



**HAD ANALİZLERİ VE ADJOINT METODU
KULLANILARAK KÖPRÜ AYAĞI
GEOMETRİLERİNİN AKIMA DAYALI ŞEKİL
OPTİMİZASYONU**

Doktora Tezi

Volkan KİRİÇÇİ

Eskişehir 2024

**HAD ANALİZLERİ VE ADJOINT METODU KULLANILARAK KÖPRÜ
AYAĞI GEOMETRİLERİNİN AKIMA DAYALI ŞEKİL OPTİMİZASYONU**

Volkan KİRİÇÇİ

Doktora Tezi

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Hidrolik Bilim Dalı

Danışman: Doç. Dr. Ahmet Ozan ÇELİK

Eskişehir

Eskişehir Teknik Üniversitesi

Lisansüstü Eğitim Enstitüsü

Ocak 2024

JÜRİ VE ENSTİTÜ ONAYI

Volkan KİRİÇÇİ'nin HAD ANALİZLERİ VE ADJOINT METODU KULLANILARAK KÖPRÜ AYAĞI GEOMETRİLERİNİN AKIMA DAYALI ŞEKİL OPTİMİZASYONU başlıklı çalışması 18/01/2024 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından değerlendirilerek "Eskişehir Teknik Üniversitesi Lisansüstü Eğitim-Öğretim ve Sınav Yönetmeliği"nin ilgili maddeleri uyarınca, İnşaat Mühendisliği Anabilim dalında Doktora Tezi olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

Unvan Adı Soyadı

İmza

Üye	: Doç. Dr. A. Ozan ÇELİK
Üye	: Prof. Dr. T. Hikmet KARAKOÇ
Üye	: Prof. Dr. V. Ş. Özgür KIRCA
Üye	: Dr. Öğr. Üyesi Adil AKGÜL
Üye	: Dr. Öğr. Üyesi Taylan BAĞCI

Prof. Dr. Semra KURAMA

Lisansüstü Eğitim Enstitüsü Müdürü

18/01/2024

DANIşMAN ONAYI

Danişmanlığını yürüttüğüm Doktora ğrencisi Volkan KİRİÇÇİ, HAD ANALİZLERİ VE ADJOINT METODU KULLANILARAK KÖPRÜ AYAğI GEOMETRİLERİNİN AKIMA DAYALI şEKİL OPTİMİZASYONU başlıklı tez çalışmasını tamamlamıştır. Hazırlamış olduğu tez tarafımca incelenmiş ve öğrencinin tez savunma sınavına alınması bilimsel ve etik açıdan uygun görülmüştür.

Tez Danişmanı

Doç. Dr. Ahmet Ozan ÇELİK

ÖZET

HAD ANALİZLERİ VE ADJOINT METODU KULLANILARAK KÖPRÜ AYAĞI GEOMETRİLERİNİN AKIMA DAYALI ŞEKİL OPTİMİZASYONU

Volkan KİRİÇÇİ

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Hidrolik Bilim Dalı

Eskişehir Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, Ocak 2024

Danışman: Doç. Dr. Ahmet Ozan ÇELİK

Akarsu üzerinde inşa edilen köprülerde meydana gelen hasarların büyük bölümü hidrolik nedenlerle ortaya çıkmaktadır. Bu hidrolik nedenlerin başında köprü ayakları civarında oluşan temiz su oyulması gelmektedir. Köprü ayakları inşa edildiği akarsuyun akım yapısını değiştirerek akarsu tabanındaki doğal malzemenin taşınımına neden olmakta ve bu durum köprü ayaklarının oturduğu zemin yapısının bozulmasına neden olarak köprünün yapısal güvenliğini tehlikeye atmaktadır. Özellikle köprü ayağı şeklinin tabandaki oyulma üzerinde önemli etkiye sahip olduğu bilinmektedir.

Bu çalışmada, sıklıkla kullanılan silindirik yapıdaki bir köprü ayağı geometrisinin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ve adjoint şekil optimizasyonu metotları ile akıma dayalı şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Öncelikli olarak köprü ayağının oturduğu rijit tabana etkileyen kayma gerilmelerinin düşürülmesi ve bununla birlikte köprü ayağı geometrisinin kesit alanı ve akım yönündeki projekte alanının korunması amaçlanmıştır. Bu koşullar altında elde edilen optimize geometrinin nihai performansının belirlenmesi için LES türbülans modeli kullanılarak zamana bağlı analizler yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar, optimize edilen köprü ayağı geometrisinin tabana etkileyen maksimum kayma gerilmelerinin zamansal ortalamasını orijinal geometriye göre %5 civarında azaltırken anlık maksimum değerleri ise %50 civarında azalttığını göstermektedir. Ayrıca optimize edilen geometrinin, orijinal geometri kesit alanını ve akım yönündeki projekte alanını oldukça düşük oranda (%1.6) değiştirerek, köprü ayağı yapısal güvenliğini bozmadan temiz su oyulması potansiyelini azaltılabileceği sonucuna varılmıştır.

Anahtar Sözcükler: Köprü ayakları, Temiz su oyulması, HAD, LES, Adjoint şekil optimizasyonu.

ABSTRACT

FLOW-INDUCED SHAPE OPTIMIZATION OF BRIDGE PIERS USING CFD ANALYSES AND ADJOINT METHOD

Volkan KİRİÇÇİ

Department of Civil Engineering

Programme in Hydraulics

Eskişehir Technical University, Institute of Graduate Programs, January 2024

Supervisor: Assoc. Prof. Dr. Ahmet Ozan ÇELİK

The majority of damages occurring in the bridges constructed over rivers mainly attributed to hydraulic reasons. One primary hydraulic factor resulting to these damages is the clear-water scour around the bridge piers. The bridge piers alter the flow pattern of the river, causing the transportation of natural materials in the riverbed and consequently compromising the structural integrity of the bridge piers. Specifically, the shape of the bridge pier is known to have a significant impact on the scouring phenomenon.

This study focuses on the flow-induced shape optimization of a commonly used cylindrical bridge pier geometry using Computational Fluid Dynamics and adjoint shape optimization methods. The main objective is to reduce the shear stresses acting on the rigid riverbed while preserving the cross-sectional area and the projected area of the pier in the flow direction. Transient analyses are performed using Large Eddy Simulation turbulence model to determine the overall performance of the optimized geometry. The results indicate that the optimized bridge pier geometry reduces the time average of maximum shear stresses acting on the riverbed by approximately 5% compared to the original geometry. Furthermore, the instantaneous maximum values are reduced by around 50%. It was also concluded that the optimized geometry could reduce the potential for clear-water scour without compromising the structural safety of the bridge pier by changing the original geometry cross-sectional area and the projected area in the flow direction at a very low rate (1.6%).

Keywords: Bridge pier, Clear-water scour, CFD, LES, Adjoint shape optimization.

TEŞEKKÜR

Bu tezin her aşamasında benden hiçbir desteğini esirgemeyen ve bilgileriyle çalışmalarına ışık tutan tez danışmanım Sayın Doç. Dr. Ahmet Ozan ÇELİK'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Tez izleme komitesi üyeleri Sayın Prof. Dr. Hikmet KARAKOÇ ve Sayın Prof. Dr. Veysel Şadan Özgür KARACA'ya komite toplantılarında çalışmama yaptıkları yönlendirmeler ve değerli fikirleri için teşekkür ederim. Ayrıca diğer jüri üyelerine de çalışmalarına yapmış oldukları değerlendirmeleri ve yorumları için teşekkür ederim.

Ayrıca her zaman yanımda olan, yoğun çalışmalarım sırasında sabır göstererek desteği ve anlayışını esirgemeyen sevgili eşim Tuğçe KİRİÇÇİ'ye, varlıkları ile hayatıma mutluluk katan canım çocuklarım Mavi ve Atlas KİRİÇÇİ'ye teşekkürü bir borç bilirim.

Desteklerini ve bana olan güvenlerini hep hissettiren annem, kardeşim ve rahmetli babama sevgi, saygı ve teşekkürlerimi sunarım

Volkan KİRİÇÇİ

ETİK İLKE VE KURALLARA UYGUNLUK BEYANNAMESİ

Bu tezin bana ait, özgün bir çalışma olduğunu; çalışmamın hazırlık, veri toplama, analiz ve bilgilerin sunumu olmak üzere tüm aşamalarında bilimsel etik ve kurallara uygun davrandığımı; bu çalışma kapsamında elde edilen tüm veri ve bilgiler için kaynak gösterdiğimi ve bu kaynaklara kaynakçada yer verdiğimi; bu çalışmanın Eskişehir Teknik Üniversitesi tarafından kullanılan “bilimsel intihal tespit programı”yla tarandığını ve hiçbir şekilde “intihal içermediğini” beyan ederim. Herhangi bir zamanda, çalışmamla ilgili yaptığım bu beyana aykırı bir durumun saptanması durumunda, ortaya çıkacak tüm ahlaki ve hukuki sonuçları kabul ettiğimi bildiririm.

Volkan KİRİÇÇİ

İÇİNDEKİLER

Sayfa

BAŞLIK SAYFASI	I
JÜRİ VE ENSTİTÜ ONAYI.....	II
DANIŞMAN ONAYI	III
ÖZET	IV
ABSTRACT.....	V
TEŞEKKÜR	VI
ETİK İLKE VE KURALLARA UYGUNLUK BEYANNAMESİ.....	VII
İÇİNDEKİLER.....	VIII
TABLolar DİZİNİ.....	X
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	XIII
SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ.....	XXII
1. GİRİŞ	1
1.1. Temiz Su Oyulması	2
1.2. Köprü ayakları nedeniyle oluşan akım yapısı ve meydana gelen oyulmalar üzerine yapılmış çalışmalar	3
2. METOT.....	11
2.1. Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği	11
2.2. Adjoint Şekil Optimizasyonu	15
2.2.1. Adjoint şekil optimizasyonu metodu kullanılarak yapılan çalışmalar	17
2.2.2. Adjoint şekil optimizasyon şeması	19
2.3. İki Boyutlu Ön Analizler	22
2.4. Üç Boyutlu Ön Analizler	34
2.4.1. Akım yaklaşım açısına göre optimizasyon	43
2.4.2. Yan yana iki köprü ayağı durumu için optimizasyon.....	50
2.4.3. Arka arkaya iki köprü ayağı durumu için optimizasyon	54

3. HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ METODUNUN DOĞRULANMASI.....	63
4. ADJOİNT OPTİMİZASYON MODELİNİN OLUŞTURULMASI	84
5. LARGE EDDY SIMULATION TÜRBÜLANS MODELİ KULLANILARAK OPTİMİZE KÖPRÜ AYAĞI GEOMETRİSİNİN NİHAİ PERFORMANSININ BELİRLENMESİ	102
6. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	118
KAYNAKÇA.....	121
ÖZGEÇMİŞ	

TABLÖLAR DİZİNİ

Sayfa

Tablo 2.1. Zamandan bağımsız iki boyutlu HAD analiz koşulları	25
Tablo 2.2. Adjoint çevrimleri sonucu elde edilen geometrilerin akım yönündeki kuvvet değerleri	30
Tablo 2.3. Zamandan bağımsız üç boyutlu HAD analiz koşulları	35
Tablo 2.4. Başlangıç ve optimize geometrileri için tabandaki kayma gerilmeleri ve köprü ayağına etkiyen akım yönündeki kuvvet değerleri	42
Tablo 2.5. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 5° için çözümü ve yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometrinin çözümü	60
Tablo 2.6. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 10° için çözümü ve yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometrinin çözümü	60
Tablo 2.7. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana 2D mesafede konumlandırılmış çözümü ve yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana 2D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü	61
Tablo 2.8. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 2D mesafede konumlandırılmış çözümü ve yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 2D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü	61
Tablo 2.9. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 3D mesafede konumlandırılmış çözümü ve yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 3D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü	62
Tablo 3.1. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deneye ait akım koşulları [2]	65
Tablo 3.2. Dargahi tarafından gerçekleştirilen deneye ait akım koşulları	82

Tablo 4.1. 20 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürükleme kuvveti ve şekil alanının değişimi	85
Tablo 4.2. 40 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürükleme kuvveti ve şekil alanının değişimi	87
Tablo 4.3. 6 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürükleme kuvveti ve şekil alanının değişimi	89
Tablo 4.4. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için sadece köprü ayağı yüzeyinin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürükleme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi	94
Tablo 4.5. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için sadece köprü ayağı yüzeyi ve çözüm alanı taban yüzeyinin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürükleme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi	95
Tablo 4.6. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için sadece köprü ayağı yüzeyi ve çözüm alanı tavan yüzeyinin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürükleme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi	95
Tablo 4.7. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tüm yüzeylerin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürükleme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi	95
Tablo 4.8. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu tabandaki basınç varyansının, tabandaki maksimum kayma gerilmesinin ve akım yönündeki projekte alanın değişimi	98

Tablo 4.9. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen tabandaki normalize basınç dağılımının minimum ve maksimum değerleri.....	100
Tablo 5.1. LES türbülans modeli için kullanılan sayısal ağ konfigürasyonunun şematik gösterimi	109



ŞEKİLLER DİZİNİ

Sayfa

Şekil 1.1. Karalı akım durumda bir silindir etrafındaki akım yapısı [2].	3
Şekil 2.1. Tipik bir çözüm ağından bağımsız HAD çözümü çalışması	13
Şekil 2.2. Tipik bir adjoint geometrik optimizasyon şeması	20
Şekil 2.3. İki boyutlu HAD analizlerine ait çözüm alanının geometrik detayları a) dairesel kesitli geometri b) kare kesitli geometri	23
Şekil 2.4. HAD analizleri için oluşturulan sayısal ağ yapısı a) Dairesel geometri genel görünüm ve çeper yakını ağ sıklaştırma bölgesi b) Kare geometri genel görünüm ve çeper yakını ağ sıklaştırma bölgesi	24
Şekil 2.5. Çözüm alanına ait sınır koşullarının gösterimi	24
Şekil 2.6. Çözüm alanındaki hız dağılımı a) Dairesel geometri b) Kare geometri	26
Şekil 2.7. Çözüm alanındaki basınç dağılımı a) Dairesel geometri b) Kare geometri	27
Şekil 2.8. İki şekil üzerindeki kuvvet vektör dağılımı a) Dairesel geometri b) Kare geometri	27
Şekil 2.9. İki şekil üzerindeki akım yönündeki kuvvetin azaltılmasına yönelik geometrik duyarlılık dağılımı a) Dairesel geometri b) Kare geometri	28
Şekil 2.10. İki şekle uygulanan adjoint geometrik optimizasyon çevrimleri sonucu elde edilen geometriler	30
Şekil 2.11. Başlangıç ve optimize dairesel geometri için çözüm alanındaki hız dağılımı a) başlangıç geometrisi b) optimize geometri	31
Şekil 2.12. Başlangıç ve optimize kare geometri için çözüm alanındaki hız dağılımı a) başlangıç geometrisi b) optimize geometri	31
Şekil 2.13. Adjoint optimizasyon çevrimleri boyunca HAD analizlerindeki artık değerlerin değişimi a) dairesel geometri b) kare geometri	32
Şekil 2.14. Adjoint optimizasyon çevrimleri boyunca HAD analizlerindeki sürüklenme katsayısı değişimi a) dairesel geometri b) kare geometri	33
Şekil 2.15. Üç boyutlu HAD analizleri için oluşturulan sayısal ağ yapısı	35
Şekil 2.16. Dairesel kesitli köprü ayağı için adjoint çözümünden elde edilen akım yönündeki kuvvetin azaltılmasına yönelik duyarlılık dağılımı a) Ön görünüş b) Yan görünüş	36

Şekil 2.17. Kare kesitli köprü ayağı için adjoint çözümünden elde edilen akım yönündeki kuvvetin azaltılmasına yönelik duyarlılık dağılımı a) Ön görünüş b) Yan görünüş	37
Şekil 2.18. Her iki köprü ayağı geometrisi için optimize edilmiş geometrilerin farklı açılardan gösterimi a) Dairesel kesitli geometri b) Kare kesitli geometri	38
Şekil 2.19. Dairesel kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri üzerindeki basınç dağılımları a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri.....	39
Şekil 2.20. Kare kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri üzerindeki basınç dağılımları a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri.....	39
Şekil 2.21. Dairesel kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri için tabandan 1 D mesafede konumlandırılmış yüzey üzerindeki hız dağılımı a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri	40
Şekil 2.22. Kare kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri için tabandan 1 D mesafede konumlandırılmış yüzey üzerindeki hız dağılımı a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri	40
Şekil 2.23. Dairesel ve kare kesitli köprü ayakları için tabanda oluşan kayma gerilmeleri (Köprü ayağı olmadığı durum için elde edilen referans taban kayma gerilmesi maksimum değerleri çıkarılmıştır) a) Dairesel kesitli başlangıç ve optimize geometrisi b) Kare kesitli başlangıç ve optimize geometrisi.....	42
Şekil 2.24. Farklı koşullar için gerçekleştirilen adjoint optimizasyon analizleri a) Akım yaklaşım açısına göre adjoint optimizasyonu b) Yan yana bulunan köprü ayakları için adjoint optimizasyonu c) Arka arkaya bulunan köprü ayakları için adjoint optimizasyonu.....	43
Şekil 2.25. Köprü ayağı geometrisinin optimizasyon öncesi ve sonrası için farklı açılardan gösterimi a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometri c) Yaklaşım açısı 10° için optimize edilmiş geometri.....	44
Şekil 2.26. Optimizasyon öncesi ve sonrası için köprü ayağına etkileyen basınç dağılımının farklı açılardan gösterimi a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometri c) Yaklaşım açısı 10° için optimize edilmiş geometri	47

Şekil 2.27. Akım alanına ait hız dağılımı (tabandan 1D mesafede)	
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü.....	48
Şekil 2.28. Akım alanına ait hız dağılımı (tabandan 1D mesafede)	
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü.....	48
Şekil 2.29. Tabanda meydana gelen kayma gerilmesi	
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü.....	49
Şekil 2.30. Tabanda meydana gelen kayma gerilmesi	
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü.....	49
Şekil 2.31. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin optimizasyon öncesi ve sonrası için yukarıdan ve karşıdan gösterimi	
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi	51
Şekil 2.32. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağına etkiyen optimizasyon öncesi ve sonrası için basınç dağılımlarının karşıdan ve birbirlerine bakan cepheden gösterimi a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi	52
Şekil 2.33. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağı için optimizasyon öncesi ve sonrası için akım alanındaki hız dağılımları (tabandan 1D mesafede)	
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi	53

Şekil 2.34. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağı için optimizasyon öncesi ve sonrası için tabanda meydana gelen kayma gerilmesi dağılımları	
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi	53
Şekil 2.35. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin optimizasyon sonrası için yukarıdan gösterimi	
a) Ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum b) Ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum	55
Şekil 2.36. Arkada bulunan köprü ayağı geometrisinin optimizasyon sonrası için karşıdan ve yandan gösterimi a) Ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum b) Ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum	56
Şekil 2.37. Arkada bulunan köprü ayağı geometrisine optimizasyon sonrası etkileyen basınç dağılımlarının karşıdan ve yandan gösterimi a) Ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum b) Ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum	57
Şekil 2.38. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum için akım alanında oluşturduğu hız dağılımı (tabandan 1D mesafede) a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası	58
Şekil 2.39. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum için akım alanında oluşturduğu hız dağılımı (tabandan 1D mesafede) a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası	58
Şekil 2.40. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum için tabanda meydana gelen kayma gerilmeleri a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası	59
Şekil 2.41. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum için tabanda meydana gelen kayma gerilmeleri a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası	59
Şekil 3.1. Farklı Froude sayılarına göre serbest yüzey profilindeki ortalama değişim [51]. a) $Fr=0,30$ b) $Fr=0,50$ c) $Fr=0,70$ d) $Fr=0,94$	64

Şekil 3.2. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deneye ve bu çalışmada kullanılan HAD modeline ait bozulmamış akım bölgesindeki hız profilleri	66
Şekil 3.3. Bu çalışmada kullanılacak HAD modeline ait çözüm alanı boyutları ve sınır koşullarının gösterimi	67
Şekil 3.4. Sayısal ağ yapısından bağımsız sonuçlar elde edilmesi amacıyla oluşturulan kabadan inceye beş ağ yapısının gösterimi ve toplam eleman sayıları	69
Şekil 3.5. Sayısal ağ yapısından bağımsız sonuçların elde edilebilmesi için oluşturulan farklı ağ yapılarındaki kontrol parametrelerinin değişimi (üstte sürüklenme katsayısı, altta tabandaki maksimum kayma gerilmesi)	70
Şekil 3.6. Farklı ağ yapıları için tabandan 1 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)	71
Şekil 3.7. Farklı ağ yapıları için tabandan 5 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)	72
Şekil 3.8. Farklı ağ yapıları için tabandan 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)	72
Şekil 3.9. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen HAD analizi ve deney ölçümlerinin tabandan belirli mesafelerdeki simetri eksenindeki yataydaki hız bileşenlerinin karşılaştırılması	73
Şekil 3.10. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen HAD analizi ve deney ölçümleri için simetri düzlemindeki yataydaki hız vektörlerinin dağılımı	74
Şekil 3.11. Kaba (4) ve ince (1) ağ yapıları için bu çalışmadaki HAD analizleri sonucu elde edilen simetri düzlemindeki yataydaki hız vektörlerinin dağılımı	75
Şekil 3.12. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ölçümleri, Aly ve Daugherty tarafından gerçekleştirilen HAD analizi sonuçları ve mevcut çalışmadaki HAD analizi sonucu için tabandan 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşenlerinin (u) karşılaştırılması	75

Şekil 3.13. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ölçümleri, Aly ve Daugherty tarafından gerçekleştirilen HAD analizi sonuçları ve mevcut çalışmadaki HAD analizi sonucu için tabandan 1 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşenlerinin (u) karşılaştırılması	76
Şekil 3.14. Deney ölçümleri, zamandan bağımsız ve zamana bağlı HAD analizlerinden elde edilen tabandan 1 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)	77
Şekil 3.15. Deney ölçümleri, zamandan bağımsız ve zamana bağlı HAD analizlerinden elde edilen tabandan 5 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)	77
Şekil 3.16. Deney ölçümleri, zamandan bağımsız ve zamana bağlı HAD analizlerinden elde edilen tabandan 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)	78
Şekil 3.17. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ölçümleri ve Fernandez ve Skurtys tarafından gerçekleştirilen HAD analizi sonuçları için tabandan 5 cm ve 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşenlerinin (u) karşılaştırılması	79
Şekil 3.18. Köprü ayağı memba tarafında simetri eksenindeki ($z=0$) tabandaki kayma gerilmesi amplifikasyonunun Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ve HAD analiz sonuçları.....	80
Şekil 3.19. Köprü ayağı memba tarafında simetri eksenindeki ($z=0$) tabandaki kayma gerilmesi amplifikasyonunun deney ve farklı ağ yapıları için HAD analiz sonuçları.....	81
Şekil 3.20. Deney ölçümleri ve 4 numaralı ağ konfigürasyonuna ait zamandan bağımsız HAD analizlerinden elde edilen köprü ayağından $x/d=1,9$, kanal tabanından $y/y_m=0,1$ mesafedeki, kanal genişliği boyunca yataydaki hız bileşeni (u)	82
Şekil 3.21. Deney ölçümleri ve 4 numaralı ağ konfigürasyonuna ait zamandan bağımsız HAD analizlerinden elde edilen köprü ayağından $x/D=0,57$, kanal tabanından $y/y_m=0,95$ mesafedeki, kanal genişliği boyunca yataydaki hız bileşeni (u)	83

Şekil 4.1. İki boyutlu adjoint şekil optimizasyonu aşamasında kullanılan sanal kutu boyutları ve kontrol noktalarının şematik gösterimi.....	84
Şekil 4.2. 20 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi.....	86
Şekil 4.3. 20 kontrol noktası kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu farklı kutu boyutları için şeklin değişimi	86
Şekil 4.4. 40 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi.....	87
Şekil 4.5. 40 kontrol noktası kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu farklı kutu boyutları için şeklin değişimi	88
Şekil 4.6. 60 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi.....	89
Şekil 4.7. 60 kontrol noktası kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu farklı kutu boyutları için şeklin değişimi	90
Şekil 4.8. Üç boyutlu adjoint şekil optimizasyonu aşamasında kullanılan sanal kutu boyutları ve kontrol noktalarının şematik gösterimi.....	91
Şekil 4.9. N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için farklı serbest deformasyon yüzeyleri uygulanarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen geometrilerin üstten görünüşü.....	92
Şekil 4.10. N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için farklı serbest deformasyon yüzeyleri uygulanarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen geometrilerin karşıdan görünüşü.....	93
Şekil 4.11. N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için farklı serbest deformasyon yüzeyleri uygulanarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen geometrilerin yandan görünüşü.....	93
Şekil 4.12. N40L4 N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu ortaya çıkan köprü ayağı geometrilerinin farklı açılardan görünüşleri a) N60L2 b) N40L4	97

Şekil 4.13. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu tabandaki kayma gerilmesi dağılımı (solda) ve tabandaki normalize basınç dağılımı (sağda).....	99
Şekil 4.14. Temiz su oyulması potansiyelini düşürebilmek amacıyla gerçekleştirilen tüm adjoint şekil optimizasyonları sonucunda elde edilen en uygun geometri (izometrik görünüş)	101
Şekil 5.1. Türbülans enerji spektrumu üzerinde DNS, LES ve RANS yaklaşımlarının çözümleme ve modelleme açısından farkları ve buna bağlı hesaplama yükleri	103
Şekil 5.2. Çözüm alanı boyunca oluşabilecek farklı boyutlardaki türbülans eddy yapılarının ağ boyutları ile çözülebildiği (a, b) ve ağ çözünürlüğünün yeterli olmadığı boyuttaki türbülans eddylerinin ağ altı modeli ile modellendiği durum (c).....	107
Şekil 5.3. Çözüm alanındaki toplam türbülans kinetik enerjisinin yaklaşık %80'inin sayısal ağ ile çözümlenebilmesi için belirlenen “f” kontrol parametresinin gösterimi.....	108
Şekil 5.4. LES türbülans modeli için kullanılan sayısal ağ konfigürasyonunun şematik gösterimi	109
Şekil 5.5. Çözüm alanındaki türbülans kinetik enerjisinin ağ çözünürlüğü ile çözümlenemediği ($f \geq 5$) kısımların kontrol parametresi (f) yardımıyla görselleştirilmesi a) çözüm alanı enine kesit b) çözüm alanı boyuna kesit	110
Şekil 5.6. Köprü ayağı civarındaki anlık normalize hız dağılımı ($y/h = 0.5$) a) orijinal köprü ayağı b) optimize köprü ayağı.....	112
Şekil 5.7. Köprü ayağı civarında tabandaki anlık kayma gerilmesi dağılımı a) orijinal köprü ayağı b) optimize köprü ayağı.....	113
Şekil 5.8. Orijinal geometri için zamana bağlı maksimum kayma gerilmelerinin değişimi.....	114
Şekil 5.9. Optimize geometri için zamana bağlı maksimum kayma gerilmelerinin değişimi.....	115
Şekil 5.10. Orijinal geometri için köprü ayağına etkileyen sürüklenme katsayısının zamana bağlı değişimi.....	116

Şekil 5.11. Optimize geometri için köprü ayağına etkiyen sürüklenme katsayısının zamana bağlı değişimi.....	116
Şekil 5.12. Köprü ağayı civarında anlık vorteks yapılarının Q Kriteri ile gösterimi (solda: izometrik görünüş, sağda: üstten görünüş) a) orijinal köprü ayağı b) optimize köprü ayağı	117



SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

ε	: Türbülans kinetik enerjisinin sönmülenme oranı
DES	: Detached Eddy Simulation
DNS	: Direct Numerical Solution
Fr	: Froude Sayısı
HAD	: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
Hec-Ras	: Hydrologic Engineering Centers River Analysis System
k	: Türbülans kinetik enerjisi
LES	: Large Eddy Simulation
RANS	: Reynolds Ortalamalı Navier Stokes
Re	: Reynolds Sayısı
RNG	: Re-Normalisation Group
SST	: Shear Stress Transport
URANS	: Kararsız Reynolds Ortalamalı Navier Stokes
ω	: Türbülans kinetik enerjisinin özgül sönmülenme oranı
y+	: Boyutsuz çeper mesafesi

1. GİRİŞ

Köprüler, farklı tür ve sınıflandırmalar altında incelenmesinin yanı sıra özetle aralarında vadi, akarsu, deniz gibi bir coğrafi engel bulunan iki yakayı bağlamak amacıyla inşa edilen, üzerinden yaya yolu, karayolu veya demiryolu geçişini sağlayan, ayaklar üzerine oturmuş ulaştırma sanat yapıları olarak tarif edilebilir.

