$-56.160742005089719368285802 \cdot t$ $-7.378142194139376e13 \cdot e$	$\left[\begin{array}{l} -56.160742005089719368285802 \cdot t \\ -7.378142194139376e13 \cdot e \end{array} \right]$
--	---

$\frac{0.38708766406277967472}{4548782129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)}^{\frac{1}{3}}$	$\left. \begin{array}{l} 1.18 \\ - 15 \end{array} \right\}$
$\frac{0.38708766406277967472}{(0.22568091144548782129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)}^{\frac{1}{3}}$	$\left. \begin{array}{l} 0.185 \end{array} \right\}$

$\left[\begin{array}{l} 08.2875 \text{ dt} \\ -7.19818750647744\text{e}10 \cdot \text{e} \end{array} \right]^2 \cdot \left[\begin{array}{l} -56.160742005089719368285802 \cdot t \\ (0.225680911445487 \end{array} \right]$	
$\left[\begin{array}{l} 0.38708766406277967472 \\ (0.22568091144548782129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.000008355634512324505 \end{array} \right]$	

$\frac{0.38708766406277967472}{82129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)^{\frac{1}{3}}}$	$\left. \begin{array}{l} 0.185 \\ \frac{1}{3} \end{array} \right] \cdot \left[\begin{array}{l} \\ (0.2256809114454 \end{array} \right.$
$\frac{1}{1279)^{\frac{1}{3}}}$	$\begin{array}{l} - 28.080371002544859684142901 \cdot t \\ + 8.50493099179489e9 \cdot e \end{array} \left[\begin{array}{l} \\ (0.2256809114454878 \end{array} \right.$
	

$\frac{0.38708766406277967472}{48782129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)^{\frac{1}{3}}}$	$\left. \begin{array}{l} -2.36 \\ + 8.29 \end{array} \right\}$
$\frac{0.38708766406277967472}{2129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)^{\frac{1}{3}}}$	$\left. \begin{array}{l} -0.185 \\ \end{array} \right\} \left[\begin{array}{l} \\ (0.2256809114454 \end{array} \right]$

$- 28.080371002544859684142901 \cdot t$ $74936505316e6 \cdot e$	$\left[\frac{0.38708766}{(0.22568091144548782129 \cdot \sin(26.677804307 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279) + 0.0000083556345123245051279} \right]^{1.18} + 9.916$
$2 \cdot \left(\frac{2.8359899738103729 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0}{4 \cdot \pi} \right)$	
0.38708766406277967472	$\left[\frac{1}{3} \right]^{1.18} + 9.916$

$\frac{406277967472}{767260191 \cdot t + 0.0000083556345123245051279} \Big)^{\frac{1}{3}} - 0.185$	$\left[\frac{0.387}{(0.22568091144548782129 \cdot \sin(26.67780))} \right]$
$\left(\frac{0.000105}{3} \right)$	
$- 84.241113007634579052428703 \cdot t$	$\left[\frac{0.387}{(0.22568091144548782129 \cdot \sin(26.67780))} \right]$
$98484910451888e17 \cdot e$	
	

--

$\left[\frac{708766406277967472}{(4307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)^{\frac{1}{3}}} \right]^{1.18} + 9.6751071698580672e14 \cdot e$

--

$\left[\frac{708766406277967472}{(4307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)^{\frac{1}{3}}} \right]^{0.185} \cdot \left[(0.22568091144548782129 \cdot \sin(26. \right.$
--



--

$$-84.241113007634579052428703 \cdot t \left[\frac{0.38708766406277967472}{(0.22568091144548782129 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.0000083556345123245051279)^{\frac{1}{3}}} \right]^{3.54} + 1.5894700578259999$$

--



--

$\left(\frac{3729 \cdot \sin(26.677804307767260191 \cdot t) + 0.000105}{4 \cdot \pi} \right)^{\frac{2}{3}}$	
	*

ÖZGEÇMİŞ

Ad-Soyad : Fuat KABAKÇIOĞLU

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2006, Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Fakültesi
Gemi inşaatı ve makinaları Mühendisliği
- **Yüksek Lisans** : 2012, İstanbul Teknik Üniversitesi, Gemi İnşaatı ve Gemi
Makinaları Fakültesi, Gemi inşaatı ve makinaları Mühendisliği

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2005 Senesinden itibaren Admarin tersanesi, Özata Tersanesi, RMK Marine, STM, Chevron Oil UK, BMT Special Ship Design, BAR Technologies şirketlerinde çalıştı.

DOKTORA TEZİNDEN TÜRETİLEN YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **Kabakçioğlu, F.**, Bayraktarkatal, E., 2023. Sobol Sensitivity Analysis and Acoustic Solid Coupling Approach to Underwater Explosion, *Ocean Engineering*, <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2023.114752>