Köprüler, tasarımlarında yapı, ulaştırma, geoteknik, hidroloji ve hidrolik gibi mühendislik disiplinlerinin bir arada değerlendirilmesi gereken özel mühendislik yapılarıdır. Bu bağlamda, bir köprünün yapısal güvenliğinin sadece statik ve deprem etkileri altında değerlendirilmesi yetersiz olacaktır. Yapılan çalışmalarda, akarsular üzerine kurulmuş olan köprülerdeki oluşan ağır hasarların ve yıkılmaların büyük bölümünün köprü ayaklarında zamanla oluşan sürüntü malzemesi (sediment) kaynaklı dolgu ve köprü ayaklarının oturduğu zeminde meydana gelen oyulmalar nedeniyle gerçekleştiği tespit edilmiştir [1]. Söz konusu dolgu ve oyulma mekanizması oldukça karmaşık, düzensiz ve zamana bağlı akım koşulları altında oluşmaktadır. Köprü ayakları inşa edildiği nehir yatağının doğal yapısını değiştirerek, akıma karşı bir direnç göstermekte ve aynı zamanda nehir yatağında daralma bölgeleri oluşturmaktadır. Bu koşullar altında, köprü ayağı ile akım etkileşimi sonucu meydana gelen memba ve mansap su seviyelerindeki değişim, akımda enerji kayıplarına yol açmakta, yüksek ve düşük basınç ve hız alanları oluşturmakta ve ayrıca köprü ayakları civarında çeşitli doğrultularda birbiri ile etkileşimli vorteks yapıları ortaya çıkarmaktadır. Bütün bu etkiler köprü ayaklarının oturduğu zeminin yapısını değiştirerek köprünün yapısal güvenliğini tehdit etmektedir. Bu bağlamda, birçok araştırmacının hem köprü ayakları etrafındaki karmaşık akım koşullarını hem de oyulma mekanizmasını daha detaylı olarak anlayabilmek için çok sayıda deneysel ve analitik çalışmalar gerçekleştirmesine ve çeşitli formül ve bağıntılar türetmesine karşın, genel geçer kabul görmüş bir yöntem bulunmamaktadır. Bu durum, köprü ayaklarının hidrolik tasarımı noktasında halen yeni ve farklı yaklaşımlara ihtiyaç olduğunu ortaya koymaktadır.

Bu çalışmada, farklı akım koşulları altında köprü ayakları etrafındaki akım davranışı bir sayısal modelleme yöntemi olan Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) metodu kullanılarak analiz edilerek, belirli koşullar altında akım tarafından şekillendirilmiş, hidrodinamik direnci düşük, akıma uyumlu bir köprü ayağı geometrisi elde edilmesi amaçlanmaktadır. Akımla şekillendirme süreci kapsamında temel yaklaşım, akımın, karşısındaki köprü ayağı engelini kendi istediği biçimde şekillendirerek, akıma

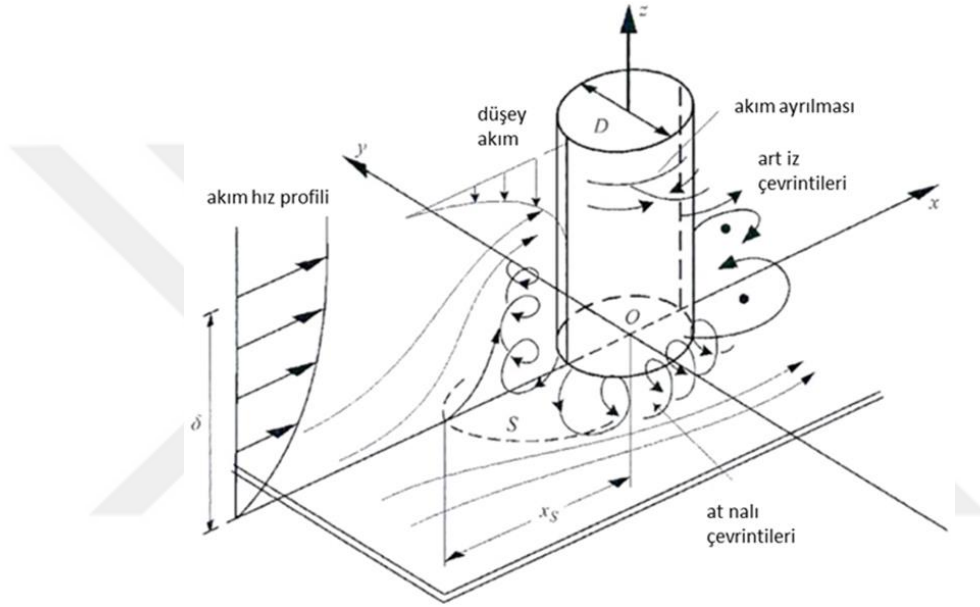
en uygun geometrik yapıya ulaşmak ve dolaylı olarak köprü ayağının oturduğu düzlem üzerine daha düşük akım kuvvetleri yansıtmasını sağlamak olarak belirlenmiştir.

1.1. Temiz Su Oyulması

Köprü ayaklarında meydana gelen oyulma mekanizması, akarsu tabanında oluşan genel oyulmalar (hareketli taban oyulması), nehir yatağında meydana gelmesi muhtemel daralma nedeniyle oluşan oyulmalar (daralma oyulması) ve köprü ayakları civarında oluşan akım yapıları nedeniyle oluşan yerel oyulmalar (temiz su oyulması) olmak üzere üç ana sınıfta incelenmektedir. Bu çalışmada, akım şartları ve köprü ayağı geometrisinin ana faktörler olduğu yerel oyulma durumu üzerinde durulmakta ve buna bağlı olarak akımla şekillendirilmiş köprü ayağı tasarımı ile tabana gelen akım kuvvetlerinin azaltılması amaçlanmaktadır.

Köprü ayakları üzerinde bulundukları nehir yatağındaki tabi akımı ve buna bağlı olarak nehir yatağının yapısını değiştirmektedir. Bu değişim birçok faktörün etkisi altında olmakla birlikte öncelikli olarak, akım koşullarına, köprü ayaklarının geometrik yapısına ve zemin özelliklerine bağlı olarak farklılık göstermektedir. Köprü ayakları nedeniyle akım yatağındaki kesitte meydana gelen daralma bölgeleri, akımın memba tarafında kabarmasına, köprü ayaklarının bulunduğu bölgelerde ise kabarma sonucu potansiyel enerjisi artan akımın hızlanmasına yol açmaktadır. Bununla birlikte, akım köprü ayağının memba yönüne bakan yüzeyi ile karşılaştığında durağan hale gelmekte ve sahip olduğu tüm kinetik enerji basınca dönüşmektedir. Bernoulli prensibine göre söz konusu yüzeyde akımın hızı azalırken basıncı artar. Memba yönünden gelen akımın hız profili serbest yüzeyden tabana doğru azalan bir yapıda olacağından dolayı, köprü ayağının memba yönüne bakan yüzeyinde de basınç artışı serbest yüzeyden tabana doğru azalan yapıda oluşacaktır. Bunun bir sonucu olarak, yüksek basınçtan düşük basınca olmak üzere, serbest yüzeyden tabana doğru bir su jeti meydana gelmektedir. Doğrudan tabana yönelen bu su jeti, köprü ayağı yatağının ön yüzeyinde oyulmaya neden olur. Tabana yönelmiş olan akım ile mansap tarafından tabana paralel doğrultuda gelmekte olan akımın etkileşimi sonucunda ise ayak çevresinde at nalı vorteksleri oluşur. Diğer taraftan, memba yönünden gelen serbest akım köprü ayağı ile karşılaştığında, akımın hızına ve ayağın kesit geometrisine bağlı olarak oluşan ters basınç gradyanları nedeniyle, yüzeyden ayrılma eğilimi gösterir ve ayağın mansap bölgesine doğru art izi vorteksleri oluşturur

(Şekil 1.1). Tüm bu akım yapısı, köprü ayaklarının oturduğu zeminin aşınmasına ve tabanda geometrik bozulmalara yol açar. Tabanda meydana gelen bu tür deformasyonlar, zaman içerisinde köprünün yapısal dengesinin bozulmasına ve hizmet veremeyecek duruma gelmesine neden olabilir. Bu bağlamda, köprü ayaklarının geometrik yapısı nedeniyle akım koşullarını nasıl değiştirdiği ve zemine etkiyen kuvvetlerin değişen akım koşulları altında nasıl etkilendiği değerlendirilmelidir.



Şekil 1.1. Karalı akım durumunda bir silindir etrafındaki akım yapısı [2].

1.2. Köprü ayakları nedeniyle oluşan akım yapısı ve meydana gelen oyulmalar üzerine yapılmış çalışmalar

Dünyada ve ülkemizde yapılan çalışmalar, köprülerde meydana gelen hasarların çoğunlukla hidrolojik ve hidrolik nedenlerle oluştuğunu göstermektedir. Taşkınlar, seller gibi uç akım koşullarının yanı sıra, köprü ayaklarının geometrik tasarımı ve oturduğu zemin üzerine birçok araştırma yapılmakta ve yeni yaklaşımlar geliştirilmeye devam etmektedir. Söz konusu köprü hasarlarında en önemli hidrolik etki, köprü ayakları civarında zeminde meydana gelen oyulma ve buna bağlı köprü ayağı ve zemin arasındaki etkileşimin bozulması olarak gösterilmektedir. Bu nedenle, köprü ayağı etrafındaki akım yapısını ve oyulma mekanizmasını incelemek ve çözüm önerileri sunmak adına çok sayıda deneysel, analitik ve modelleme çalışması gerçekleştirilmiştir.

Öncelikle araştırmacılar oyulma mekanizmasının yapısını inceleyerek, oyulmayı etkileyen faktörlerin tespit edilmesi ve oyulma derinliğine olan etkilerini matematiksel ve istatistiksel olarak belirleme yoluna gitmişlerdir.

Melville ve Sutherland tarafından gerçekleştirilen çalışmada, köprü ayaklarında dengeye ulaşmış oyulma derinliğinin tahmini için bir metot amaçlanmıştır. Farklı akım hızları, farklı akım doğrultu açıları ve farklı sediment boyutları kullanılarak yapılan deneysel veriler yardımı ile silindirik köprü ayakları için oyulma derinlik tahmini eğrileri türetilmiştir [3].

Melville ve Chiew tarafından yayınlanan bir başka çalışmada, silindirik köprü ayaklarında meydana gelen temiz su oyulma derinliğinin, denge durumuna ulaşma süresi üzerine araştırmalar yapılmıştır. Denge durumu oyulma derinliğinin ve bu derinliğe ulaşma süresinin benzer faktörlerden etkilendiği üzerinde durulan çalışmada kullanılan ayak geometrisi, akım hızı ve sediment durumuna bağlı olarak değişmekle birlikte, denge oyulma derinliğinin %50 ile %80 arasındaki derinliğine ulaşılmasının, denge oyulma süresinin %10'u içerisinde meydana geldiği tespit edilmiştir [4].

Yanmaz ve Altınbilek tarafından gerçekleştirilen çalışmada, köprülerin tasarımı aşamasında köprü ayaklarında meydana gelmesi muhtemel oyulma derinliğinin tahmin edilmesine yönelik laboratuvar testleri yapılmıştır. Sediment süreklilik denklemi kullanılarak zamana bağlı yarı ampirik bir analiz sonucunda farklı akım ve sediment durumları için boyutsuz oyulma tahmin eğrileri çıkartılmıştır [5].

Yanmaz ve Üstün tarafından gerçekleştirilen çalışmada, literatürde deneysel olarak incelenmiş farklı köprü ayakları civarındaki oyulmaya etki eden parametreler ile oyulma derinliği arasındaki ilişki analiz edilmiştir. Bu noktada, söz konusu parametrelerdeki belirsizlik, olasılık dağılım fonksiyonları cinsinden belirlenmiştir [6].

Köse ve Yanmaz yayınladıkları çalışmada, dik köprü kenar ayakları etrafındaki temiz su oyulmasının zamana bağlı değişimini veren ampirik ve yarı ampirik nitelikte iki farklı yöntem geliştirilmiş ve yapılan incelemelerde sonuçların deneysel veriler ile uyum içerisinde olduğu gözlemlenmiştir [7].

Lee vd., tarafından yayınlanan çalışmada, köprü ayaklarındaki oyulma derinliğini tespit etmek amacıyla sıklıkla tercih edilen ampirik konvansiyonel yöntemlere bir alternatif olarak spesifik ve lineer olmayan ilişkilerin üstesinden gelebilmek için geri-

yayılım sinir ağıları yöntemi kullanılmıştır. Elde edilen sonuçlar konvansiyonel deneye dayalı yöntemler ile karşılaştırılmış ve kullanılan yöntemin oldukça başarılı olduğu ortaya konmuştur [8].

Azamathulla vd., tarafından yılında yayınlanan çalışmada, köprü ayaklarında oluşan oyulmaya etki eden parametreler ve bu parametrelerin etkileri, regresyon tabanlı konvansiyonel yöntemlere bir alternatif olarak genetik programlama ve yapay sinir ağıları kullanılarak tespit edilmeye çalışılmıştır. Bu amaçla, literatürde yayınlanmış 398 adet sahadan alınmış veri seti kullanılmış ve yöntemi performansı söz konusu veri setlerine dâhil edilmemiş olan durumlar için test edilmiştir. Genetik programlama sonuçlarının, regresyon tabanlı yöntemlere nazaran daha hızlı ve efektif olduğu, yapay sinir ağıları yönteminin de oyulma derinliğini daha doğru tahmin ettiği tespit edilmiştir [9].

Birçok araştırmacı tarafından oyulmayı etkileyen faktörler için farklı formüller ve deneye dayalı bağıntılar ortaya atılmıştır. Ancak tüm bu çalışmaların duruma özgü çözüm yöntemleri sunuyor olması bu bağlamda modelleme çalışmalarının da gerekliliğini ve önemini ortaya çıkarmıştır.

Richardson ve Panchang tarafından gerçekleştirilen çalışmada, köprü ayakları civarındaki maksimum oyulma hesaplamalarında kullanılan formüllerin tutarsız sonuçlar verdiği yaklaşımından yola çıkarak, söz konusu derinliği belirlemek için üç boyutlu bir hidrodinamik model kullanmışlardır. Sayısal model sonuçları, deneysel veriler ile karşılaştırılarak uyumlu oldukları ortaya konmuştur. Deneysel sonuçlar ile daha uyumlu sonuçlar elde edilebilmesi için sayısal analizde kullanılan parametreler üzerine daha hassas ve detaylı bir inceleme gerektiği öne sürülmüştür [10].

Salaheldin vd., tarafından gerçekleştirilen çalışmada, bir HAD çözücüsü olan Fluent programı kullanılarak silindirik bir köprü ayağı etrafındaki akım yapısı sayısal olarak incelenmiştir. Çalışmada, k-ε türbülans modelinin literatürde bu tür çalışmalar için genel olarak zayıf görülmesine karşın, ölçülen akım hız profillerini başarılı bir biçimde doğru hesapladığı ancak ölçülen taban kayma gerilmeleri bakımından sayısal model sonuçlarında tutarsızlıklar olduğu tespit edilmiştir. Sonuç olarak, köprü ayakları etrafındaki ve oyulma bölgesindeki karmaşık akım koşullarının benzetimi açısından bu tür sayısal analiz sonuçlarının oldukça etkili bir yöntem olduğu vurgulanmıştır [11].

Aghaee ve Hakimzadeh tarafından sunulan çalışmada, dairesel kesitli bir köprü ayağı etrafındaki akım yapısı sayısal olarak modellenmiştir. Çalışmada Reynolds Ortalamalı Navier Stokes (RANS) ve Large Eddy Simulation (LES) olmak üzere iki farklı yaklaşım kullanılmış ve karşılaştırılmıştır. Her ne kadar RANS sonuçları daha az hesaplama gücü gerektirmesi ve deneysel sonuçlar ile kabul edilebilir seviyede uyumluluk gösterse de at nalı vortekslerini ve ayağın mansap tarafında oluşan art izi vorteksleri LES modeline göre doğru biçimde yakalamada yetersiz kaldığı bu nedenle taban gerilmelerinde hatalı sonuçlar verebildiği ortaya konmuştur [12].

Zhao vd., tarafından yayınlanan çalışmada, iki farklı çapa sahip silindirik köprü ayağı geometrileri farklı yükseklik ve çap oranına bağlı olarak değiştirilerek yerel oyulma performansları deneysel ve numerik analizlerle değerlendirilmiştir. Nümerik analizlerde $k-\omega$ türbülans modeli kullanılmış ve oyulmayı modelleyebilmek için morfolojik bir model uygulanmıştır. Çalışma sonucunda durağan basınç bölgesinde meydana gelen oyulma derinliğinin silindir çap ve boy oranından bağımsız olduğu tespit edilmiştir [13].

Khosronejad vd., tarafından yayınlanan çalışmada, dairesel, kare ve baklava biçimli üç köprü ayağı kesiti için temiz su oyulması sayısal ve deneysel olarak incelenmiştir. Sayısal analizlerde Kararsız Reynold Ortalamalı Navier Stokes (URANS) metodu ve $k-\omega$ türbülans modeli ile birlikte hareketli nehir yatağı için eğrisel batık sınır koşulu bulunan bir akışkan katı etkileşimi çözümlenmiştir. Çalışma sonucunda, kullanılan URANS metodunun kesit geometrisi bakımından keskinliği yüksek olan baklava biçimli kesite sahip köprü ayağı için oldukça etkili sonuçlar verdiği ancak diğer görece yumuşak hatlara sahip köprü ayağı kesitleri için ise at nalı vorteks yapılarını doğru modelleyemediğini bu sebeple ayağın memba yüzündeki oyulma derinliğini ve zamana oyulma gelişimini hatalı hesapladığı ortaya konmuştur [14].

Demirci vd., yaptıkları çalışmada, dikdörtgen, silindir ve trapez geometriye sahip köprü ayakları etrafındaki akım farklı türbülans modelleri kullanılarak sayısal olarak analiz edilmiş ve deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Buna göre, standart $k-\epsilon$ ve RNG $k-\epsilon$ modellerinin genel hız profilini deneysel sonuçlar ile uyumlu bir biçimde hesapladığı ancak katı cidara yakın bölgelerde farklılıklar bulunduğu ortaya konmuştur [15].

Zhu ve Liu tarafından yayınlanan çalışmada, köprü ayaklarındaki yerel oyulmanın HAD yöntemi ile tahmini yapılmıştır. Çalışmada, türbülans modeli olarak Standart $k-\epsilon$

tercih edilmiş ve sonuçların fiziksel test sonuçları ile uyumlu olduğu ortaya konmuştur. Ancak fiziksel testlerde oyulma sürecine etki eden şev duyarlılığının HAD modelde yansıtılamadığı ve bu nedenle oyulma derinliğinde ve biçiminde farklılıklar gözlemlenebileceği vurgulanmıştır [16].

Köken tarafından yapılan çalışmada, köprü ayaklarının yarattığı daralma sonucu oluşan akım yapısı ve at nalı vortekslerinin oyulmaya olan etkisi Detached Eddy Simulation (DES) türbülans modeli kullanılarak sayısal olarak analiz edilmiştir. Çalışmada büyük daralama oranlarında kayma gerilmesi ve basınç çalkantılarının önemli ölçüde arttığı vurgulanmıştır [17].

Nasr-Allah vd., tarafından gerçekleştirilen çalışmada, kum zeminler üzerindeki köprü ayaklarında farklı daralma oranlarındaki oyulma mekanizması deneysel ve sayısal modelleme ile incelenmiş ve sonuçların uyumlu olduğu gösterilmiştir. Sayısal analizlerde standart k- ϵ modeli kullanılmıştır. Çalışmada, daralmanın artması ile oyulma derinliğinin arttığı ancak belirli bir daralma oranı içerisinde minimum oyulma derinliğinin gözlemlendiği ortaya konmuştur [18].

Hong vd., tarafından yapılan çalışmada, büyük taşkın durumlarındaki köprü ayaklarında meydana gelen toplam oyulma durumunu incelemek için hızlı ve güvenilir yeni bir yöntem ortaya konması amaçlanmıştır. Bir sonlu hacimler hidrolik modeli, genel oyulma hesaplama formülü ve oyulma hesaplama algoritmasının bir arada çalıştırıldığı yöntem, Tayvan'daki Cho-Shui Nehri üzerinde bulunan Mingchu Köprüsü üzerinde test edilmiştir. Analiz edilen su seviyelerinin ve oyulma derinliklerinin saha verileri ile uyumlu olduğu tespit edilmiştir [19].

Kitsikoudis vd., tarafından yayınlanan çalışmada, tabanla mansap yönünde farklı açılarda yerleştirilmiş silindirik yapıdaki kazıkların akım alanına ve tabandaki oyulmaya etkisi modellenmiş ve deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, açı arttıkça söz konusu kazıkların akıma daha uyumlu davrandığı, vortex salınımlarının baskılandığı, oyulma alanı ve derinliklerinin büyük oranda azaldığı tespit edilmiştir [20].

Soydan vd., yaptıkları çalışmada, dairesel bir köprü ayağı etrafındaki akımı deneysel ve sayısal olarak incelemiştir. Aynı koşullar altında gerçekleştirilen fiziksel ve sayısal analizler neticesinde Lazer Doppler Anemometresi kullanılarak elde edilen sonuçlar ile farklı türbülans modelleri kullanılarak gerçekleştirilen sayısal analiz

sonuçlarını karşılaştırmışlardır. Sonuç olarak, realizable k- ϵ modelinin, standart k- ϵ ve RNG k- ϵ modellerine kıyasla deneysel veri ile uyumluluk açısından daha başarılı olduğu tespit edilmiştir [21].

Oyulma mekanizmasının deneysel ve modelleme yolu ile incelenmesinin yanı sıra oyulmayı azaltmaya ve hatta engellemeye yönelik, köprü ayağı geometrisinin değiştirilmesi, akarsu yatağındaki malzemenin farklı yöntemlerle korunması ya da köprü ayakları civarında meydana gelmesi muhtemel yerel oyulmayı engellemek için akım yapısını değiştiren uygulamalara yönelik çalışmalar da yapılmıştır.

Chiew tarafından yayınlanan çalışmada köprü ayaklarındaki oyulmayı azaltmak için akım yatağında kullanılan rip-rap benzeri uygulamalara alternatif olarak köprü ayağı üzerine boşluk ve yaka uygulanması önerilmiştir. Çalışma sonucunda, ayak çapının dörtte biri genişliğinde bir boşluk uygulamasının dengeye ulaşmış oyulma derinliğini %20 oranında azalttığı tespit edilmiş ve boşluk ve yakanın beraber kullanılması ile bu oranının daha da arttırılabileceği vurgulanmıştır [22].

Kumar vd., tarafından yayınlanan çalışmada köprü ayaklarında meydana gelen oyulmanın azaltılması için kullanılan boşluk ve yaka uygulamalarının etkileri araştırılmıştır. Farklı boşluk ve yaka boyutlarının, farklı akım doğrultularının ve yaka yüksekliklerinin oyulmayı nasıl etkilediği deneysel olarak incelenmiştir. Sonuç olarak, yatağa kadar uzanan boşluk yapısının oyulmayı önemli ölçüde azalttığı ancak akımın köprü ayağı ile karşılaşma açısında meydana gelebilecek değişkenliklerin uygulanan boşluğun etkisini ortadan kaldıracabileceği vurgulanmıştır. Diğer taraftan dairesel yaka uygulamasının da oyulma karşısında etkili olduğu ve yatağa yakın ve geniş çaplı yakaların daha iyi sonuçlar verdiği ortaya konmuştur [23].

Zarrati vd., tarafından yapılan çalışmada, dikdörtgen biçimli köprü ayaklarında oyulmanın kontrol altına alınması ve azaltılması adına köprü ayağının taban kısmına belirli yüksekliklerde yaka uygulanması üzerine bir inceleme gerçekleştirilmiştir. Böylece köprü ayağının akım ile karşılaştığı cephesinde oluşan tabana yönelmiş su jetinin etkisinin zayıflatılması ve oyulmanın azaltılması amaçlanmıştır. Farklı yaka yükseklikleri ve yapıları altında testler tekrarlanarak oyulma derinliği açısından en uygun durum araştırılmıştır [24].

Yücel ve Namlı yayınladıkları çalışmada, su ve diğer faktörlerin köprü ayakları etrafındaki bozulmalara etkisinin araştırmışlardır. Bu araştırma neticesinde, köprü ayaklarındaki aşınmanın etkilerinin azaltılması için ayakların etrafına geçirilmiş plastik veya metalden yapılmış hasırlar uygulanabileceği önerisi sunulmuştur [25].

Yanmaz ve Apaydın tarafından yapılan çalışmada, mevcut akarsu köprüleri alt yapı elemanlarının rip-rap adı verilen örtü tabakası ile korunmasına yönelik değerlendirmeler yapılmıştır. Bu bağlamda tasarım koşulları detaylı olarak incelenmiş projelerde rip-rap kullanımının rijit kaplamalara göre daha pratik ve ekonomik olduğu öne sürülmüştür. Çalışmanın devamında, Fol Deresi üzerinde bulunan Fol-1 Köprüsü için örnek bir uygulama yapılmıştır. Köprü etrafındaki akımın analizi için HEC-RAS yazılımı kullanılmıştır. Ayaklar etrafında oyulma derinliği hesaplanmış ve köprü'nün sağ orta ayak grubunun etrafına rip-rap kaplama yapma gerekliliği belirtilmiştir [26].

Tafarojnoruz vd., tarafından yayınlanan çalışmada akım davranışını değiştirerek oyulmayı azaltmaya yönelik farklı uygulamalar deneysel olarak incelenmiş ve kıyaslanmıştır. Batık kanatçıklar, taban eşikleri, kazıklar, yakalar, oyuklar ve diş açma gibi altı farklı yaklaşım için temiz su oyulması performansı test edilmiştir. Sonuç olarak yaka, oyuk ve kazık uygulamalarının oyulma üzerinde diğerlerine nazaran daha etkili olduğu anlaşılmıştır [27].

Pasha vd., tarafından yapılan çalışmada, farklı köprü ayağı geometrileri ve akım koşulları için oyulma mekanizmasının nasıl değiştiği incelenmiştir. Çalışma sonuçlarına göre köprü ayağı genişliğinin ve şeklinin oyulma derinliği üzerinde oldukça etkili olduğu gösterilmiştir. Öyle ki, eliptik kesitli bir köprü ayağının, baklava kesitli bir köprü ayağına nazaran %15 daha az, dairesel kesitli bir köprü ayağına göre ise %10 daha az bir oyulma derinliğine neden olduğu ortaya konmuştur [28].

Yıldırım ve Yanmaz tarafından yayımlanan çalışmada köprü ayakları etrafındaki oyulmaları kontrol etmek amacıyla yapılan kaplama elemanlarının tasarım kriterleri irdelenmiş ve bu amaçla geliştirilen program tanıtılmıştır. Bu program, Rize ilinde yer alan mevcut bir köprü projesine uygulanmıştır. Köprü bölgesinde planda düz olan akarsu için su yüzü profilleri HEC-RAS yazılımı ile çalışılmış, gerekli akım parametreleri geliştirilen programa girdi olarak sunulmuş ve çeşitli seçenekler için kaplama projeleri detaylandırılmıştır [29].

Li ve Tao yayınladıkları çalışmada aynı blokaj oranına sahip köprü ayağı kesitlerini farklı eğrilik değerleri kullanarak bir parametrik optimizasyon uygulamış ve oyulma potansiyelini açısından karşılaştırmışlardır. Çalışma sonucunda elde edilen kesit geometrisinin üç boyutlu HAD analizleri sonucunda tabana etkiyen maksimum kayma gerilmesini öneli ölçüde düşürdüğü gözlemlenmiştir [30].

Yukarıdaki çalışmanın devamı olarak aynı ekip bu defa parametrik optimizasyon sonucu elde edilen köprü ayağı kesiti için düşey düzlemde farklı eğrilik değerlerine sahip köprü ayağı geometrilerini kıyaslayarak tabandaki kayma gerilmesini azaltmak amacıyla en uygun köprü ayağı şeklini ortaya koymaya çalışmıştır. Çalışmadan elde edilen köprü ayağı geometrisinin oyulma potansiyelini önemli ölçüde azalttığı öne sürülmüştür [31].

Chen vd., tarafından yapılan çalışmada köprü ayaklarına eklenen farklı boyutlarda ve tabandan farklı yüksekliklerde kancalı yaka uygulamalarının akım davranışına ve tabandaki oyulmaya etkisi araştırılmıştır. Yaka kullanılmayan köprü ayağı durumu ile karşılaştırıldığında, taban seviyesinde ve tabanın altına gömülmüş iki kancalı yaka uygulamamasının oyulmayı azaltması açısından en iyi performansı verdiği görülmüştür [32].

Farklı bir yaklaşım olarak, Tao vd., doğadan esinlenilmiş bir köprü ayağı geometrisinin tabanda meydana gelen oyulmayı önleme noktasındaki etkisini araştırmışlardır. Yapılan deneysel çalışmalar sonucunda kutu balığı ve mavi köpek balığı şekillerinden esinlenilmiş akıma uyumlu bir köprü ayağı geometrisinin ve tabana uygulanan bir bio-çimento yaklaşımının oyulmayı büyük ölçüde azalttığı öne sürülmüştür [33].

Farooq ve Ghumman tarafından yayınlanan çalışmada, farklı köprü ayağı geometrilerinin ve ayrıca bu geometrilere uygulanabilecek modifikasyonların oyulma üzerindeki etkisi incelenmiştir. Farklı köprü ayağı geometrileri arasında sekizgen kesitli köprü ayağının diğerlerine göre oyulmaya karşı daha etkili olduğu belirtilmiştir. Daha sonra sekizgen kesitli köprü ayağı geometrisine uygulanan modifikasyonlar sonucu oyulmanın daha da azaltıldığı görülmüştür. En uygun koşulun ise sekizgen kesitli köprü ayağı ile birlikte kablolu bir kancalı yaka yapısı ve köprü ayağına akım doğrultusunda uygulanmış oyuk yapısının olduğu gösterilmiştir [34].

2. METOT

Köprü ayakları nedeniyle oluşan yerel oyulma mekanizmasının anlaşılması, oyulma derinliklerinin tahmin edilmesi ve önlenmesine yönelik birçok analitik, deneysel ve sayısal modelleme analizi yapılmış ve yapılmaya devam etmektedir. Bu çalışmada diğerlerinden farklı olarak, doğrudan akarsu tabanında meydana gelen oyulma incelenmeyecek, bu oyulmaya neden olan akım yapısı ve bu akım yapısını meydana getiren köprü ayağı geometrisi üzerinde durulacaktır. Oyulmayı azaltmaya yönelik yapılan çalışmalarda çoğunlukla, konvansiyonel köprü ayağı kesitleri üzerinden akım yapısı ve bu akım yapısının neden olduğu oyulmayı engellemeye yönelik önlemler üzerinde durulmaktadır. Bir başka bakış açısı ile değerlendirildiğinde, oyulma akımın karşısına çıkan köprü ayağı engelini değiştiremediği için akarsu tabanını değiştirme eğilimi göstermesi olarak düşünülebilir. Bu bağlamda, akımın köprü ayağı geometrisini değiştirmesi sağlanarak, akarsu tabanına daha az akım kuvveti uygulayacağı yaklaşımı izlenecektir. Sonuç olarak ise konvansiyonel köprü ayağı geometrilerine alternatif olarak akımla şekillendirilmiş bir geometri tespit edilmeye çalışılacaktır. Alternatif köprü ayağı geometrilerinin elde edilmesi aşamasında ise HAD ve adjoint şekil optimizasyonu yöntemleri kullanılacaktır.

2.1. Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği

Çalışma bünyesinde, söz konusu akımla şekillendirilmiş köprü ayağı tasarımı için öncelikle sıklıkla kullanılan bir dairesel kesitli köprü ayağı geometrisine belirli akım koşulları dahilinde rijit taban üzerinde üç boyutlu HAD analizleri uygulanacak ve buradan elde edilen akım verisi yardımı ile adjoint şekil optimizasyonu aşamasında tabana etkiyen akım kuvvetleri açısından iyileştirilmiş bir köprü ayağı geometrisi ortaya çıkarılacaktır.

HAD, temel akışkanlar mekaniği denklemleri kullanılarak akışkan hareketinin benzetiminin yapılmasını sağlayan bir sayısal yöntemdir. Akışkanlar hareketini tanımlayan temel denklemler, kütle, momentum ve enerjinin korunumu prensibinden türetilmiş olan Navier-Stokes denklemleridir. Navier-Stokes denklemlerinin karmaşık ve lineer olmayan (eliptik, hiperbolik) diferansiyel ifadeler içermesi nedeniyle doğrudan mümkün değildir. Özellikle uzayda üç boyutta çözüm gerektiren problemlerde, çözülmesi gereken terim sayısı ile kullanılan denklem

takımı sayısı da artmaktadır. Bu nedenle bazı durumlarda çözümü yapılacak probleme özgü kabuller yapılarak denklemler belirli parametreler çerçevesinde sadeleştirilebilir (sıkıştırılmaz akım kabulü, laminar akım durumu). Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği metodunda ise söz konusu denklemler türetilmiş çeşitli şemalar kullanılarak, uzayda ve zamanda belirli dereceden hassasiyetlerde ayrıklaştırılarak cebrik formlara dönüştürülürler ve bilgisayar hesaplama gücü yardımı ile istenilen koşullar altında hesaplanabilirler.

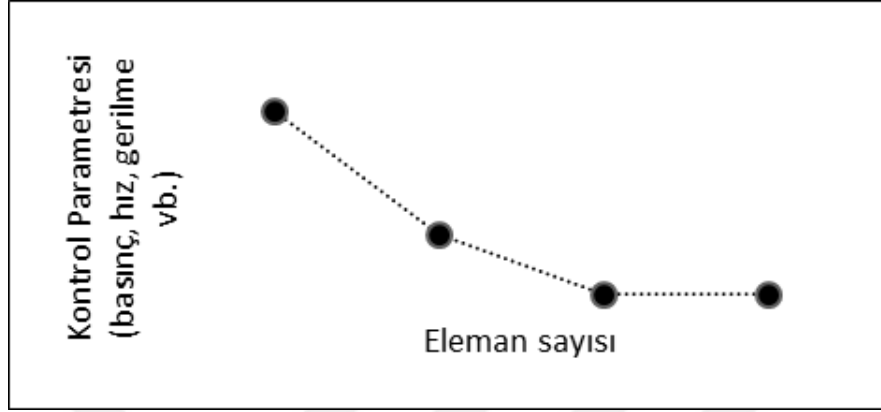
HAD çözümünün ilk aşaması probleme ait çözüm alanını belirleyen geometrinin hazırlanmasıdır. İncelenmesi planlanan probleme bağlı olarak geometri iki boyutlu veya üç boyutlu olabilir. ANSYS Fluent çözücüsü, sonlu hacimler metodlarını kullanarak iki boyutta ve üç boyutta çözümler yapabilmektedir. Modelin geometrisi hazırlanırken eğer bir katı akışkan etkileşimi analiz edilmeyecek ise doğrudan akışkana ait çözüm alanı, ancak akışkan katı etkileşimi ile ilgileniliyorsa katıya ait geometride yapısal çözücü içerisinde modele dâhil edilmelidir.

Çözüm ağının (mesh) oluşturulması aşaması bir HAD çözümünün en kritik ve çözümün sonuçlarına doğrudan etki eden aşamalarından biridir. Daha önce geometrisi hazırlanmış olan akışkana ait çözüm alanı sonlu küçük hacimlere ayrılarak akışkanın hareket denklemleri her bir sonlu hacim elemanı için çözülerek tüm model için HAD çözümüne ulaşılmış olur. Kullanılacak çözüm ağı elemanlarının biçimi ve boyutları model geometrisi ve çözümlenen problemin fiziksel yapısı göz önüne alınarak belirlenmelidir.

Kullanılan çözüm ağı eleman boyutu ve şekli yapılan çözümün doğruluğuna ve stabilitesine doğrudan etki etmektedir. Her ne kadar küçük eleman boyutu daha hassas bir çözüm elde edilmesini sağlasa da getirdiği hesaplama yükü nedeniyle çözüm süresi ve bilgisayar performans limitlerini zorlamaktadır. Ayrıca çözümü yapılacak fiziksel durumun gerektirdiği hassasiyetin doğru belirlenmesi, gereğinden fazla sayıda eleman kullanılmasını önleyecektir.

Yapılacak HAD çözümünün sonuçlarının kullanılan eleman sayısından bağımsız olması beklenmektedir. Bu nedenle büyükten küçüğe olacak şekilde farklı eleman boyutları kullanılarak aynı çözüm tekrar edilmeli ve akıma ait seçilen kontrol parametresinin daha küçük eleman sayıları için değişmediği ya da kabul edilebilir

mertebede değişiklikler göstermeye başladığı maksimum eleman boyutu belirlenmelidir [35,36] (Şekil 2.1).



Şekil 2.1. Tipik bir çözüm ağından bağımsız HAD çözümü çalışması

Modelin geometrisi ve çözüm ağı oluşturulduktan sonra çözümlenecek problemin ana hatlarının belirlenmesi aşamasına geçilir. Bu anlamda problemin fiziksel koşulları, başlangıç ve sınır şartları, kullanılacak sayısal yöntemin detayları, akışkana ve akıma ait temel parametrelerin tanımlanması gerekmektedir. Çözümlenecek akım durumuna göre çözümün zamana bağlı mı yoksa zamandan bağımsız ortalama sonuçlar verecek şekilde mi çözümlenmesi gerektiğine karar verilmelidir. Akımın zamanla değişmeyen bir davranış sergileyeceğinin ön görüldüğü durumlarda zamandan bağımsız çözümler daha düşük hesaplama yükü getirdiği için pratik uygulamalarda faydalı olmasına karşın anlık akım davranışına yönelik bilgi veremeyeceği için fiziksel model destekli HAD analizlerinde zamana bağlı çözümlerin tercih edilmesi gerekebilmektedir.

HAD çözümünün gerçek koşullara uygun olarak modellenmesi için çözüm alanına ait başlangıç ve sınır şartlarının özenle belirlenmesi gerekmektedir. Çözüm alanına giren veya çıkan akımın hızı, debisi, basıncı, katı çeperle temas eden bölgelerde pürüzlülük, adezyon ve akışkanın aynı anda hem giriş hem çıkış yapmasına izin veren sınır koşulları gibi çözüm yapılan olayın fizikine uygun sınır şartları uygulanabilmektedir.

Aşağıda Navier-Stokes denklemlerini oluşturan üç boyutta süreklilik, momentum ve enerji kısmi diferansiyel denklemleri gösterilmiştir.

Süreklilik;

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \quad (2.1)$$

$$\frac{d\rho}{dt} + u \frac{\partial \rho}{\partial x} + v \frac{\partial \rho}{\partial y} + w \frac{\partial \rho}{\partial z} + p \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) = 0 \quad (2.2)$$

x yönünde momentum;

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v u)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w u)}{\partial z} = \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} \quad (2.3)$$

$$p \frac{Du}{Dt} = p B_x + \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} \quad (2.4)$$

y yönünde momentum;

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u v)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w v)}{\partial z} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} \quad (2.5)$$

$$p \frac{Dv}{Dt} = p B_y + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} \quad (2.6)$$

z yönünde momentum;

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v w)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w w)}{\partial z} = \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} \quad (2.7)$$

$$p \frac{Dw}{Dt} = p B_z + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} \quad (2.8)$$

birim kütleyle etki eden kuvvet;

$$B = B_x i + B_y j + B_z k \quad (2.9)$$

Yerçekimi etkisi altında (-y yönünde);

$$B_x = B_z = 0 \rightarrow B_y = -g \quad (2.10)$$

Enerji;

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u E)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v E)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w E)}{\partial z}$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{\partial(u\sigma_{xx} + v\tau_{xy} + w\tau_{xz})}{\partial x} + \frac{\partial(u\tau_{yx} + v\sigma_{yy} + w\tau_{yz})}{\partial y} \\
&\quad + \frac{\partial(u\tau_{zx} + v\tau_{zy} + w\sigma_{zz})}{\partial z} \\
&\quad + \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right)
\end{aligned} \tag{2.11}$$

Sıkıştırılmaz akışkan kabulü yapılırsa $\left(\frac{D\rho}{Dt} = 0\right)$;

$$\frac{d\rho}{dt} + u \frac{\partial \rho}{\partial x} + v \frac{\partial \rho}{\partial y} + w \frac{\partial \rho}{\partial z} = 0 \rightarrow \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \tag{2.12}$$

$$p \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = pB_x - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \tag{2.13}$$

$$p \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \right) = pB_y - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \tag{2.14}$$

$$p \left(\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = pB_z - \frac{\partial p}{\partial z} + \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \tag{2.15}$$

2.2. Adjoint Şekil Optimizasyonu

Adjoint metodu oldukça etkili ve hesaplama yükü açısından verimli bir gradyan tabanlı şekil optimizasyon yaklaşımıdır. Konvansiyonel Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) çözümlerine entegre edilerek, karmaşık yapıda ve çok sayıda değişkenin dahil olduğu akışkanlar mekaniği problemlerinde, parametrik şekil analizlerine oranla çok daha düşük hesaplama gücü gerektirmesi, parametrize edilecek değişken sayısından bağımsız olması ve verilen şekle uygun koşulların bulunması yerine koşullara uygun şeklin tespit edilmesi nedeniyle adjoint optimizasyon yöntemi güçlü bir araç görevi görmektedir.

Adjoint optimizasyon yaklaşımı, gerçekleştirilen bir HAD analizinden elde edilen çözüme ait tüm parametrelerin, ilgili modeldeki geometrik değişimlere ne kadar duyarlı olduğunun tespit edilmesi prensibine dayanmaktadır. HAD çözümünden elde edilen çok sayıda giriş verisinin belirlenen ihtiyaca göre tanımlanmış bir amaç fonksiyonu dahilinde ilgilenilen geometrik yapının değişimine göre türevinin elde edilmesi ile birlikte çözümün geometrik hassasiyeti belirlenmiş olur. Ortaya çıkan duyarlılık haritası incelenen gözlem fonksiyonunun sayısal ağ düğüm noktaları üzerindeki yer değiştirmelerin gözlem

fonksiyonunu ne ölçüde etkilediğini tarif etmektedir. HAD çözümünden elde edilen akım denklemi;

$$R(q(c), c) = 0 \quad (2.16)$$

olmak üzere, burada;

$$q(c) = [u, v, w, p, T] \quad (2.17)$$

$q(c)$ akıma ait çözüm ve c tasarım parametresi (geometri),

$J(q, c)$ ise gözlem parametresi (sürüklenme kuvveti, kaldırma kuvveti gibi)

Langrange çarpanı yöntemi uygulanarak kısıtlı optimizasyon yöntemi kısıtsız optimizasyon yöntemine dönüştürülür;

$$L(q, c, \lambda) = J(q, c) - \lambda^T R(q, c) \quad (2.18)$$

Burada $\lambda = [u^*, v^*, w^*, p^*, T^*]$ adjoint değişkenlerinin vektörünü ifade etmektedir.

Gözlem parametresinin tasarım parametresine göre türevi alındığında;

$$\frac{dJ}{dc} = \frac{dL}{dc} = \frac{\partial L}{\partial c} + \frac{\partial L}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial c} = \frac{\partial J}{\partial c} + \frac{\partial J}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial c} - \lambda^T \left(\frac{\partial R}{\partial c} + \frac{\partial R}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial c} \right) \quad (2.19)$$

$$= \frac{\partial J}{\partial c} + \lambda^T \frac{\partial R}{\partial c} + \left(\frac{\partial J}{\partial q} - \lambda^T \frac{\partial R}{\partial q} \right) \frac{\partial q}{\partial c} \quad (2.20)$$

Burada;

$$\frac{\partial J}{\partial q} - \lambda^T \frac{\partial R}{\partial q} = 0 \rightarrow \left(\frac{\partial R}{\partial q} \right)^T \lambda = \left(\frac{\partial J}{\partial q} \right)^T \quad (2.21)$$

adjoint denklemini oluşturur ve λ için denklem takımı çözümlenir.

$$\frac{dJ}{dc} = \frac{\partial J}{\partial c} + \lambda^T \frac{\partial R}{\partial c} \quad (2.22)$$

ise gözlem parametresinin dizayn parametresine göre duyarlılığını ifade eder. [37].

Kısaca adjoint yaklaşımı, belirlenen bir amaç fonksiyonunun, ilgilenilen yapı yüzeyindeki yüzeye normal yer değiştirmelerden ne ölçüde etkilendiğinin tespiti olarak özetlenebilir

2.2.1. Adjoint şekil optimizasyonu metodu kullanılarak yapılan çalışmalar

Özellikle aerodinamik alanında, sürüklenme ve kaldırma kuvvetlerinin iyileştirilmesi amacıyla kullanımı yaygınlaşan adjoint yaklaşımı, yöntemin geliştirilmesi ile birlikte birçok akışkanlar mekaniği probleminde etkin bir biçimde kullanılabilir hale gelmektedir.

Srinath ve Mittal tarafından yayınlanan çalışmada kararsız viskoz akımlarda adjoint metodu ile şekil optimizasyonu incelenmiştir. Sürekli adjoint yaklaşımı kullanılan çalışmada zamansal hassasiyet metodu uygulanmıştır. Metot uçak kanadı geometrileri üzerinde aerodinamik katsayılar çerçevesinde denemiş ve yüksek performanslı geometrilerin elde edilmesi amaçlanmıştır. Yapılan analizler neticesinde oluşturulan optimize edilmiş geometrik yapının başlangıç geometrisi olan NACA0012 uçak kanadı geometrisine oranla %67 daha düşük sürüklenme, kaldırma kuvveti oranına sahip olduğu tespit edilmiştir [38].

Othmer yılında yayınladığı çalışmada HAD ve adjoint metodunun otomotiv alanında kullanımını ve örneklerini değerlendirmiştir. Metodun şekil optimizasyonu çalışmalarında yaygınlaşmaya ve hatta standart haline geleceğini vurgulayan çalışma buna ek olarak metodun limitlerini ve bu limitlere karşılık geliştirilen çözümleri değerlendirmiştir [39].

Paniagua vd., tarafından çalışmada, bir trenin ön yüz burun geometrisinin adjoint metodu kullanılarak optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Çalışmada metodun faydaları ve limitlerine yer verilirken sonuç olarak tren ön yüz bölgesindeki geometrik modifikasyon ile sürüklenme kuvvetinde %7,2 oranında bir azalma elde edilmiştir [40].

Liu vd., tarafından yayınlanan çalışmada yolcu uçağı kabinlerindeki termal konforun artırılmasına yönelik bir adjoint şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Bu amaçla kabindeki hava besleyicilerin lokasyonları ve boyutları optimize edilerek daha iyi bir termal konfor sağlandığı tespit edilmiştir. Ayrıca söz konusu yöntem kullanılarak oluşturulan optimum yapının lokal optimuma karşılık geldiği, global optimum olmadığı belirtilmiştir [41].

Walther ve Nadarajah tarafından yayınlanan çalışmada çok kademeli turbo makinaların çok amaçlı adjoint tabanlı geometrik optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. 2 boyutlu geometriler üzerinde gerçekleştirilen çalışmada rotor ve stator parçaları farklı

koşullar altında analiz edilmiş ve belirli kısıtlar altında eş entropi verimliliği maksimize edilmeye çalışılmıştır [42].

Petrovic yılında yayınladığı çalışmada hidrolik yapıların adjoint metodu ile optimizasyonu üzerine bir değerlendirme yapılmış ve bir hidrolik vana parçasının basınç kaybının minimize edilerek şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Buna ek olarak, meydana gelen optimize geometrinin ilgilenilen amaç fonksiyonu açısından performansı artarken diğer parametreler açısından problemlere yol açabileceği belirtilmiştir [43].

Blacha vd., tarafından yayınlanan çalışmada OpenFoam yazılımı kullanılarak bir Audi Q5 aracının adjoint metodu ile geometrik optimizasyonu incelenmiştir. Çalışmada adjoint metodunun yakınsama ve stabilizasyon zorluklarına değinilerek metodun hassasiyeti ve yeterliliği için uygulanması gereken yaklaşımlar vurgulanmıştır [44].

Dhert vd., tarafından yayınlanan çalışmada, HAD ve adjoint metodu kullanılarak rüzgâr türbin kanatlarının şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. RANS yaklaşımı kullanılan çalışmada rüzgâr türbin kanadı şekline bağlı olarak tork katsayısının maksimize edilmesi amaçlanmış ve başlangıç şekline oranla tork katsayısı %22,4 arttırılmıştır [45].

Papoutsis-Kiachagias vd., yayınladıkları çalışmada bir konsept araç geometrisi için sürekli adjoint yaklaşımı kullanılarak çok amaçlı bir şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. OpenFoam yazılımı kullanılan çalışmada sıkıştırılamaz akım durumu için Spalart–Allmaras türbülans modeli tercih edilmiştir. Aracın geometrik optimizasyonu için sürüklenme kuvveti ve savrulma momenti iki amaç fonksiyonu olarak uygun ağırlıklarda bir arada değerlendirilmiştir. Elde edilen sonuçlar, delayed Detached Eddy Simulation (dDES) benzetimi yaklaşımı kullanılarak test edilmiştir. Farklı koşullar altında gerçekleştirilen optimizasyon çalışması sonucunda belirlenen amaç fonksiyonlarında istenilen düşüş sağlanmıştır. Burada, Reynolds Ortalamalı Navier Stokes (RANS) yaklaşımı kullanılarak gerçekleştirilen adjoint optimizasyon sonuçlarının, dDES yaklaşımı ile elde edilen test sonuçları ile farklılık göstermesine karşın her iki durumda da istenilen geometrik iyileşmenin gözlemlendiği tespit edilmiştir [46].

Lei vd., tarafından yayınlanan çalışmada kanat altında motor bulunan bir yapının şekil optimizasyonu adjoint metodu kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Çalışma sonucunda

optimize edilen şekilde %2,7 oranında bir düşüş gözlenirken elde edilen sonuçların deneysel verilerle uyumlu olduğu tespit edilmiştir [47].

Alexias ve Giannakoglou yaptıkları çalışmada iki sıvıyı karıştırma cihazı sürekli adjoint yaklaşımı kullanılarak optimize edilmeye çalışılmıştır. Karıştırma cihazının çıkışında karışımın uniform olduğu ve basınç kaybının minimum olduğu durum için karıştırma tüpünün boyu optimize edilmiştir [48].

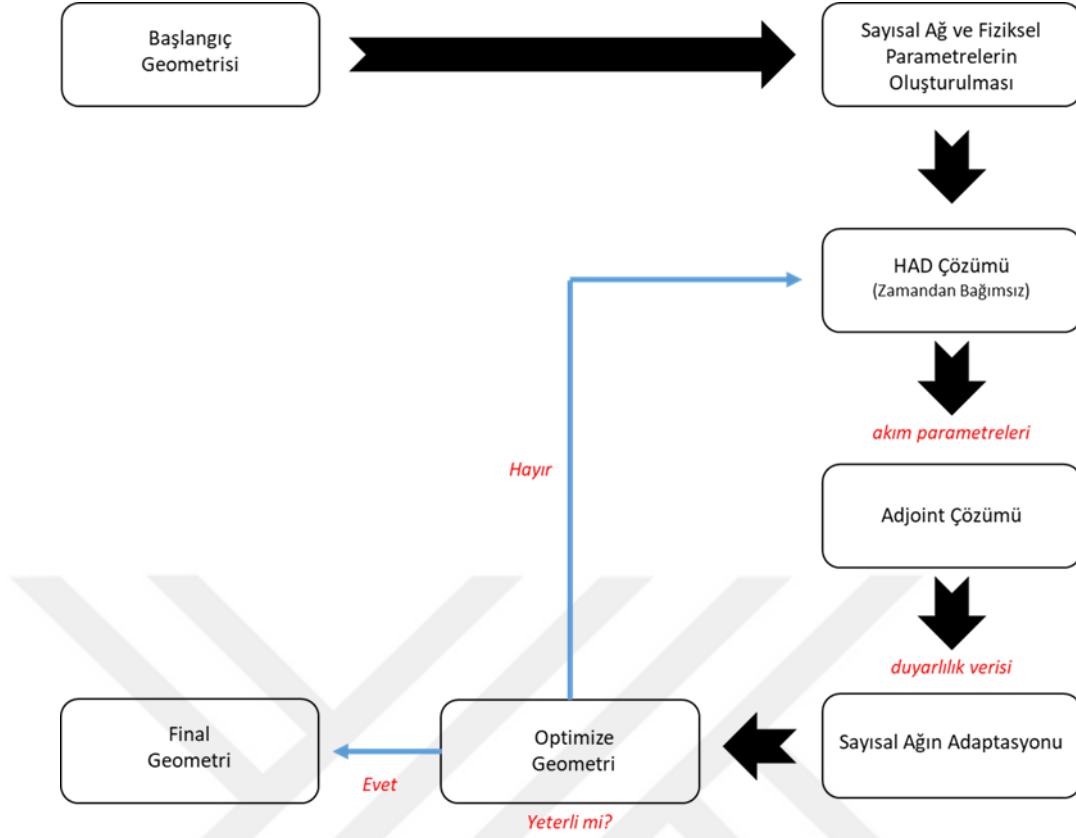
Costa ve Nara tarafından yayınlanan çalışmada HAD ve Adjoint metodu kullanılarak tipik bir dirsek boru sisteminde meydana gelen erozyon etkilerinin azaltılması için geometrik optimizasyon uygulanmıştır. Ansys Fluent yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen çalışmada optimize edilmiş botu dirsek geometrisi farklı erozyon modelleri kapsamında denenmiş ve erozyon pik değerleri ile birlikte erozyon yayılım alanlarında düşüş meydana geldiği gözlemlenmiştir [49].

HAD ve adjoint metodu kullanılarak gerçekleştirilen çalışmalara literatürde bulunan örnekler çoğaltılabilir. Genellikle havacılık ve otomotiv alanlarında aerodinamik şekil optimizasyonu analizlerine sıklıkla rastlanılsa da görece yeni sayılabilecek metodun endüstriyel ve akademik pek çok alanda kullanımının yaygınlaşacağı ön görülebilir.

Bu çalışmada, bir inşaat mühendisliği problemi olan köprü ayakları çevresinde meydana gelen temiz su oyulması durumu HAD analizleri ve adjoint şekil optimizasyonu kullanılarak incelenecektir. Çalışmanın sonucunda, uygulamada sıklıkla kullanılan silindirik köprü ayağı geometrisi adjoint metodu ile optimize edilerek oyulmaya karşı daha iyi performans göstermesi amaçlanmaktadır.

2.2.2. Adjoint şekil optimizasyon şeması

Gerçekleştirilen HAD ve adjoint analizleri için ANSYS Fluent yazılımı kullanılmıştır. Aşağıda, tipik bir adjoint metodu ile geometrik optimizasyon akış şeması gösterilmiştir.



Şekil 2.2. Tipik bir adjoint geometrik optimizasyon şeması

Şekil 2.2 üzerinde de gösterildiği gibi tipik bir adjoint metodu ile geometri optimizasyonu için öncelikle bir başlangıç geometrisine ihtiyaç vardır. Çalışmada hali hazırda kullanılan bir yapının geometrik optimizasyonu amaçlanıyorsa başlangıç geometrisi doğrudan bu yapının geometrisi olabilir. Diğer taraftan, optimize edilmesi amaçlanan koşul ve duruma göre amaç fonksiyonu göz önüne alınarak geometri için iyi bir başlangıç tahminin oluşturulması optimizasyon sürecinin verimliliği açısından faydalı olacaktır.

Başlangıç geometrisi bilgisayar ortamında hazırlandıktan sonra tipik bir HAD analizinin gerektirdiği uygun sayısal ağ ve çözümlenecek akım durumunu yansıtan fiziksel parametreler modele uygulanır. Bu noktada probleme uygun koşulların oluşturulması çözümün hassasiyetini ve kararlılığını doğrudan etkilemektedir. HAD çözümünden elde edilen akım parametreleri adjoint optimizasyon aşamasında girdi olarak kullanılacağı için çözümün yakınsamış olması ve doğru sonuçlar veriyor olması optimizasyon hesaplamalarının yakınsaması ve doğruluğunu belirleyecektir.

HAD analizinden elde edilen veriler adjoint çözücüsünde, belirlenen amaç fonksiyonu açısından ilgilenen yapının geometrik değişikliğine duyarlılığı belirlenerek geometrik değişikliklerin amaç fonksiyonunu istenilen ölçüde değiştirilmesinde kullanılmaktadır. Bu aşamada, oluşturulan duyarlılık verisi ilgilenilen geometri üzerinde gözlemlenerek, geometrik yapıda henüz bir değişiklik yapılmadan mevcut yapı üzerinde oldukça önemli bilgiler sağlamaktadır. Bahsedilen duyarlılık haritası, belirlenen seviyelerde serbest geometrik yer değiştirmeler ile yapının amaç fonksiyonuna göre şekillendirilmesini sağlar. Yapı üzerinde gözlemlenen duyarlılık dağılımı, probleme özgü olarak oldukça karmaşık ve geometri üzerinde anlamsız veya mühendislik açısından uygulanamaz biçimlere yol açabilir. Buradan hareketler adjoint çözümünden elde edilen duyarlılık dağılımı belli ölçülerde yumuşatılması gerekmektedir.

Adjoint çözümü ve duyarlılık verisi elde edildikten sonra optimize geometrinin oluşturulması aşamasında sayısal ağ adaptasyonu yöntemi kullanılmaktadır. Ağ adaptasyonu, yeni oluşturulan geometri için yeniden bir ağ yapısı oluşturulmasındansa, mevcut sayısal ağın yeni geometriye uyum sağlayarak biçim değiştirmesini sağlamaktadır. Böylece, sayısal ağın hem optimize edilmiş yapının performansının belirlenmesi amacıyla tekrar HAD analizlerinde kullanılması hem de optimize edilen şeklin performansı istenilen ölçüde değil ise tekrar HAD analizleri ve adjoint çözümü aşamalarının tekrar kullanılabilmesi sağlanarak optimizasyon sürecinin hızlanması sağlanmaktadır.

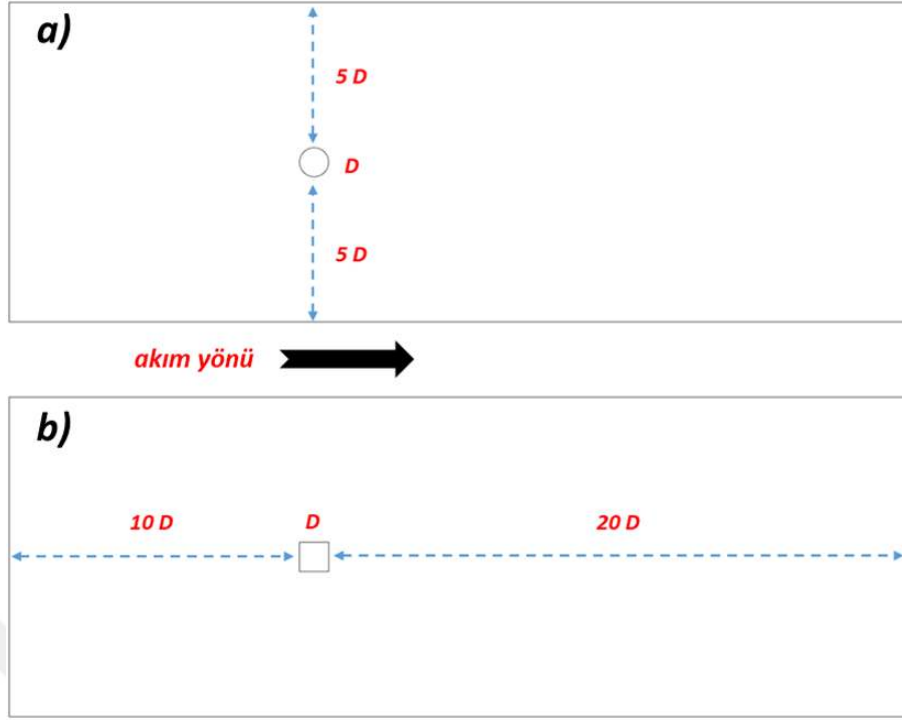
Sonuç olarak yukarıda anlatılan optimizasyon çevrim şeması uygulandıktan sonra elde edilen optimize edilmiş geometri istenilen performansı sağlamıyor ise çevrim şeması tekrar edilerek beklenen performans elde edilene kadar tekrarlanır. Geometri optimizasyonunda dikkate alınması gereken yaklaşım istenilen sonuca olabildiğince küçük değişiklikler ile ulaşılmaya çalışılmasıdır. HAD analizleri kendi içerisinde belli oranlarda hata payını beraberinde getirmektedir. Buna ek olarak tek aşamada büyük geometrik değişiklikler hata payını önemli ölçüde artıracak ve hatta hatalı sonuçlara ulaşılmasına neden olabilecektir. Bu nedenle optimizasyon çevrim şemasının küçük oranlarda değişiklikler üzerinden daha fazla çevrim uygulanarak ulaşılması daha doğru bir yaklaşım olacaktır.

Adjoint geometrik optimizasyon yöntemi daha önce de ifade edildiği üzere endüstriyel ve akademik geometrik optimizasyon çalışmaları için oldukça etkili ve

verimli bir yaklaşımdır. Metodun görece yeni olması ancak kullanımının yaygınlaşması ile birlikte gelişmeye açık olduğu söylenebilir. Bu çalışmada kullanılacak olan Fluent Adjoint çözücüsü bazı kısıtlar barındırmaktadır. Adjoint çözücüsüne veri sağlayacak olan HAD çözümleri sadece zamandan bağımsız çözümler için desteklenmektedir. Ayrıca kullanılacak türbülans modelleri RANS tabanlı ($k-\epsilon$, $k-\omega$, SST) türbülans modelleri olması gerekmektedir. Söz konusu kısıtlar ile ilgili geliştirmeler hızla yapılmakta ve yeni yaklaşımlar ortaya konmaya devam etmektedir.

2.3. İki Boyutlu Ön Analizler

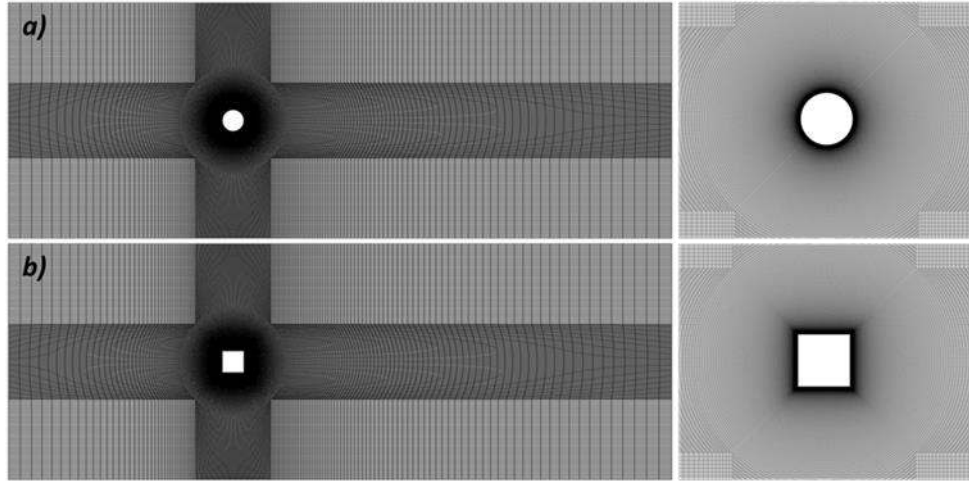
Adjoint metodunun çalışma prensibinin daha iyi anlaşılabilmesi ve metoda hakimiyet kazanılması amacıyla öncelikle basit iki boyutlu ön analizler gerçekleştirilmiştir. Bu analizler için sıklıkla kullanılan köprü ayağı kesitlerini yansıtacak biçimde bir kare ve bir de dairesel geometri kullanılmıştır. Analizlerde adjoint optimizasyonu uygulanacak geometriler için akım yönündeki kuvvetin yani sürüklenme kuvvetinin azaltılması amaçlanmıştır. Şekil 2.3'te HAD analizlerinde kullanılan iki boyutlu çözüm alanının detayları gösterilmiştir. Optimize edilecek olan geometriler, akımın giriş yüzeyinden 10D, çıkış yüzeyinden 20D mesafede, kanal yan yüzeylerinden ise 5D mesafede kanalı ortalayacak biçimde konumlandırılmıştır. Burada, akımın giriş ve çıkış yüzeylerinin iki boyutlu geometriler etrafındaki akım yapısına etki etmeyecek bir mesafede konumlandırmak sonuçların doğruluğu açısından önem arz etmektedir. Bahsedilen sınır yüzeylerinin yeterli mesafede olup olmadığını anlayabilmek için karşılaştırmalı denemeler yapılabileceği gibi literatürde sıklıkla kullanılan ve sınır koşul etkilerinden arındırılmış mesafeler çözüm alanının gerektireceği hesaplama gücü göz önünde bulundurularak belirlenebilir.



Şekil 2.3. İki boyutlu HAD analizlerine ait çözüm alanının geometrik detayları
 a) dairesel kesitli geometri b) kare kesitli geometri

Çözüm alanı geometrisi dairesel ve kare geometrileri için aynı şekilde belirlendikten sonra sayısal ağın oluşturulması safhasına geçilmiştir. Şekil 2.4'te gösterildiği gibi, çözüm alanı belli geometrik bölgelere ayrılarak yapılandırılmış ağ elemanları kullanılarak oluşturulmuştur. Her iki geometri analizi için toplam 94000 dört yüzlü elemandan ve yaklaşık 190000 düğüm noktasından oluşan bir sayısal ağ oluşturulmuştur. Şekil 2.4 üzerinde görülebileceği gibi, ağ elemanlarının boyutları, analizlerin odak noktasını oluşturan ve akım parametrelerinin büyük yerel değişiklikler göstermesi beklenen köprü ayağı civarına doğru giderek küçülen yapıda olacak biçimde ayarlanmıştır.

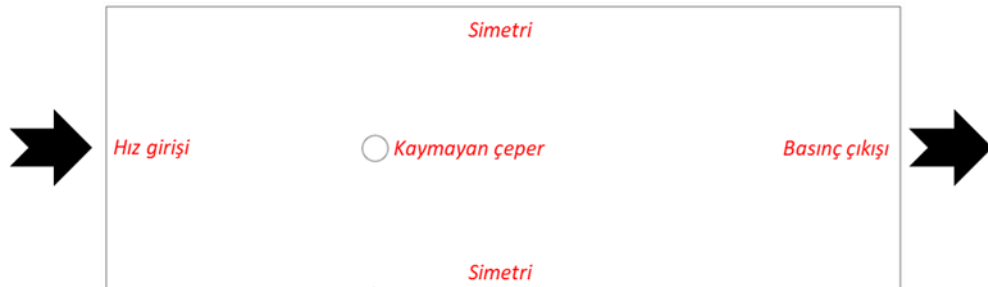
Oluşturulan sayısal ağın uygunluğu ve kalitesi açısından bakılacak olunursa, ağ elemanlarının yapılandırılmış ve tahmini akım yönünde konumlandırılmış olması çözümün kararlılığı ve kullanılan mekânsal ayrıklaştırma şeması göz önüne alındığında yakınsaması açısından önemlidir. Bir diğer faktör ise elemanlar arasındaki boyutsal kademeli artışın olabildiğince yumuşak bir geçiş göstermesi sağlanmıştır.



Şekil 2.4. HAD analizleri için oluşturulan sayısal ağ yapısı

- a) Dairesel geometri genel görünüm ve çeper yakını ağ sıklaştırma bölgesi
b) Kare geometri genel görünüm ve çeper yakını ağ sıklaştırma bölgesi

Uygun çözüm alanı ve çözüm ağı yapılandırılması oluşturulduktan sonra çözümlenecek durumun fiziksel koşullarının doğru biçimde yansıtılması gerekmektedir. Bu bağlamda, problemin başlangıç ve sınır koşullarının belirlenerek kullanılacak sayısal yöntemin detayları, akışkana ve akıma ait temel parametrelerin tanımlanması gerekmektedir. İki boyutlu ön analizler için zamandan bağımsız (steady-state) çözümler gerçekleştirilmiştir. Zamandan bağımsız çözümler akım parametrelerinin ortalama değerlerini ya da diğer bir ifade ile parametrelerin belirli bir sanal zaman dilimi için durağan (kararlı) bir yapıya ulaştığı duruma ait sonuçları ortaya koymaktadır. Tablo 2.1 ve Şekil 2.5'te HAD analizlerine ait koşullar gösterilmiştir.



Şekil 2.5. Çözüm alanına ait sınır koşullarının gösterimi

Tablo 2.1. Zamandan bağımsız iki boyutlu HAD analiz koşulları

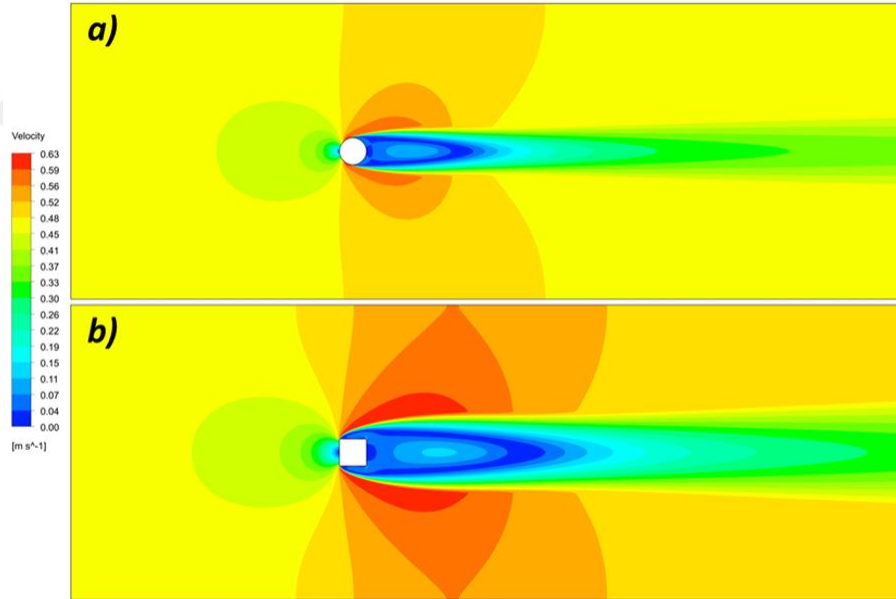
Durum	D (m)	Hız giriş (m/s)	Re(D)
Dairesel Geometri	0,05	0.45	$22,2 \times 10^4$
Kare Geometri	0,05	0.45	$22,2 \times 10^4$

Her iki analiz içinde aynı koşullar uygulanmıştır. Çözüm alanının giriş kısmı (inlet) yatay doğrultuda sahip sabit hızda ve orta derecede türbülans şiddetine (%5) sahip su olarak tanımlanmıştır. Çıkış kısmı (outlet) ise basınçlı çıkış koşulu olacak şekilde tanımlanmıştır. Çözüm alanının yan yüzeylerinde simetri sınır koşulu uygulanarak bu yüzeylerde akım parametrelerinin gradyanlarının sıfır olması sağlanmıştır. Bu şekilde, söz konusu yüzeyde bir ayna varmışçasına akımın herhangi bir duvar etkileşimine girmeden (yansımadan) hareket etmesi sağlanmıştır. Optimize edilecek yüzeyler ise kaymayan çeper sınır koşulu ile tanımlanmıştır. Ayırıklaştırma ve türbülans şemaları ikinci mertebeden uygulanmıştır.

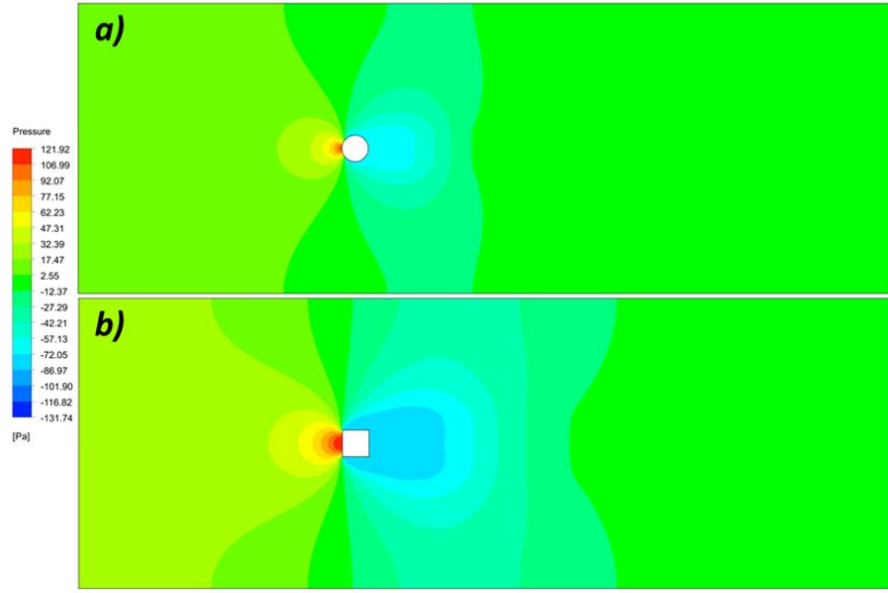
HAD analizlerinde türbülans modeli olarak Shear Stress Transpot (SST) tercih edilmiştir. SST türbülans modelinin doğru sonuçlar verebilmesi için katı çepere yakın ağ yapısının belirli koşulları sağlaması gerekmektedir. Burada bahsedilen ön HAD analizleri için herhangi bir çeper fonksiyonu tanımlanmamış olup viskoz alt tabakanın sayısal ağı çepere yakın bölgesinde düzenlenmesi ile çözülmesi amaçlanmıştır ve bu sebeple çepere komşu hücre boyutunun $y^+ \approx 1$ olması sağlanmıştır.

Gerçekleştirilen HAD çözümlerinde yakınsama kriterinin yakalanması her zaman doğru çözümü elde edildiğini göstermez. Momentum, süreklilik ve türbülans parametrelerinin artık değerlerinin yakınsamasının yanı sıra, belirlenen kontrol parametrelerinin iterasyon sayısına bağlı olarak değişmemesi veyahut belirli bir sabit salınım içerisinde olması gerekmektedir. Kontrol parametresi olarak, geometrik optimizasyonda amaçlanan sürüklenme kuvvetinin azaltılması ile bağlantılı olacak şekilde sürüklenme katsayısı belirlenmiştir ve iterasyonlar boyunca değişimi açısından kararlı yapıya ulaşmıştır.

Aşağıda HAD çözümünden elde edilen sonuçlar gösterilmiştir. Şekil 2.6 ve 2.7 üzerinde sırasıyla çözüm alanındaki hız ve basınç dağılımı görülebilmektedir. Beklenildiği dairesel ve kare geometrilerin akım doğrultusundaki ön ve arka yüzeylerinde düşük hız alanları yan yüzeylerinde ise yüksek hız alanları oluşmaktadır. Genel olarak, kare kesitli ayak, dairesel kesitli ayağa göre aynı giriş akım hızı için akımın ayrıştığı yan bölgelerde daha yüksek akım hızları oluşturduğu ve yüksek hız bölgelerinin daha geniş bir alana yayıldığı görülmektedir. Benzer biçimde iki geometrinin de arka bölgesinde düşük hız çevrinti alanları olduğu görülmektedir. Basınç dağılımı üzerinde de görülebileceği gibi bu bölgelerde negatif basınç alanları oluşmaktadır. Analiz edilen geometriler körü ayağı kesitleri gibi düşünülürse söz konusu negatif basınç bölgelerinin taban malzemesinin sökülmesi üzerinde etkili olabileceği göz önünde bulundurulmalıdır. Aynı biçimde hızlı akım bölgelerinde de yüksek taban kayma gerilmeleri meydana gelerek ve oyulmayı etkileyeceği söylenebilir.

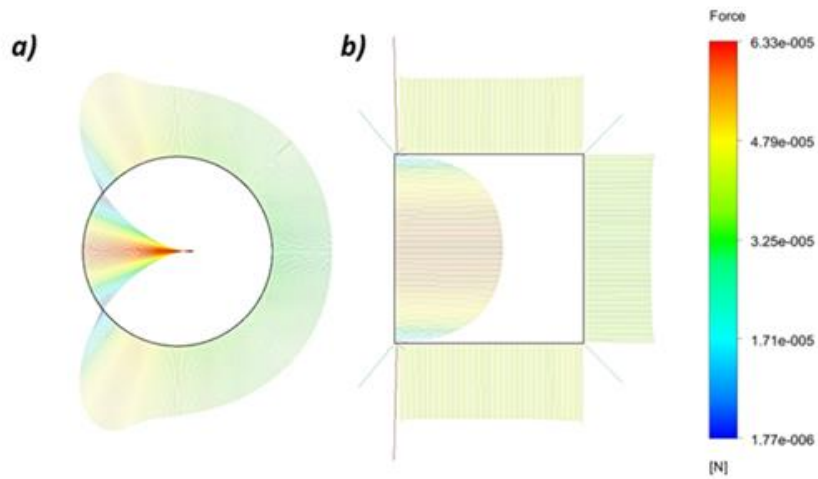


Şekil 2.6. Çözüm alanındaki hız dağılımı
a) Dairesel geometri b) Kare geometri



Şekil 2.7. Çözüm alanındaki basınç dağılımı
a) Dairesel geometri b) Kare geometri

Kare şeklin akım ayrışmasına yol açan keskin kenarları nedeniyle akıma görece uyumlu dairesel şekle göre akıma daha fazla direnç gösterdiği söylenebilir. Bahsi geçen durum Şekil 2.8 üzerinde iki şekil üzerindeki kuvvet vektörlerinin dağılımında da açıkça görülmektedir.

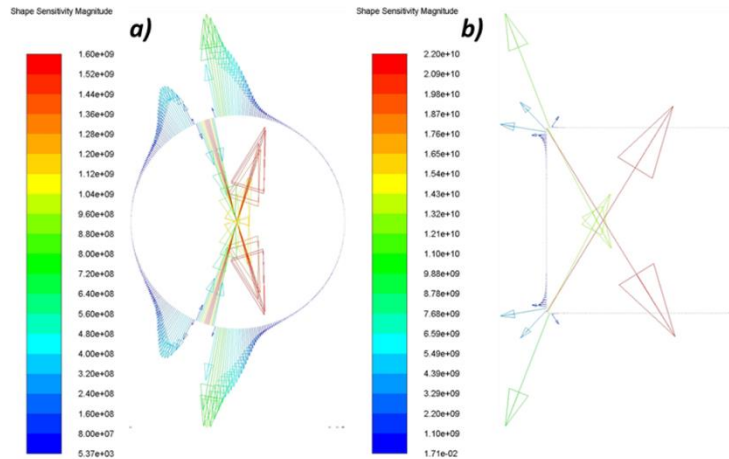


Şekil 2.8. İki şekil üzerindeki kuvvet vektör dağılımı
a) Dairesel geometri b) Kare geometri

Dairesel ve kare geometri üzerine etkiyen akım yönündeki toplam kuvvet sırasıyla 4.11 N ve 8.73 N olarak tespit edilmiştir. Çalışmanın devamında HAD analizlerinden elde edilen veriler adjoint çözücüsünde girdi olarak kullanılacak ve iki şekil için akım yönündeki kuvvetin azaltılması için geometrik optimizasyon gerçekleştirilecektir.

Adjoint çözümü için bir gözlem parametresinin belirlenmesi gerekmektedir. Bu gözlem parametresi dairesel ve kare şekle etkiyen akım yönündeki kuvvetin minimize edilmesi olarak seçilmiştir. Adjoint çözücüsünde HAD analizleri ile uyumlu olması açısından ikinci mertebeden çözüm şemaları seçilmiştir. Daha sonrasında 100 iterasyondan oluşan adjoint çözümü gerçekleştirilerek ilgili gözlem parametresinin geometrik değişimine yönelik duyarlılık verisi elde edilmiştir. Bu aşamada adjoint çözümünün yakınsaması için HAD çözümünün yeterli seviyede yakınsamış olması gerekmektedir. Diğer taraftan karmaşık yapıdaki geometrilerde adjoint çözümünün yakınsaması oldukça zor ve fazla sayıda iterasyona ihtiyacı olabilir bu nedenle stabilizasyon şemaları kullanılması gerekebilir.

Şekil 2.9’da adjoint çözümü sonrası elde edilen duyarlılık verisi gösterilmiştir. Dairesel ve kare geometrilerinin akım yönündeki kuvvetin azaltılmasına yönelik şekil hassasiyetleri vektörel olarak gözlemlenebilir. Burada renkler ve vektör büyüklükleri hassasiyetin büyüklüğünü, vektör yönleri ise akım yönündeki kuvvetin azaltılabilmesi için şekil değişikliğinin yönünü tarif etmektedir



Şekil 2.9. İki şekil üzerindeki akım yönündeki kuvvetin azaltılmasına yönelik geometrik duyarlılık dağılımı a) Dairesel geometri b) Kare geometri

Duyarlılık verisi elde edildikten sonra her iki geometri için ne ölçüde şekil değişikliği yapılacağına karar verilerek buna göre gerekli kısıtlar ve serbest şekil değiştirme alanı belirlenmiştir. Şekil optimizasyonu için gözlem parametresi olan akım yönündeki kuvvetin ilk şekle oranla %10 daha düşük olması tercih edilmiştir. Bu noktada hedeflenen değişim oranı geometrinin deformasyonu ile sağlanacağı için çok büyük değişikliklerin tek adjoint çevrimi içerisinde yapılması oldukça anlamsız ve bozuk geometrik yapıların oluşmasına yola açacaktır. Ayrıca geometride oluşacak yüksek deformasyonlar çözüm alanındaki mesh adaptasyonunun da uygulanabilmesini zorlaştıracaktır. Bu nedenle her bir adjoint optimizasyon çevrimi için hata payını da düşük tutabilmek amacıyla küçük geometrik değişimler üzerinden ilerlenmesi gerekmektedir. Benzer sebeplerle elde edilen duyarlılık dağılımı geometrik değişiklik için kullanılırken her ekseninde belirli sayıda serbest düğüm noktası üzerinden yumuşatılma uygulanarak gerçekleştirilmelidir. Çok sayıda serbest hareket eden düğüm noktası kullanılması duyarlılık verisinin geometri üzerine daha doğru yansıtılmasını sağlamakla birlikte daha karmaşık ve üretim açısından zor yapılar oluşturabileceği dikkate alınmalıdır.

Her iki geometrik yapı için akım yönündeki kuvvetin her adjoint çevriminde %10 azaltılmasına yönelik optimizasyon sürecindeki geometrik yapı değişimleri Şekil 2.10'da gösterilmektedir. Her bir adjoint optimizasyon şekil değişiminden sonra yeni geometrilere tekrar HAD çözümü gerçekleştirilerek değişen yeni geometrilerin performansı belirlenmiştir (Tablo 2.2) ve yeni adjoint çözümü için güncellenmiş girdiler hazırlanmıştır.



Şekil 2.10. İki şekle uygulanan adjoint geometrik optimizasyon çevrimleri sonucu elde edilen geometriler

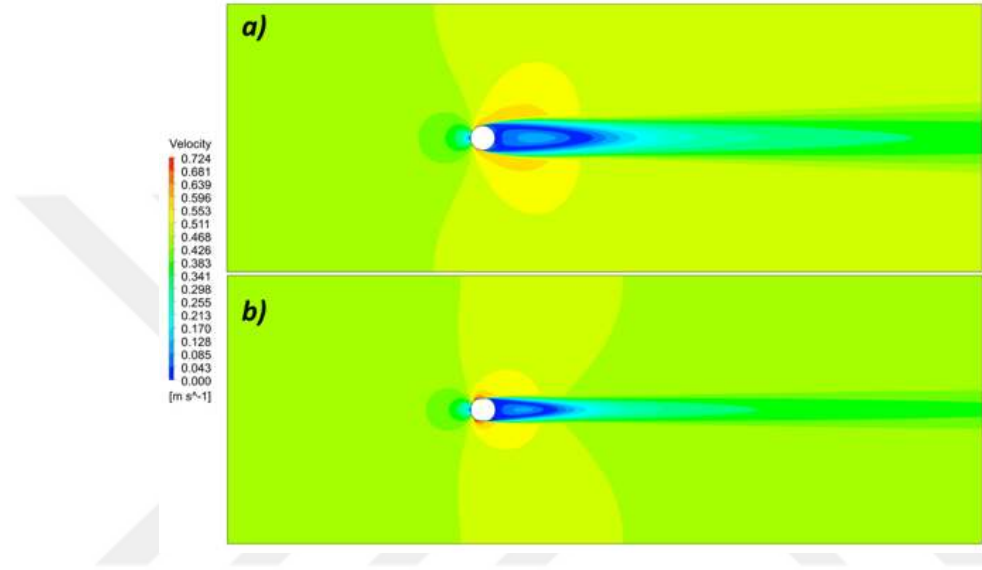
Tablo 2.2. Adjoint çevrimleri sonucu elde edilen geometrilerin akım yönündeki kuvvet değerleri

	Akım Yönündeki Kuvvet (N)								
	Başlangıç Geometrisi	1. Çevrim	2. Çevrim	3. Çevrim	4. Çevrim	$\Delta F1$ (%)	$\Delta F2$ (%)	$\Delta F3$ (%)	$\Delta F4$ (%)
Daire	4,11	3,77	3,36	2,86	2,35	8,27	18,25	30,41	42,82
Kare	8,73	7,77	7,02	6,45	6,08	11,00	19,59	26,12	30,36

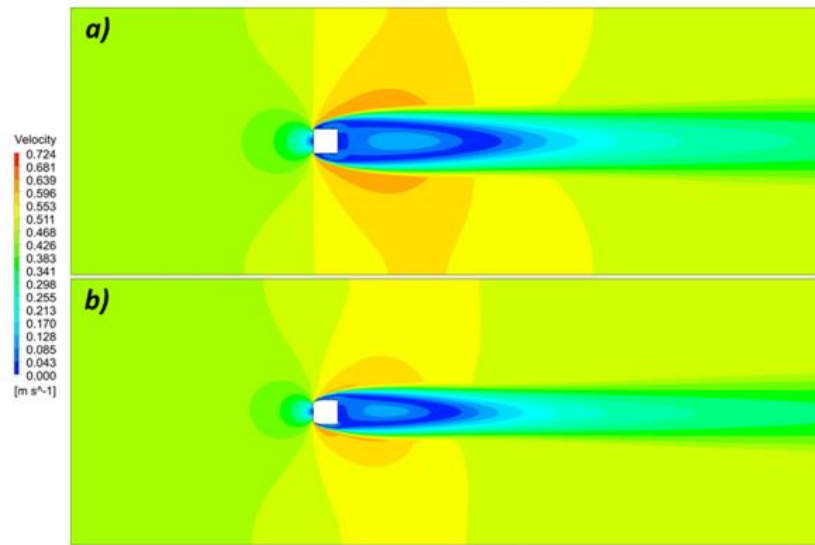
Başlangıç geometrisinde incelenen duyarlılık dağılımında da görüldüğü üzere akımın ayrışmasına neden olan yan ve köşe bölgelerde geometrik değişimin daha belirgin olduğu söylenebilir. Dairesel geometri buradaki gibi bir optimizasyon sürecinde kare geometriye göre akıma görece uyumlu yapıda olduğu için daha iyi bir ilk tahmin oluşturmakla birlikte kare geometride uygulanan değişimlerin daha fazla etki gösterdiği gözlemlenebilir. Tablo 2.2’de hem akım yönündeki toplam kuvvetler hem de başlangıç geometrisine göre her çevrimde ne oranda azalma sağlandığı görülmektedir. Kare geometride ilk adjoint çevriminde dairesel geometriye göre daha büyük oranda değişim sağlanırken 4. çevrime gelindiğinde toplam değişim açısından dairesel geometrinin performansındaki değişimin çok daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.

Şekil 2.11 üzerinde dairesel başlangıç ve son çevrimden elde edilen optimize geometrinin etrafındaki hız dağılımları gösterilmiştir. Benzer biçimde Şekil 2.12 üzerinde de kare geometri için aynı karşılaştırma yapılmıştır. Yukarıda bahsedildiği gibi başlangıç

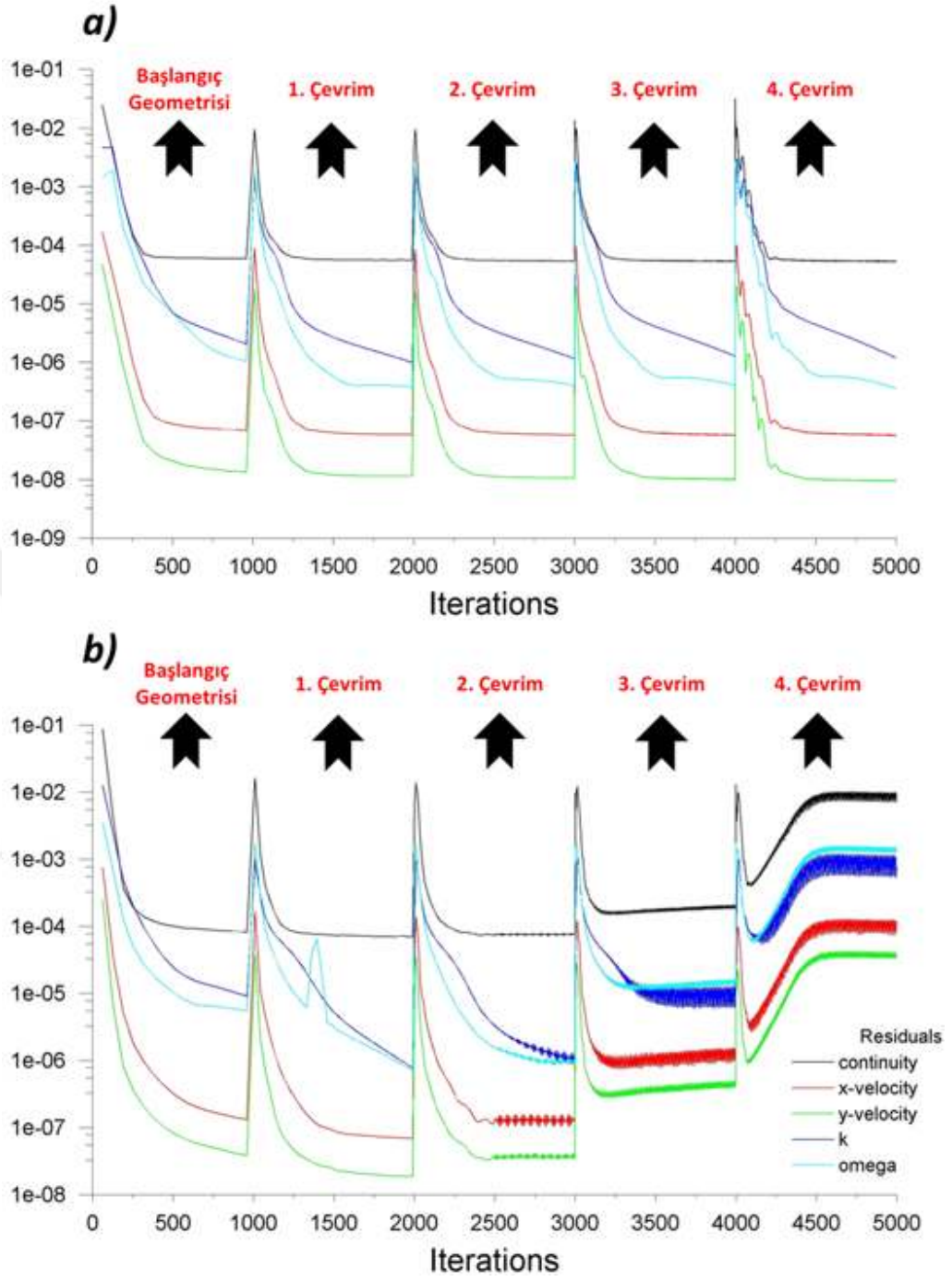
geometrileri ile dört çevrim sonucunda elde edilen geometriler arasında görülen ilk fark akımın ayrıştığı ön köşe alanların yumuşatılması ile akıma daha uyumlu geometriler oluşturulmuştur. Ayrıca akımın karşılaştığı referans alanları küçültülerek akım yönündeki toplam kuvvet azaltılmıştır. Geometriler arkasındaki düşük hızlı akım bölgelerinin de etki alanlarının azaldığı görülmektedir.



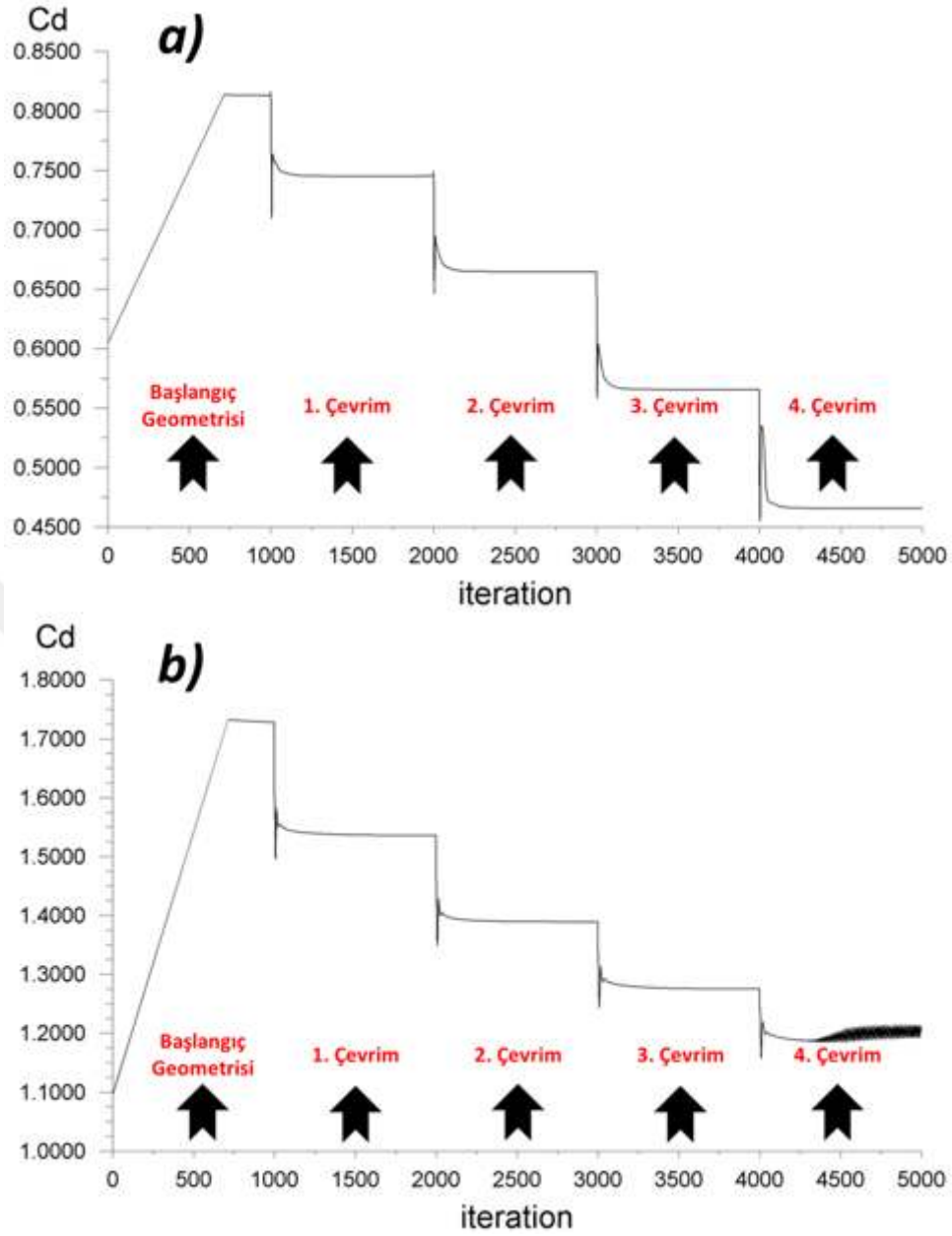
Şekil 2.11. Başlangıç ve optimize dairesel geometri için çözüm alanındaki hız dağılımı
a) başlangıç geometrisi b) optimize geometri



Şekil 2.12. Başlangıç ve optimize kare geometri için çözüm alanındaki hız dağılımı
a) başlangıç geometrisi b) optimize geometri



Şekil 2.13. Adjoint optimizasyon çevrimleri boyunca HAD analizlerindeki artık değerlerin değişimi a) dairesel geometri b) kare geometri



Şekil 2.14. *Adjoint optimizasyon çevrimleri boyunca HAD analizlerindeki sürüklenme katsayısı değişimi a) dairesel geometri b) kare geometri*

Burada iki adet basit ve sıklıkla kullanılan köprü ayağı kesitini temsil eden iki boyutlu geometrinin adjoint optimizasyon uygulaması gösterilmiştir. Söz konusu optimizasyon küçük değişimler uygulanarak dört çevrim üzerinden gerçekleştirilmiştir. Elbette elde edilen geometriler global optimize biçimler temsil etmemektedir. Bu nokta uygulanan metodun uygulanma şekli elde edilen sonuçları ve süreci büyük ölçüde etkilemektedir. Örneğin daha küçük değişimler ile çok daha fazla çevrim uygulandığında sonuç geometrisi farklı performans gösterecektir. Diğer taraftan başlangıç geometrisi

beklenen sonuçtan ne kadar uzak bir tahmini temsil ediyorsa optimizasyon süreci o kadar zor gerçekleşecek ve istenilenden uzak sonuçlar üretecektir. Şekil 2.13'te her iki geometriye uygulanan adjoint optimizasyonu boyunca çevrimlerde elde edilen HAD çözümlerine ait süreklilik, momentum ve türbülans artık değerlerinin değişimi görülmektedir. Özellikle üçüncü ve dördüncü çevrimler sonrası yapılan HAD analizlerinde çözümün kararlılığının düşmeye başladığı ve hatta ıraksamaya meyil açıkça görülebilir. Bu durum kare geometride daha fazla belirginleşmektedir. Dördüncü çevrim sonucunda kare geometrisi üzerinde görece küçük ve ani değişen lokal geometrik yapılar olduğu bununda ağ adaptasyonunun güvenilirliğini etkilediği anlaşılmaktadır. Aynı eğilim, Şekil 2.14'te gösterilen amaç parametresi olan sürüklenme katsayısı değişiminde de tespit edilebilir. Yine kare geometrinin dördüncü çevrimi sonrası yapılan HAD çözümünde sürüklenme katsayısının salınım göstermeye başlaması buna örnek oluşturmaktadır.

Burada HAD ve adjoint geometrik optimizasyon yönteminin işleyişini ortaya koymak, yöntemin sunduğu olanaklar ve limitleri belirlemek ve yönteme hakimiyet oluşturmak amacıyla iki boyutlu basit geometriler kullanılmıştır. Çalışmanın devamında, çalışmanın amacını oluşturan köprü ayağı geometrilerinin çeşitli akım koşulları altında oyulmayı azaltmak amacıyla akım kaynaklı optimizasyonu üç boyutlu geometriler üzerinde uygulanacaktır. Bu bağlamda ön analizler kapsamında iki boyutlu analizlerde kullanılan kare ve dairesel geometriler üç boyutlu analizlerde tek adjoint optimizasyon çevriminde amaç fonksiyonunda yüksek değişim oranı tercih edilerek gerçekleştirilmiştir.

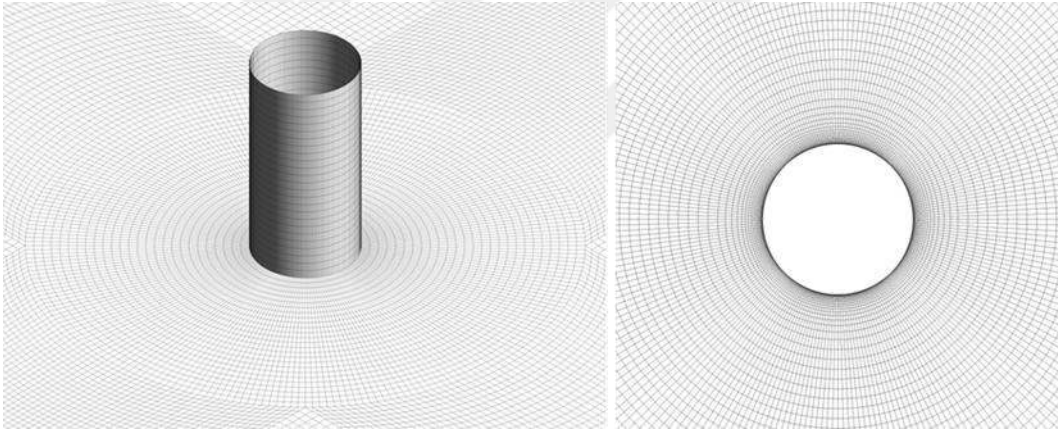
2.4. Üç Boyutlu Ön Analizler

Üç boyutlu analizlerin tüm HAD koşulları iki boyutlu analizlerle aynı şekilde oluşturulmuştur. Farklı olarak akım derinliği, aynı zamanda çözüm alanının yüksekliği 2D (köprü ayağı kesit çapının iki katı) olarak belirlenmiştir. Oluşturulan çözüm alanının tabanı ve köprü atağı yüzeyleri kaymayan çeper olarak tanımlanmış, çözüm alanının üst yüzeyi ise serbest kayan çeper olarak tanımlanmıştır. Burada uygulanan akım koşulları çerçevesinde, Froude sayısının düşük olması, serbest yüzey etkisinin ihmal edilebilir seviyelerde kalacağını göstermektedir (Roulund vd., 2005). Aşağıdaki tabloda üç boyutlu analizlerde uygulanan akım koşulları gösterilmiştir (Tablo2.3).

Tablo 2.3. Zamandan bağımsız üç boyutlu HAD analiz koşulları

Durum	U (m/s)	D (m)	H (m)	Hız giriş (m/s)	Re(D)	Re(H)	Fr
Dairesel Geometri	0,203	0,05	0,1	0.45	$11,3 \times 10^3$	$11,3 \times 10^3$	0,2
Kare Geometri	0,203	0,05	0,1	0.45	$11,3 \times 10^3$	$11,3 \times 10^3$	0,2

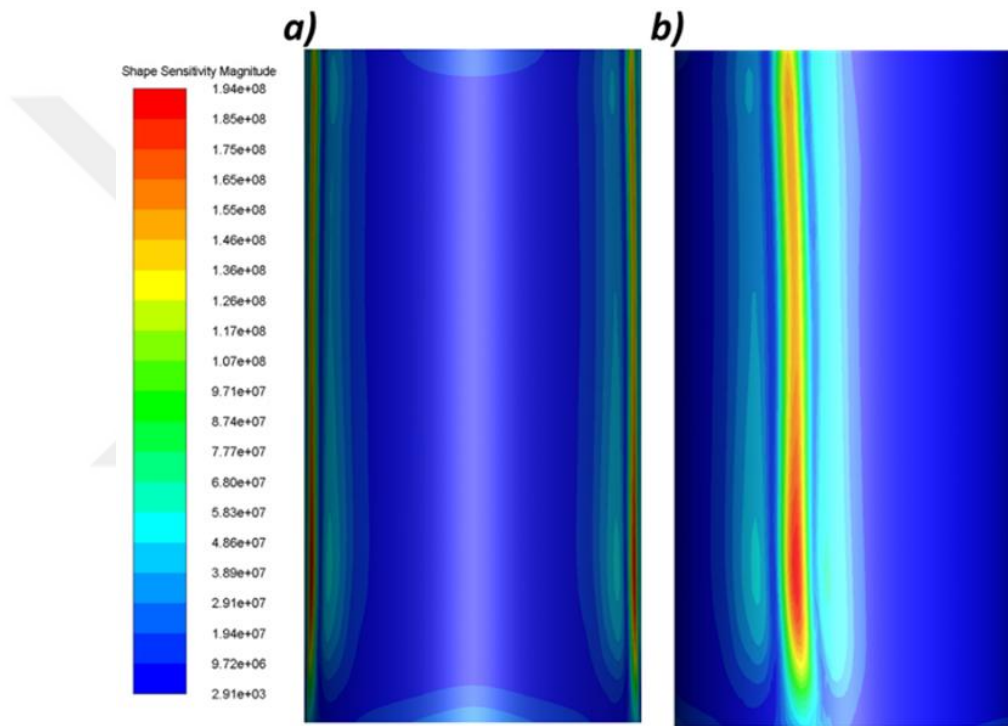
HAD çözümleri için oluşturulan sayısal ağ konfigürasyonu iki boyutlu analizler ile aynı olacak şekilde altı yüzlü yapılandırılmış şekilde oluşturulmuştur. Çözüm alanı tabanı ve köprü ayakları yüzeyine yakın bölgede ağ elemanı boyutları $y^+ \approx 1$ olarak belirlenmiştir. Toplamda yaklaşık 1,5 milyon ağ elemanı ve yine yaklaşık 1,5 milyon düğüm noktası bulunan bir ağ yapısı kullanılmıştır. Şekil 2.15'te ağ yapısının izometrik ve üstten birer görünümü verilmiştir.



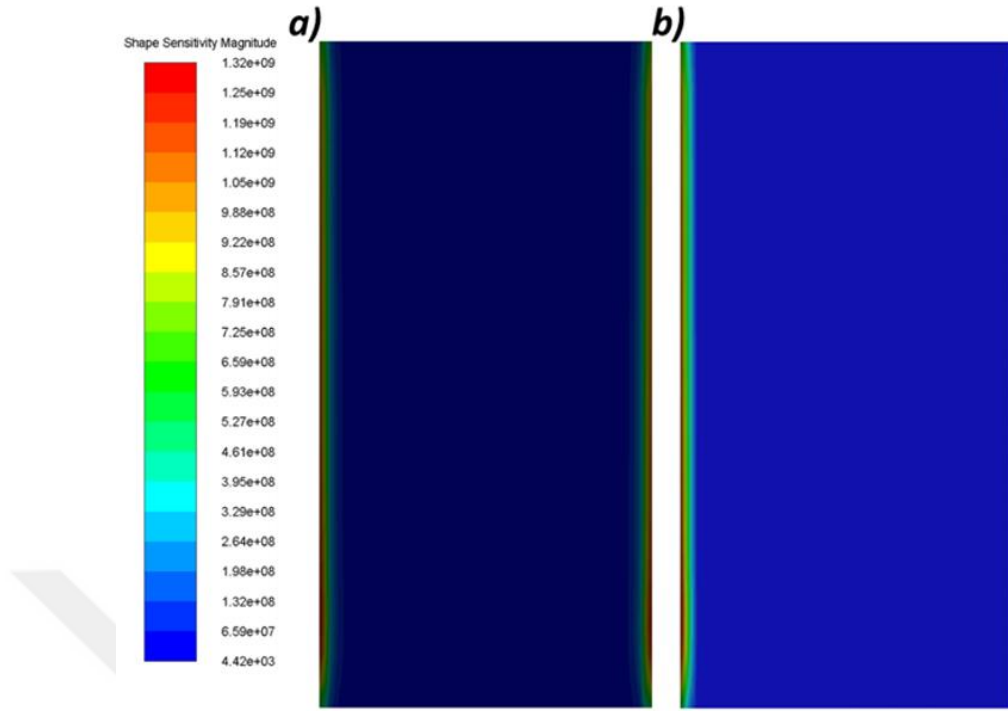
Şekil 2.15. Üç boyutlu HAD analizleri için oluşturulan sayısal ağ yapısı

HAD analizleri yakınsama ve gözlem parametresinin iterasyon sayısından bağımsız duruma geçmesi sağlanarak çözümlenmiş ve adjoint geometrik optimizasyon aşamasına geçilmiştir. İki boyutlu analizlerdekinin aksine üç boyutlu ön analizlerde farklı bir yaklaşım tercih edilmiştir. Bu bağlamda, tek çevrim uygulanarak, tek seferde yüksek değişim oranı uygulanmıştır. Sözü edilen amaç fonksiyonu yine köprü ayağı yüzeyine etkiyen akım yönündeki kuvvetin azaltılması olarak tanımlanmıştır ve %50 azaltma hedeflenmiştir. Adjoint çözümü sonucunda elde edilen, akım yönündeki kuvvetin azaltılması için geometrinin duyarlılık dağılımı dairesel ve kare kesitli köprü ayakları için Şekil 2.16 ve 2.17 üzerinde gösterilmiştir. Duyarlılık dağılımı, İki boyutlu analizlerden

elde edilen duyarlılık dağılımına benzemekle birlikte üç boyutlu akım etkisi fark edilebilmektedir. Akımın hız kazandığı ve ayrıştığı ön köşe yüzeylerde yüksek duyarlılık gözlemlenirken, ön yüzeyin üst ve alt kısımlarında da belli seviyede duyarlılık görülebilmektedir. Ön köşe bölgelerindeki duyarlılık yoğunluğunun ise taban çeperine doğru arttığı söylenebilir. Kare kesitli geometride ön köşe bölgeler keskin kenarları nedeniyle duyarlılığın oldukça yüksek ve oldukça dar bir alanda oluşmasına neden olduğu şeklinde yorumlanabilir.

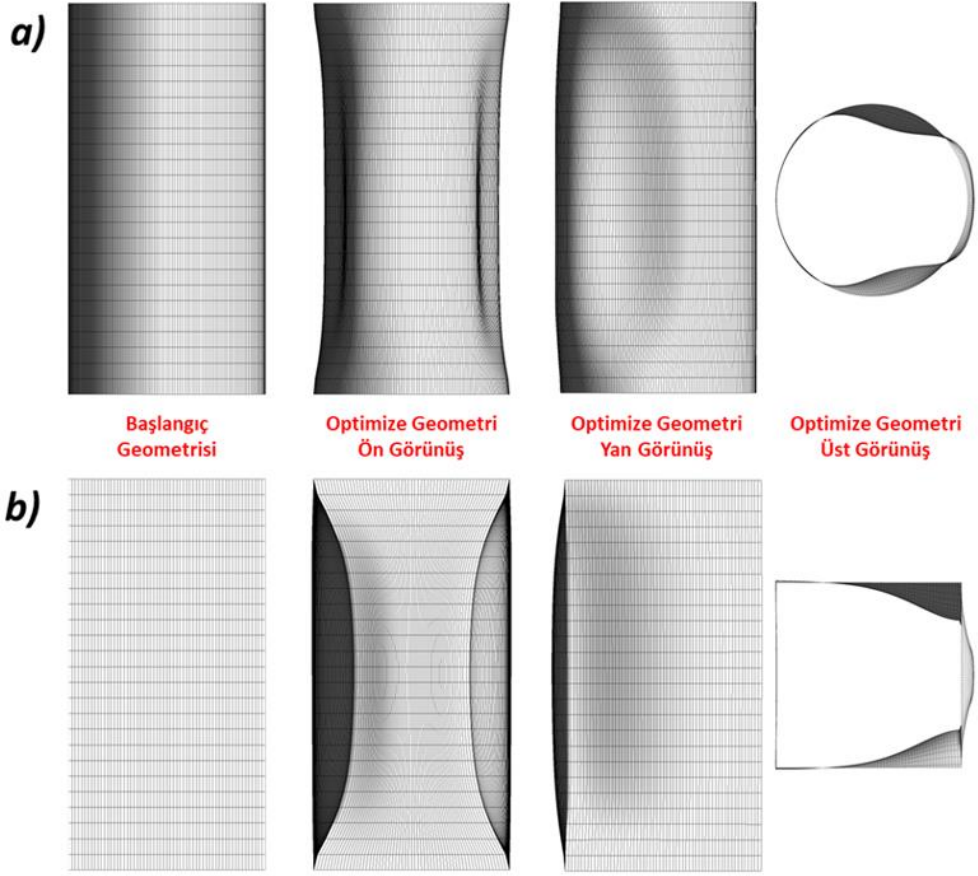


Şekil 2.16. Dairesel kesitli köprü ayağı için adjoint çözümünden elde edilen akım yönündeki kuvvetin azaltılmasına yönelik duyarlılık dağılımı a) Ön görünüş b) Yan görünüş



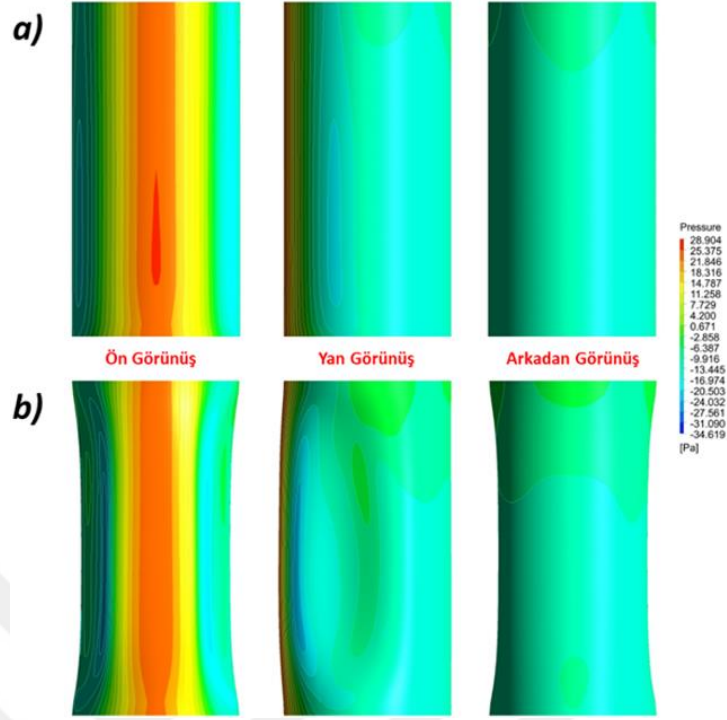
Şekil 2.17. Kare kesitli köprü ayağı için adjoint çözümünden elde edilen akım yönündeki kuvvetin azaltılmasına yönelik duyarlılık dağılımı a) Ön görünüş b) Yan görünüş

Adjoint çözümünden elde edilen duyarlılık verisinin yumuşatılarak başlangıç dairesel ve kare kesitli köprü ayaklarına sayısal ağ adaptasyonu yardımıyla optimize edilmiş biçimleri farklı görünüş açıları ile Şekil 2.18 üzerinde gösterilmiştir. İlk göze çarpan değişimler, köprü ayaklarının akımı karşılayan yüzeylerinde yanlardan içe basık öne çıkıntı yapan bir yapının oluşması ve yandan bakıldığında ise ön üst ve alt yüzeylerden ayak göbeğine doğru şişkinlik gösteren bir yapının oluşması olarak gözlemlenebilir. Arka yüzeylerde görece düşük duyarlılık oluşması ortaya çıkan geometrik deformasyonda da görülebilmektedir. Elde edilen optimize geometrilerin bir ön analizi temsil ettiği, tek bir çevrim neticesinde oluştuğu ve amaç fonksiyonunda tek aşamada yüksek değişim hedeflenerek oluşturulduğu göz önünde bulundurulmalıdır.

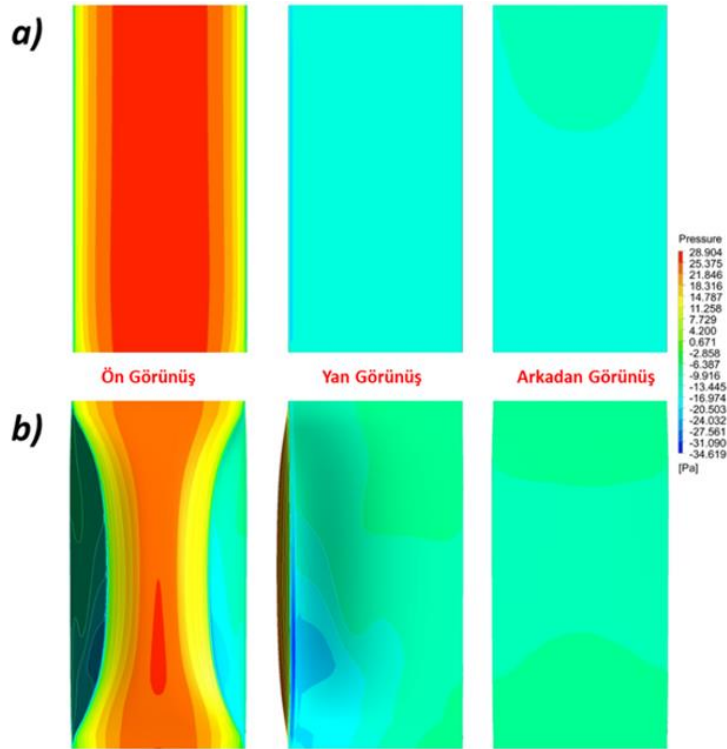


Şekil 2.18. Her iki köprü ayağı geometrisi için optimize edilmiş geometrilerin farklı açılardan gösterimi a) Dairesel kesitli geometri b) Kare kesitli geometri

Geometrik optimizasyon uygulanan geometriler ile başlangıç geometrilerini karşılaştırmak amacıyla Şekil 2.19 ve 20 üzerinde ayak yüzeylerine etkiyen basınç dağılımları gösterilmiştir. Optimize edilmiş geometrilerin ön yüzeyinde oluşan ve oyulma mekanizmasında önemli rol oynayan durağan basınç alanının büyük ölçüde azaldığı görülmektedir. Diğer taraftan, köprü ayaklarının orta bölgesinde referans alanlarının küçültülerek akıma karşı oluşan direncin azaltıldığı söylenebilir. Söz konusu geometrik değişimlerin ayakların arka yüzeyindeki basınç dağılımına da etki ettiği görülmektedir.

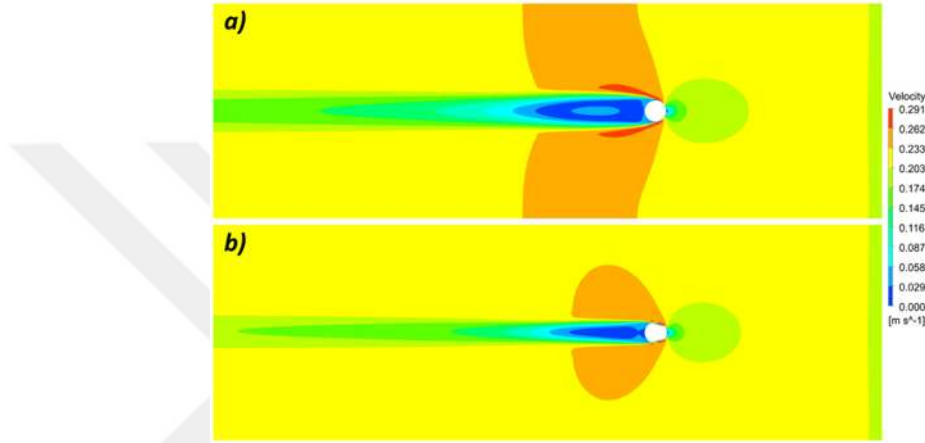


Şekil 2.19. Dairesel kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri üzerindeki basınç dağılımları a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri

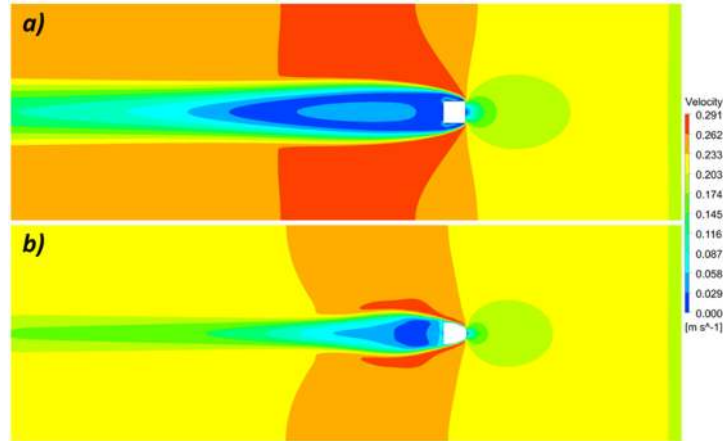


Şekil 2.20. Kare kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri üzerindeki basınç dağılımları a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri

Optimize edilmiş geometrilerin akım alanını nasıl değiştirdiğini görmek için çözüm alanının tabanı ile tavanı ortasındaki bir yüzey üzerinde hız dağılımları karşılaştırılmıştır (Şekil 2.21 ve 22). Burada her iki kesit tipi içinde yüksek hızlı akım bölgelerinin, şeklin akıma uygunluğunun artması ile birlikte etkisinin azaldığı görülebilmektedir. Buna bağlantılı olarak şekillerin arkasında oluşan düşük hızlı akım bölgesinin de etki alanının azaldığı tespit edilmiştir.



Şekil 2.21. Dairesel kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri için tabandan 1 D mesafede konumlandırılmış yüzey üzerindeki hız dağılımı
a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri



Şekil 2.22. Kare kesitli köprü ayağı başlangıç ve optimize geometri için tabandan 1 D mesafede konumlandırılmış yüzey üzerindeki hız dağılımı
a) Başlangıç geometrisi b) Optimize geometri

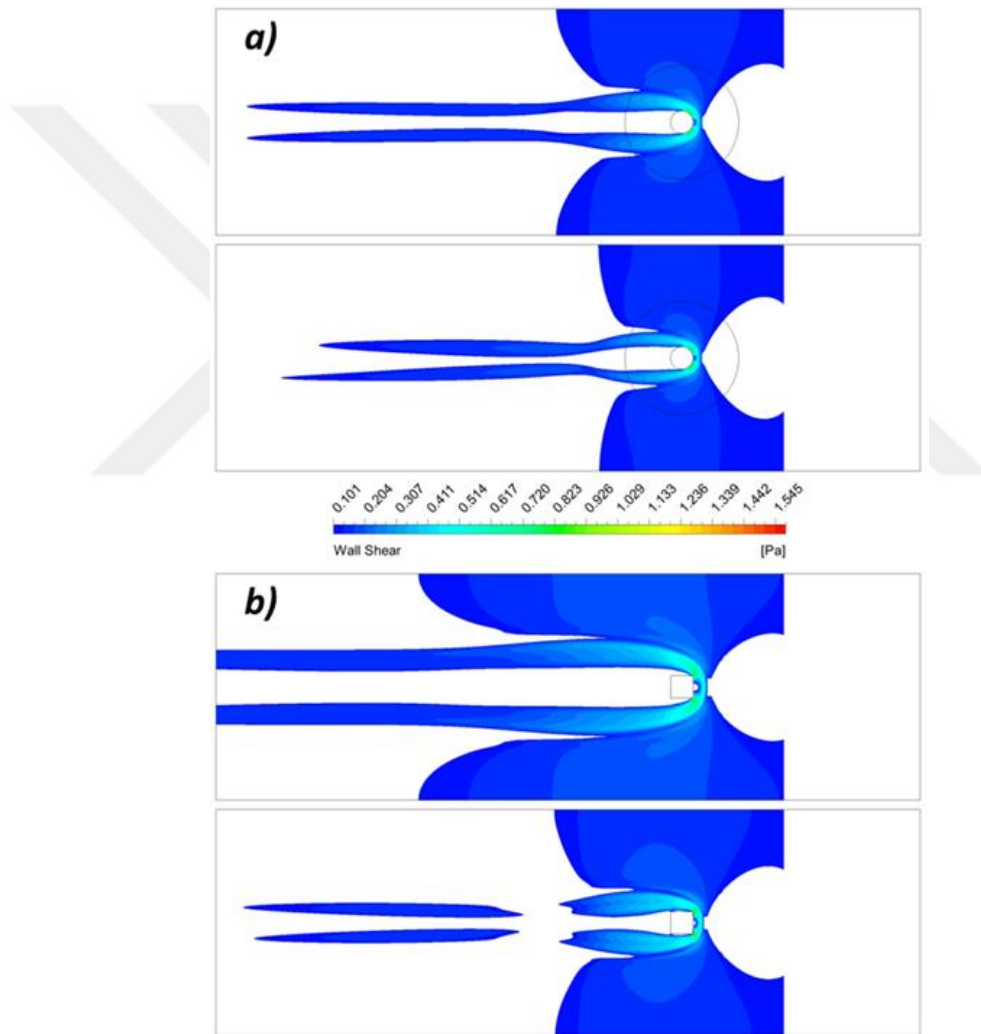
Bahsedilen akımda ayrışma ve meydana gelen yüksek hız alanlarının kanal tabanındaki kayma gerilmesi dağılımına nasıl etki ettiği Şekil 24 üzerinde görülebilir. Bu karşılaştırma yapılırken dairesel ve kare kesitli köprü ayaklarının bulunduğu HAD çözümlerine ilave olarak hiçbir köprü ayağı bulunmayan bir çözüm daha gerçekleştirilmiştir. Daha sonra hiçbir köprü ayağı bulunmayan çözümden elde edilen tabandaki kayma gerilmesi referans alınarak başlangıç ve optimize edilmiş köprü ayağı geometrilerinin buna görece oluşturduğu farkın diğer bir ifade ile temiz su oyulmasına neden olan kayma gerilmelerinin elde edilmesi sağlanmıştır.

Her iki geometrik yapı için, ortaya konan taban kayma gerilmelerinden hiçbir engel bulunmadığı durumdaki taban kayma gerilmeleri çıkarılarak elde edilen dağılımlar üzerinde, optimize geometriler için kayma gerilmesi etki alanlarında azalma görülmektedir. Bu farkın kare kesitli geometride çok daha belirgin olduğu açıkça gözlemlenebilir (Şekil 2.23). Sonuçlar sayısal olarak karşılaştırıldığında, söz konusu kayma gerilmesi etki alanlarındaki alansal ortalama değerler dairesel geometri için optimizasyon sonucu yaklaşık %2,7 azalmaya neden olurken, kare kesitli geometride bu azalmanın yaklaşık %7 civarında olduğu görülmüştür (Tablo 2.4). Diğer taraftan maksimum kayma gerilmesi değerleri karşılaştırıldığında, dairesel geometride %3,3 bir artış görülmüş, kare kesitte ise yaklaşık %3 oranında bir artış gözlemlenmiştir (Tablo 2.4). Burada yapılan geometrik optimizasyonun amacı köprü ayaklarına etkiyen akım yönündeki toplam kuvvetin azaltılması olarak uygulanmıştır. Söz konusu durum, akıma karşı daha uyumlu geometriler elde edilerek aynı zamanda bu koşulun temiz su oyulması karşısında da performans iyileşmesine neden olacağı ön görüşüne dayanmaktadır. Elde edilen sonuçlar ışığında ortalama kayma gerilmesi değerlerinde azalma sağlanırken, maksimum değerlerin az da olsa artış gösterdiği tespit edilmiştir.

Burada uygulanan optimizasyonun asıl amacını oluşturan, köprü ayağı yüzeylerine etkiyen akım yönündeki kuvvetler incelendiğinde kare kesitte hedeflendiği gibi yaklaşık %50 oranında bir azalma sağlanırken dairesel kesitte uygulanan geometrik optimizasyon uygulanan koşullar altında hedefi yakalayamamış ve sadece yaklaşık %30 civarında bir azalma sağlayabilmiştir (Tablo 2.4).

Tablo 2.4. Başlangıç ve optimize geometrileri için tabandaki kayma gerilmeleri ve köprü ayağına etkiyen akım yönündeki kuvvet değerleri

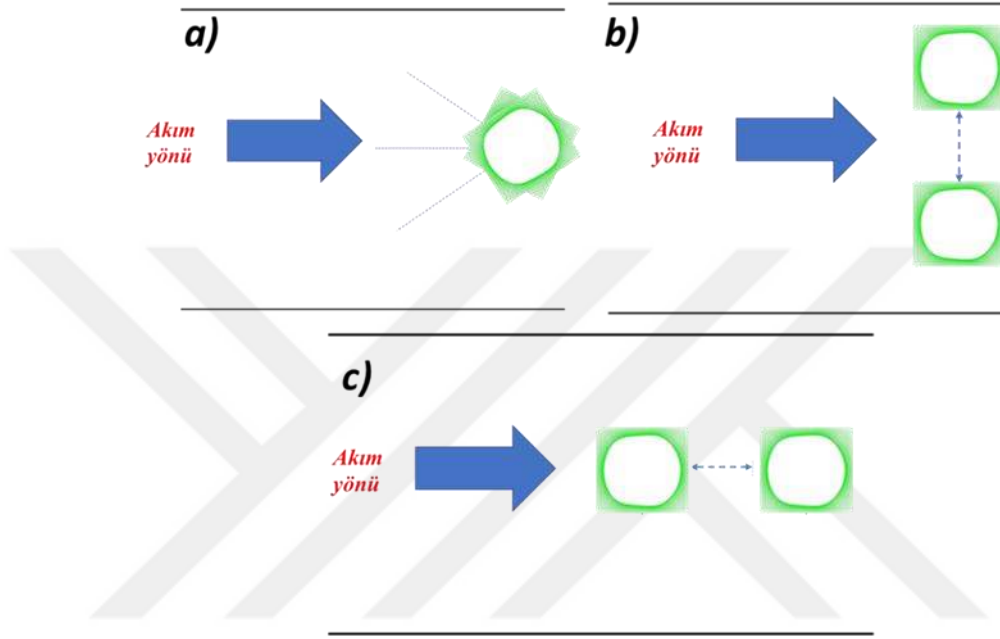
	Dairesel Kesit	Optimize Dairesel Kesit	Δ (%)	Kare Kesit	Optimize Kare Kesti	Δ (%)
Alansal Ortalama Kayma Gerilmesi (Pa)	0,123	0,119	3,252	0,139	0,125	10,071
Maksimum Kayma Gerilmesi (Pa)	0,781	0,807	-3,311	1,534	1,579	-2,921
Minimum Basınç (Pa)	-11,965	-11,463	4,195	-15,689	-19,803	-26,22
Sürüklenme Katsayısı (N)	0,881	0,627	28,831	1,806	0,904	49,96



Şekil 2.23. Dairesel ve kare kesitli köprü ayakları için tabanda oluşan kayma gerilmeleri (Köprü ayağı olmadığı durum için elde edilen referans taban kayma gerilmesi maksimum değerleri çıkarılmıştır) a) Dairesel kesitli başlangıç ve optimize geometrileri b) Kare kesitli başlangıç ve optimize geometrileri

Köprü ayağı geometrilerinin adjoint metodu ile optimizasyonu, tekil ayak durumu için gerçekleştirildikten sonra daireli kesitli köprü ayağı ile farklı koşullar için analizlere

devam edilmiştir. Söz konusu koşullar, akımın tekil köprü ayağına yaklaşım açısının değiştirilmesi, yan yana bulunan köprü ayakları durumu ve arka arkaya yer alan köprü ayakları durumları için HAD ve adjoint çözümleri tekrarlanmıştır. Şekil 2.24 üzerinde incelenen koşullar gösterilmektedir.



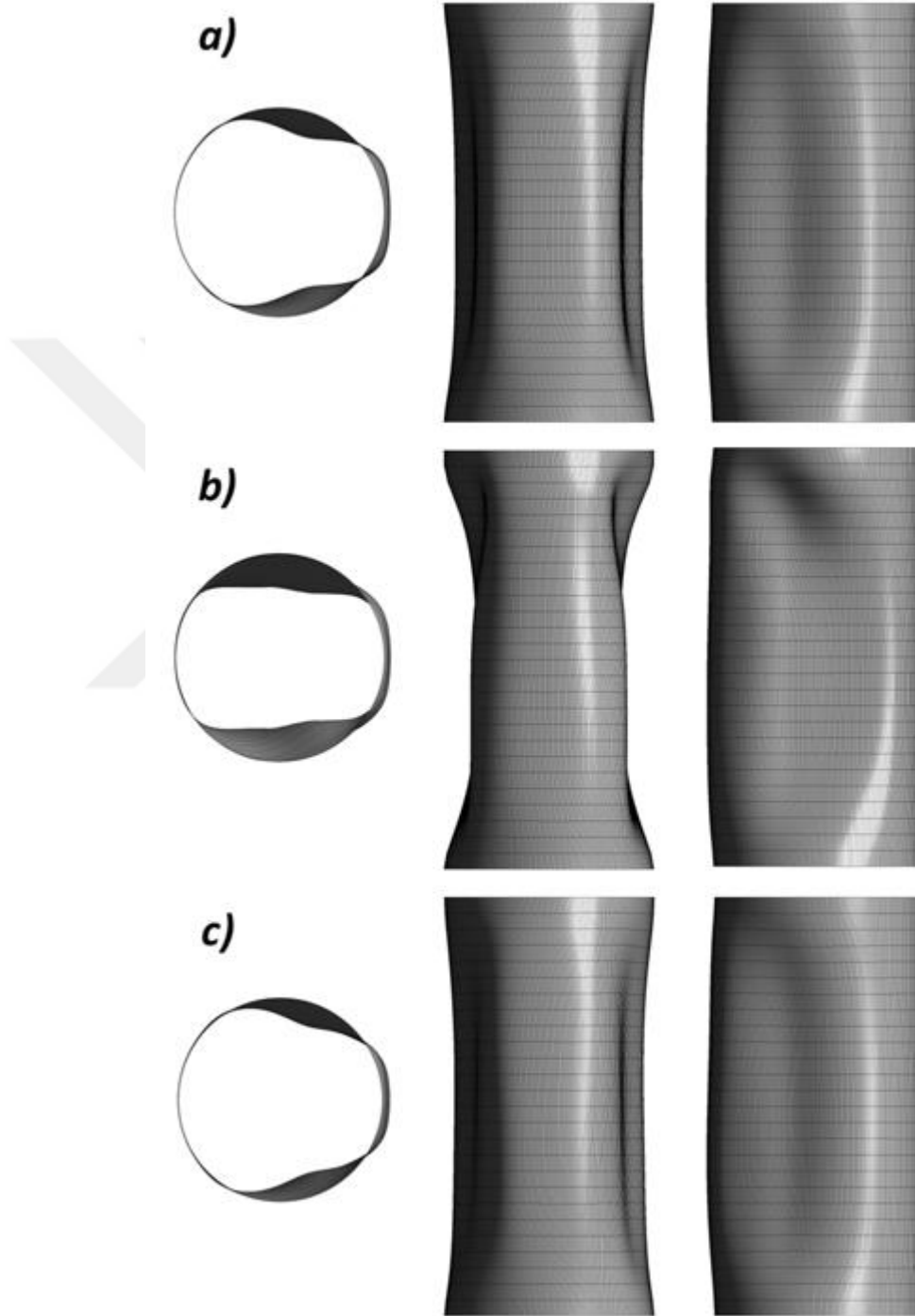
Şekil 2.24. Farklı koşullar için gerçekleştirilen adjoint optimizasyon analizleri
a) Akım yaklaşım açısına göre adjoint optimizasyonu b) Yan yana bulunan köprü ayakları için adjoint optimizasyonu c) Arka arkaya bulunan köprü ayakları için adjoint optimizasyonu

2.4.1. Akım yaklaşım açısına göre optimizasyon

Köprü ayaklarına etkiyen akım bazı durumlarda farklı yaklaşım açıları ile etkiyebilir. Köprünün inşa edildiği akarsu yatağının yapısı farklı yaklaşım açıları oluşturabilir. Bu bağlamda, akıma dik doğrultuda akıma uyumlu biçimde optimize edilmiş olan köprü ayağı geometrisi 5° ve 10° olmak üzere iki farklı akım yaklaşım açısı için HAD analizlerine tabi tutularak adjoint optimizasyonu uygulanmıştır.

İlk aşamada, akım yaklaşım açısı 0° durumuna göre optimize edilmiş olan dairesel kesitli köprü ayağı kendi eksenini etrafında 5° ve 10° döndürülerek HAD analizi yapılmış ve oluşan yeni akım kuvvetlerine göre ikinci bir adjoint optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Aşağıda Şekil 2.25'te, akım yaklaşım açısı 0° durumuna göre

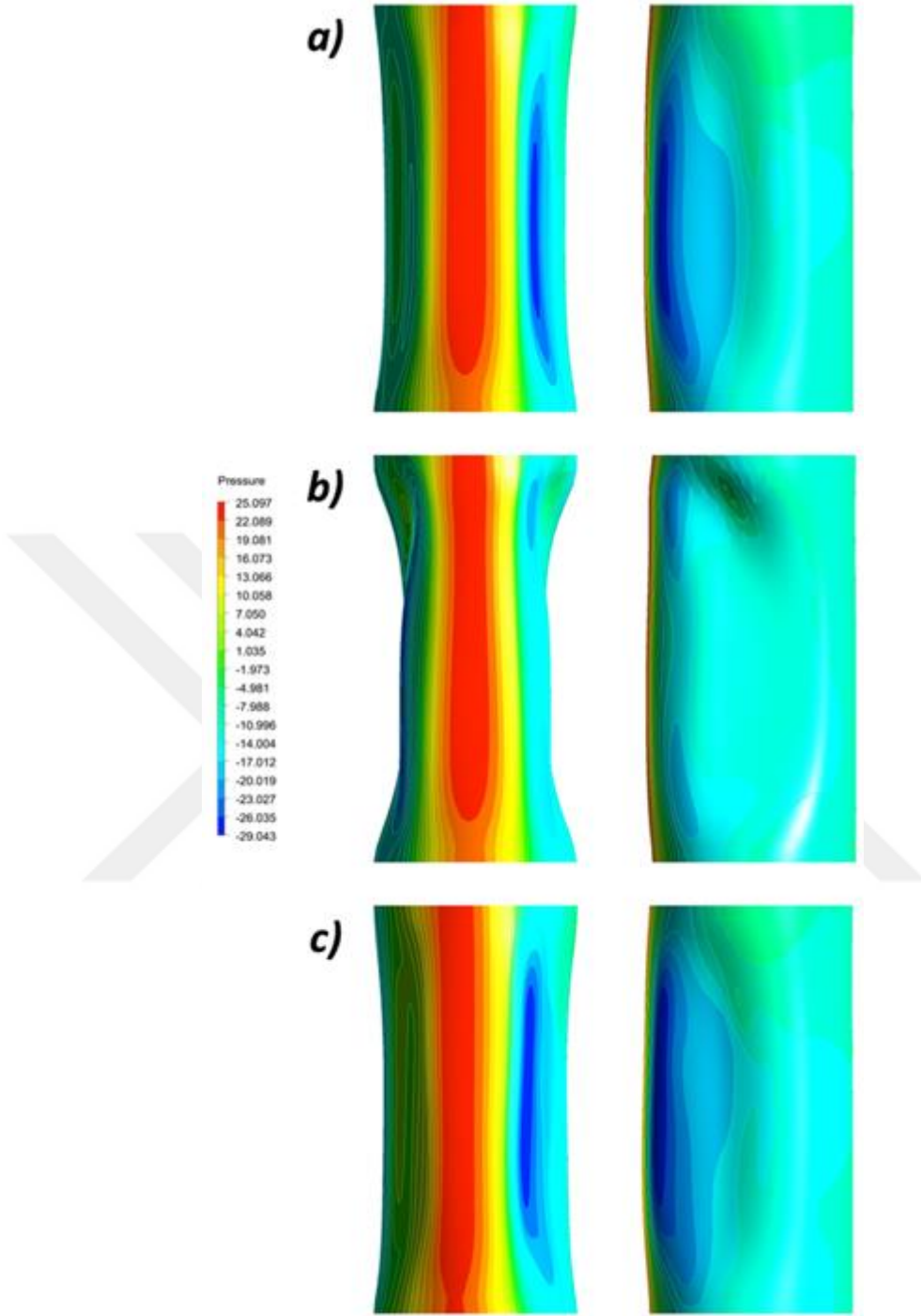
optimize edilmiş olan geometri ve bu geometrinin akım yaklaşım 5° ve 10° olduğu durumlara göre optimize edilmiş geometrileri farklı açılardan gösterilmektedir.



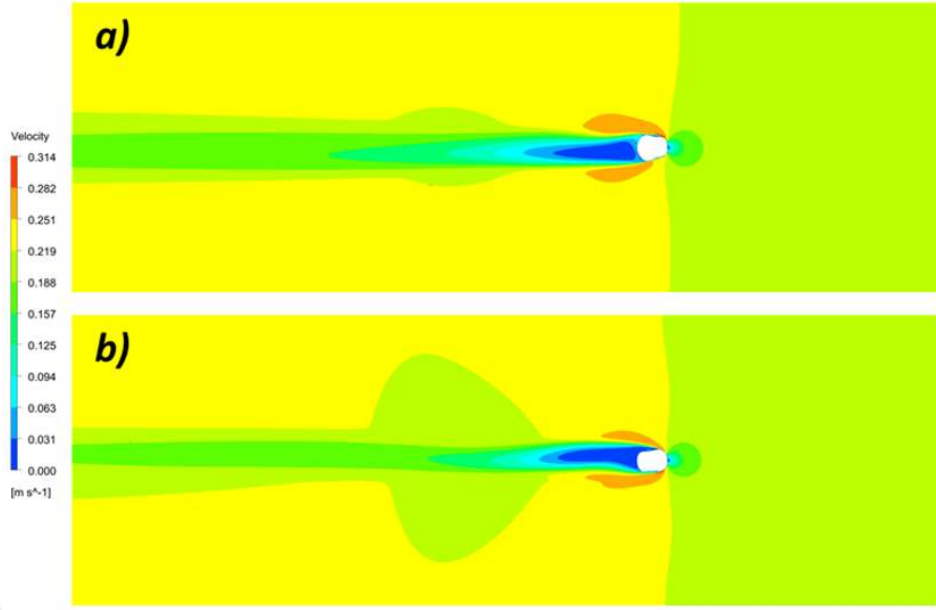
Şekil 2.25. Köprü ayağı geometrisinin optimizasyon öncesi ve sonrası için farklı açılardan gösterimi
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometri c) Yaklaşım açısı 10° için optimize edilmiş geometri

Köprü ayağı geometrisi optimize edilirken akımın yaklaşım açısının saat yönünde ve saat yönünün tersinde olmak üzere her iki yönde benzetiminin yapılabilmesi için optimizasyon her iki açıya göre simetrik olacak biçimde gerçekleştirilmiştir. Optimizasyonun amaç fonksiyonu olan köprü ayağına etkiyen akım yönündeki kuvvetin azaltılması tek açı için çözümlenerek köprü ayağı dikey kesitinde simetrik deformasyon koşulu uygulanmıştır. Bu noktada, farklı yaklaşım açıları için hedeflenen akıma uyumlu geometrik yapının her iki açı (saat yönünde ve saat yönünün tersinde) için uyumlu olması koşulu, tek açı için elde edilen performanstan belli oranda kayıp anlamına gelmektedir. Şekil 2.25'te akım yaklaşım açısının değişimi ile geometriden meydana gelen farklılıklar açık biçimde görülebilmektedir. Özellikle 10° durumunda köprü ayağının ortasına doğru kesitin çok daha daraldığı ve köprü ayağı burnundaki daralmanın yer çekimi doğrultusunda asimetrik olmak üzere daha sivri bir hal aldığı söylenebilir. Şekil 2.26'da ayağa etkiyen basınç kuvvetlerinin dağılımı karşılaştırılmıştır. 0° ve 10° durumlarındaki basınç dağılımları benzer olmakla birlikte 5° durumunda köprü ayağı burun kenarlarındaki akım ayrışmasından kaynaklı düşük basınç bölgesinin optimize geometride oldukça azaldığı söylenebilir. Her iki açı içinde optimize geometrilerde durağan yüksek basınç bölgesinin de etki ettiği alanın azaldığı görülmektedir. Figür 2.27 ve 28'de yaklaşım açısına göre optimize edilmiş ve edilmemiş durumlardaki akım davranışını karşılaştırmak amacıyla çözüm alanındaki hız dağılımı verilmiştir. Her iki açı içinde optimizasyon sonucu olarak yüksek hızlı akım alanlarının azaldığı görülmektedir. Bu durumun etkisi Figür 2.29 ve 30'da verilmiş olan taban kayma gerilmelerinin dağılımı üzerinde de gözlemlenebilmektedir. Açıya göre optimize geometrilerde yan bölümlerde meydana gelen yüksek kayma gerilmesi etki alanı azalırken ayağın arkasında fazladan bir kayma gerilmesi meydana geldiği dikkat çekmektedir. Köprü ayağına etkiyen akım yönündeki kuvvetler karşılaştırıldığında, 5° yaklaşım açısı durumunda optimize edilmiş geometride 0° durumuna göre optimize edildikten sonra 5° yaklaşım açısı altında çözülmüş olan geometriye göre yaklaşık %8 bir iyileştirme elde edilirken 10° durumunda ilk optimize şekle göre sadece yaklaşık %4 iyileştirme elde edilebilmiştir. Tabana etkiyen alansal ortalama kayma gerilmelerinde ise ilk durumda (5°) yaklaşık sadece %2 oranında bir iyileştirme görülürken ikinci durumda (10°) neredeyse aynı değer tespit edilmiştir. Taban oyulmasında etkili bir diğer parametre olan taban kayma gerilmesinin maksimum değerleri karşılaştırıldığında ise ilk durumda yaklaşık %2 iyileşme sağlanırken ikinci durumda yine anlamlı bir fark tespit edilememiştir. Köprü ayağının arkasında, meydana

gelen negatif basınç değeri zemin malzemesin tabandan koparılmasında etkili olacağı düşünüldüğünde tabanda meydana gelen minimum basınç değerlerinin de göz önüne alınması gerekmektedir. İlk durumda (5°), minimum basınç değeri yaklaşık %13 oranında iyileştirilirken, ikinci durumda bu değerin yaklaşık %7 oranında artmış olduğu kaydedilmiştir. Tüm bu parametreler tabandaki oyulmaya etkisi açısından değerlendirildiğinde ilk durumda (5°) gerçekleştirilen akıma uyumlu köprü ayağı optimizasyonunun belli oranda fayda sağladığı ikinci durumda (10°) ise anlamlı bir fayda sağlamamakla birlikte bazı parametreler açısından daha elverişsiz akım koşulları oluşturduğu söylenebilir. Bunun nedeni olarak HAD çözümlerinin tek açı yönüne göre yapılmış olmasına karşın her iki açı yönünde yansıtması amacıyla optimizasyonun köprü ayağını 0° akım yaklaşım açısı durumuna göre simetrik olacak biçimde gerçekleştirilmiş olması gösterilebilir. Diğer taraftan iki farklı yaklaşım açısındaki sonuçların farklı olmasının nedeni olarak, amaç fonksiyonu olan akım yönündeki ayağa etkiyen kuvvetin 10° durumunda fark yaratacak kadar iyileştirilememesi ve bunun sonucunda buna bağlı diğer akım parametrelerinde istenilen faydanın sağlanamaması olarak yorumlanabilir.

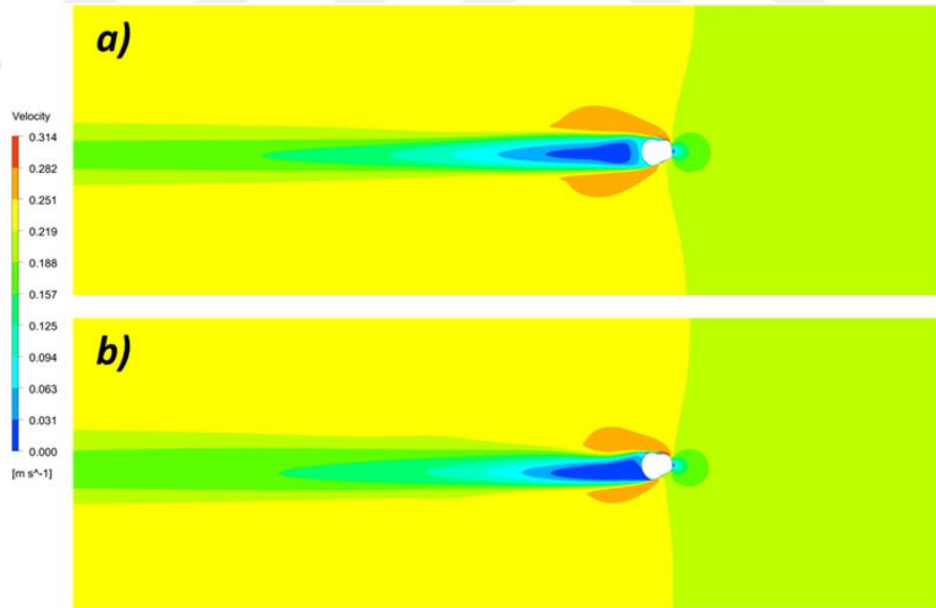


Şekil 2.26. Optimizasyon öncesi ve sonrası için köprü ayağına etkiyen basınç dağılımının farklı açılardan gösterimi a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometri c) Yaklaşım açısı 10° için optimize edilmiş geometri



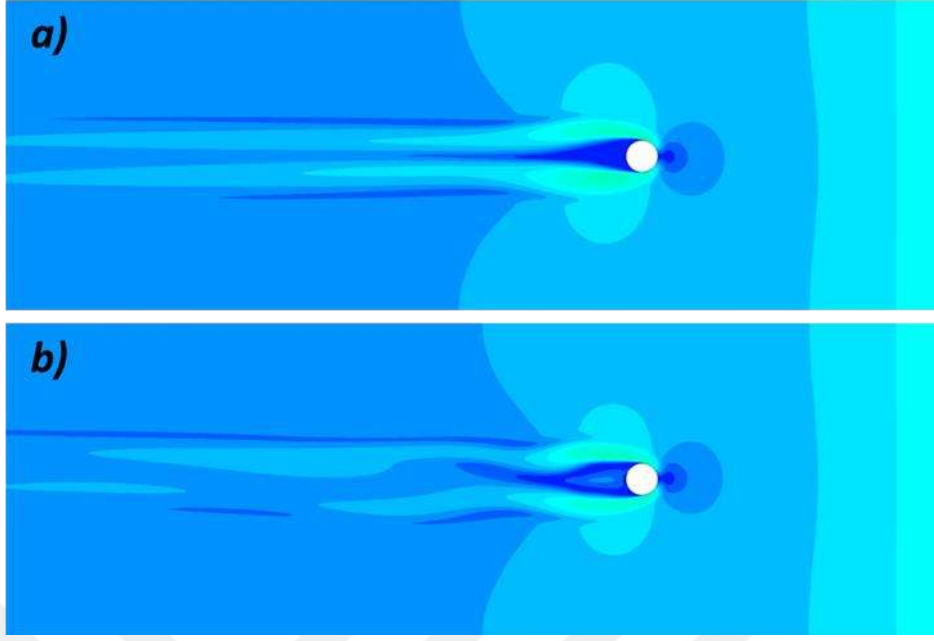
Şekil 2.27. Akım alanına ait hız dağılımı (tabandan 1D mesafede)

a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü

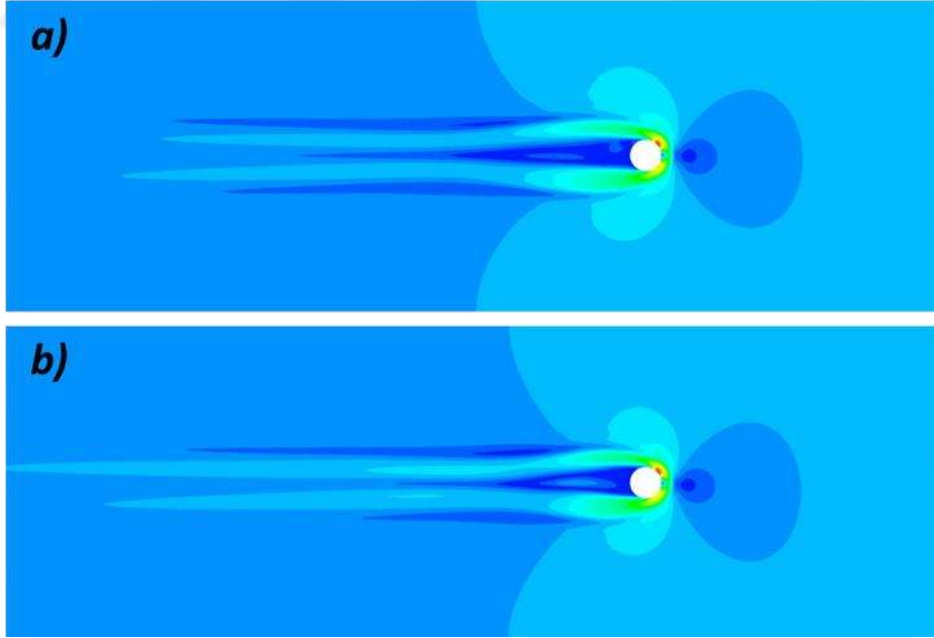


Şekil 2.28. Akım alanına ait hız dağılımı (tabandan 1D mesafede)

a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü



Şekil 2.29. *Tabanda meydana gelen kayma gerilmesi*
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 5° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü



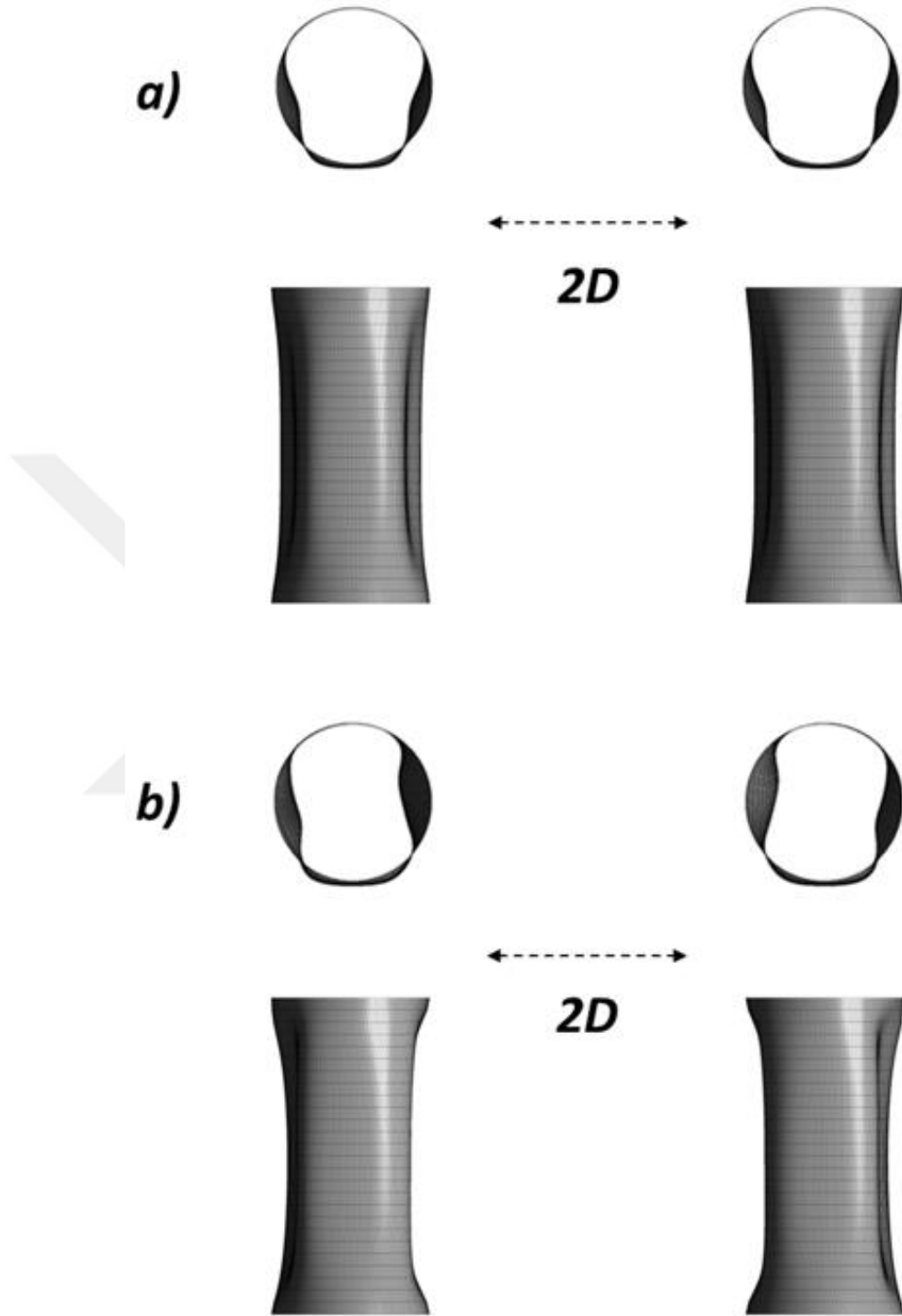
Şekil 2.30. *Tabanda meydana gelen kayma gerilmesi*
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre çözümü b) akım yaklaşım açısı 10° durumuna göre optimize edilmiş geometrinin çözümü

2.4.2. Yan yana iki köprü ayağı durumu için optimizasyon

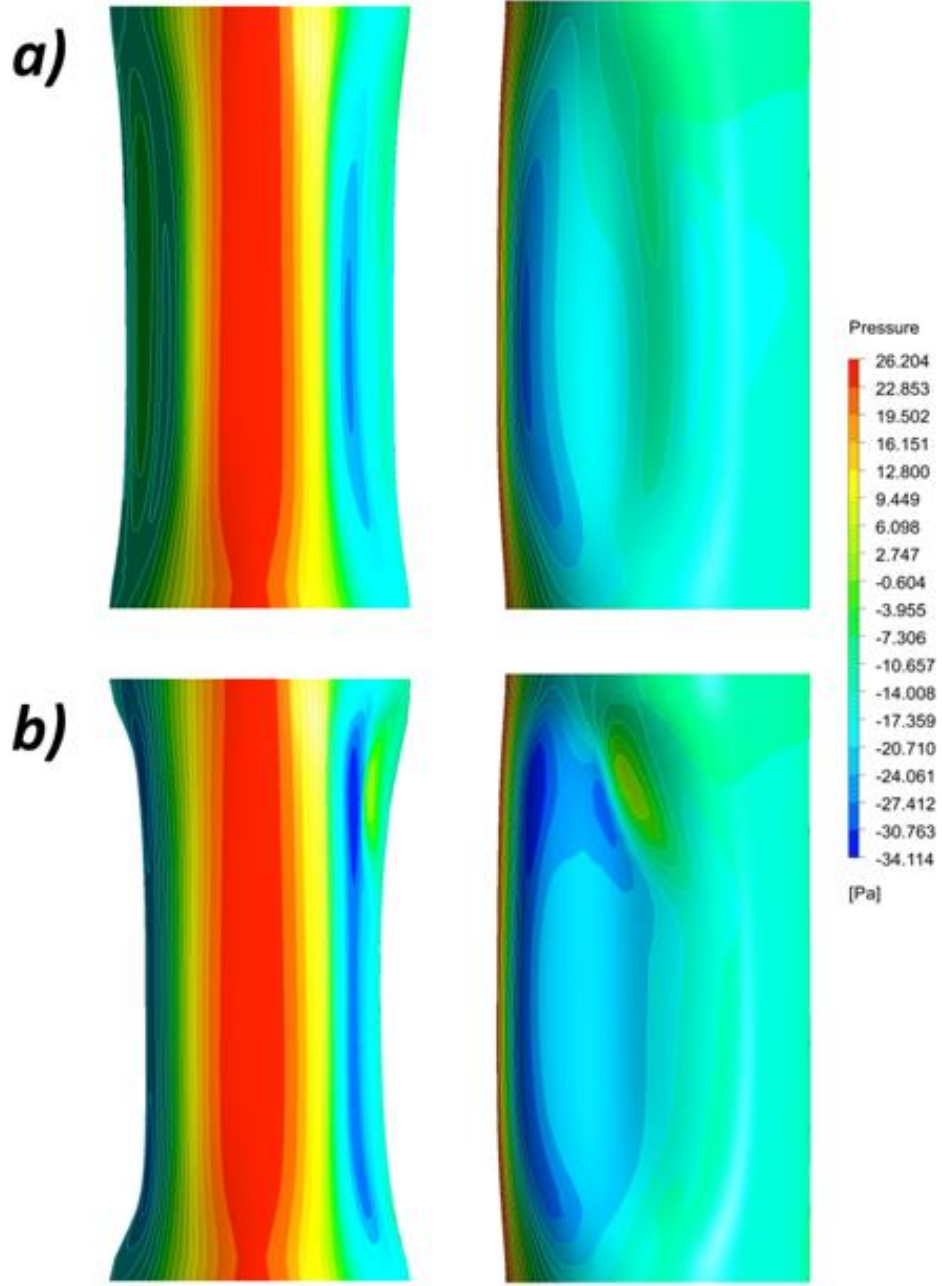
Köprü ayakları, çoğunlukla en az iki ve daha fazla ayağın bir arada bulunduğu sistemlerdir. Bu nedenle yana yana bulunan iki köprü ayağının akıma uyumlu köprü ayağı geometrisinin adjoint optimizasyonuna etkisi, ayakların birbirine olan yakınlığı oranında dikkate alınması gerekebilir. Her ne kadar, yan yana köprü ayakları çoğunlukla birbirlerinin akım alanına kayda değer bir etki etmeyecek mesafelerde inşa edilse de bazı yakın durumlarda meydana gelecek akım koşullarına karşılık ayak geometrisinin nasıl değişeceği ve bu değişikliğin etkisi analiz edilmiştir. Bu amaçla birbirinden 2D mesafede bulunan yan yana iki köprü ayağı HAD analizleri ve adjoint optimizasyonuna tabi tutulmuştur. Başlangıç geometrisi olarak, akım yaklaşım açısının 0° olduğu tekil köprü ayağını durumdaki optimize geometri kullanılmıştır ve bunun üzerine yan yana oldukları durum için ikinci bir optimizasyon gerçekleştirilmiştir.

Şekil 2.31’de köprü ayaklarının ikinci optimizasyon öncesi ve sonrası yukarıdan ve karşıdan görünüşleri verilmiştir. Optimizasyon sonrası köprü ayaklarının birbirlerine baktıkları yönlerde ayağın arka tarafında içe doğru asimetric bir kesit azalması gözlemlenmektedir. Şekil 2.32’de köprü ayaklarına etkiyen basınç dağılımı karşıdan ve birbirlerine baktıkları yan cepheden görülmektedir. Optimize geometrinin yan cephesinin üst kısımlarında ilave bir düşük basınç bölgesi göze çarpmaktadır. Buna neden olarak, yandaki ayağın etkilediği akım alanına göre optimize edilmiş şeklin, ayağın kendisine etkiyen akımda meydana getirdiği hız alanı olarak gösterilebilir. Her iki duruma ait akım alanındaki hız dağılımları Şekil 2.33 üzerinde gösterilmiştir. Hız dağılımları karşılaştırıldığında ikinci optimizasyonun ayak etrafındaki ve arkasındaki hem yüksek hem de düşük hız alanlarını azalttığı açıkça görülmektedir. Bununla bağlantılı olarak tabandaki kayma gerilmesi dağılımı incelendiğinde, optimize geometrinin ilk geometriye oranla daha simetrik bir yapıya kavuştuğu ve yüksek kayma gerilmesi alanının azaldığı görülmektedir. Buna ek olarak diğer çözümlerde olduğu gibi optimize köprü ayaklarının arka bölgesinde fazladan bir kayma gerilmesi oluştuğu fark edilmektedir (Şekil 2.34).

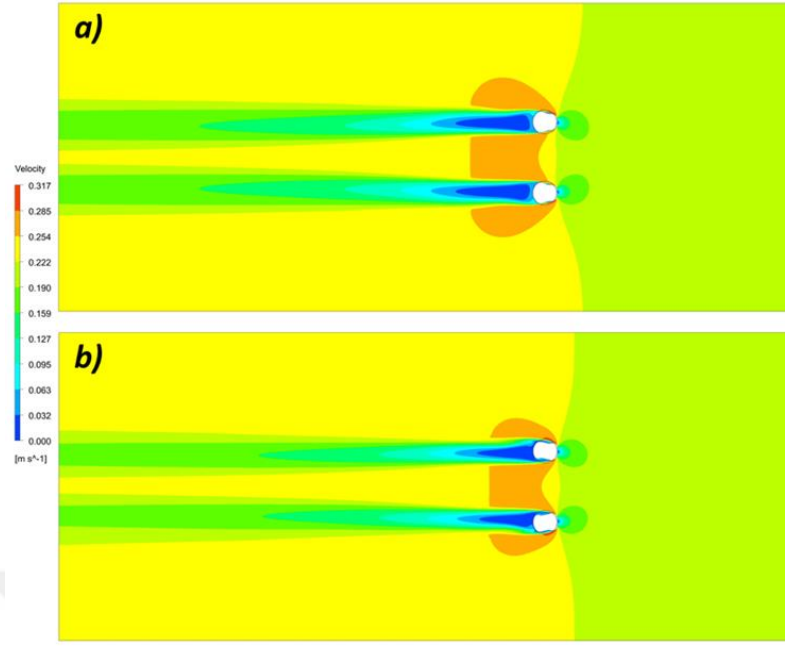
Adoint optimizasyonun amacı olan ayaklara etkiyen akım yönündeki kuvvetlerde yaklaşık %8 oranında bir iyileştirme sağlanmıştır. Buna karşılık olarak tabanda meydana gelen alansal ortalama kayma gerilmesi değerlerinde yaklaşık %2 oranında bir iyileştirme görülürken maksimum kayma gerilmesi değerlerinde yaklaşık %5 oranında bir artış tespit edilmiştir. Benzer biçimde tabandaki minimum basınç değerinde de yaklaşık %6 oranında bir artış görülmektedir.



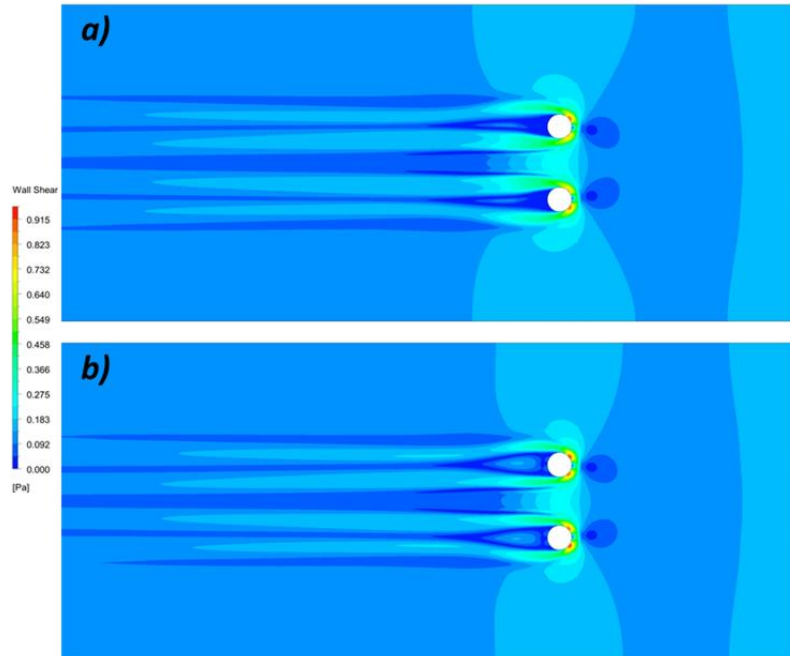
Şekil 2.31. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin optimizasyon öncesi ve sonrası için yukarıdan ve karşıdan gösterimi
 a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi



Şekil 2.32. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağına etkiyen optimizasyon öncesi ve sonrası için basınç dağılımlarının karşıdan ve birbirlerine bakan cepheden gösterimi
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi



Şekil 2.33. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağı için optimizasyon öncesi ve sonrası için akım alanındaki hız dağılımları (tabandan 1D mesafede)
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi

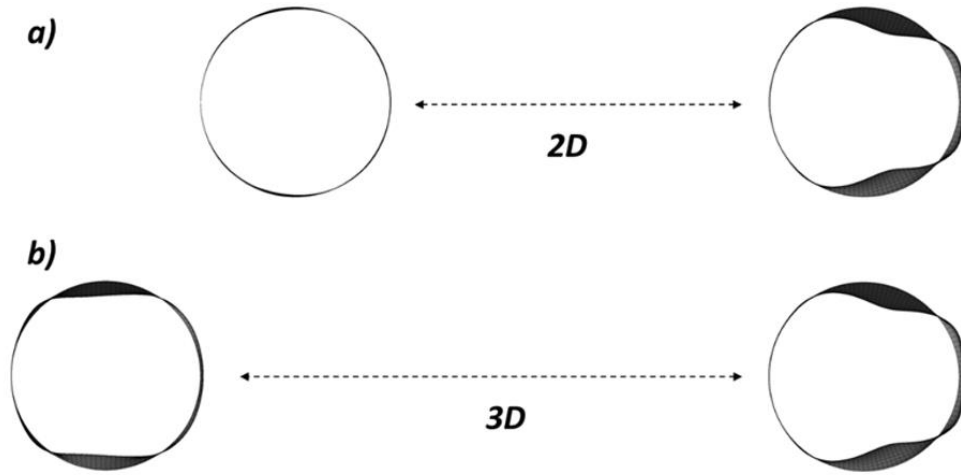


Şekil 2.34. Yan yana konumlandırılan iki köprü ayağı için optimizasyon öncesi ve sonrası için tabanda meydana gelen kayma gerilmesi dağılımları
a) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometri b) Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana konumlandırılması durumu için yapılan optimizasyon sonucu oluşan geometrisi

2.4.3. Arka arkaya iki köprü ayağı durumu için optimizasyon

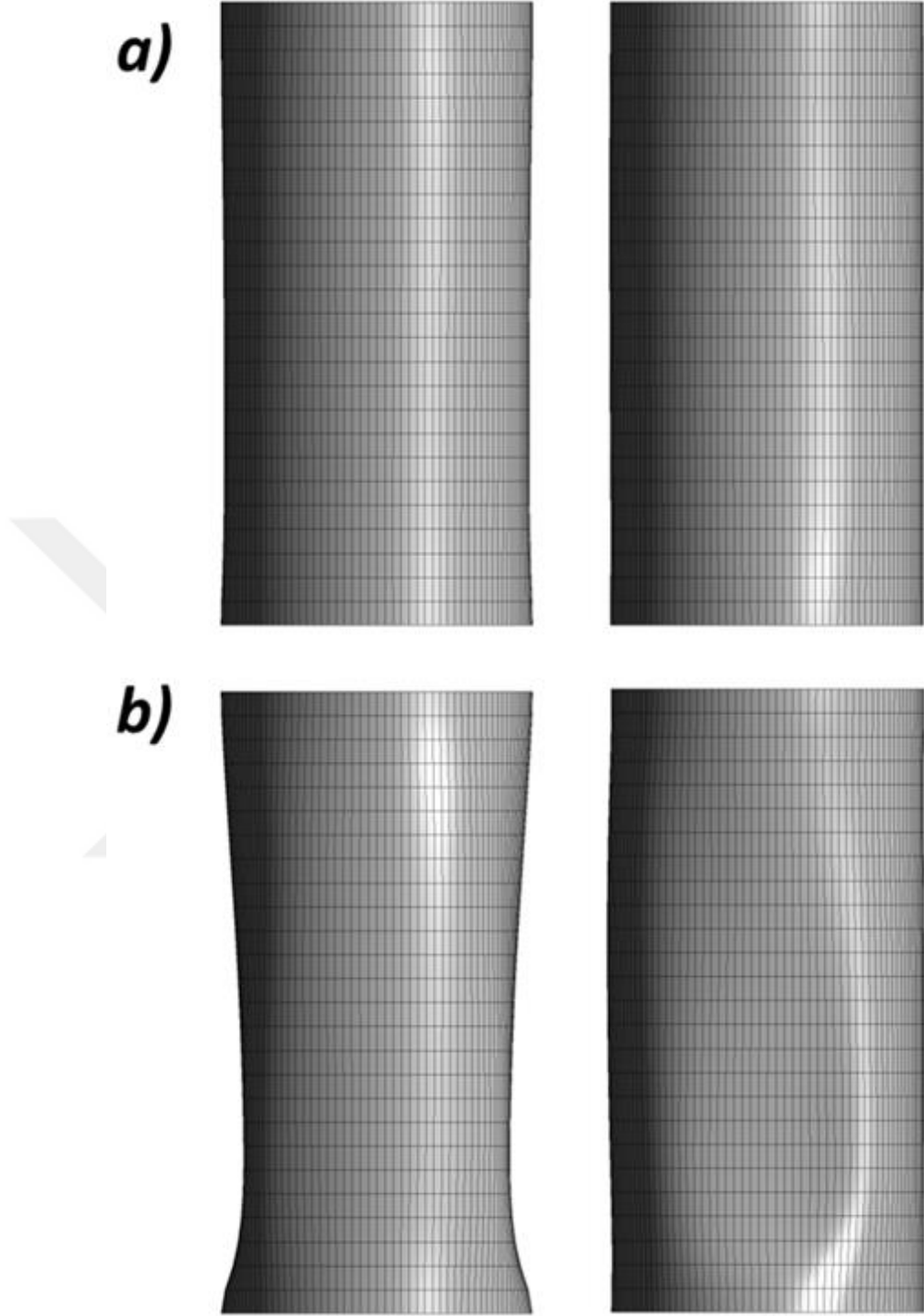
Tekil köprü ayağı ve yan yana iki köprü ayağı için akıma uyumlu köprü ayağı geometrisi optimizasyonu incelenmiştir. Bunlara ilave olarak diğer bir önemli akım koşulu köprü ayaklarının akım doğrultusunda sıralı olduğu durumlar olarak gösterilebilir. Bu durumu yansıtmak amacıyla iki köprü ayağı aralarında mesafe sırasıyla 2D ve 3D olacak biçimde arka arkaya konumlandırılarak HAD ve adjoint analizleri gerçekleştirilmiştir.

Şekil 2.35 ve 36'da optimizasyon sonrası arkadaki köprü ayaklarına ait geometriler yukarıdan ve yan görünüşten görülmektedir. Köprü ayakları arasındaki mesafenin 2D olduğu durumda geometride fazla bir değişiklik meydana gelmezken, mesafenin 3D olduğu durum arkadaki köprü ayağına etkileyen akımı daha fazla etkilediği için köprü ayağının geometrisinin akıma uyumlu hale gelmek amacıyla daha fazla değişikliğe uğradığı görülmektedir. Şekil 2.37'de optimizasyon sonucu arkadaki köprü ayaklarında oluşan basınç dağılımlarının ön ve yan görünüşleri verilmiştir. Daha önce incelenmiş olan durumlardan farklı olarak bu defa önde yer alan köprü ayağı nedeniyle arkadaki ayakların burun bölgesinde durağan basınç alanının oldukça azalarak ayağın ön köşelerine yayıldığı göze çarpmaktadır. Bu durum, arkadaki köprü ayaklarının, öndeki köprü ayağının arkasında yaratmış olduğu art izi bölgesinin içinde kalması olarak yorumlanabilir. Söz konusu durum, akım alanındaki hız dağılımı üzerinde daha iyi anlaşılmaktadır (Şekil 2.38 ve 39). Özellikle 2D mesafe bulunması durumunda köprü ayağının da geometri değişiminde de görüldüğü gibi akım alanında anlamlı bir değişiklik oluşmamıştır. 3D mesafe durumunda ise arkadaki ayağın gerisinde oluşan düşük hız alanının azaldığı ve genel olarak akım art izinin alanının daraldığı görülmektedir.

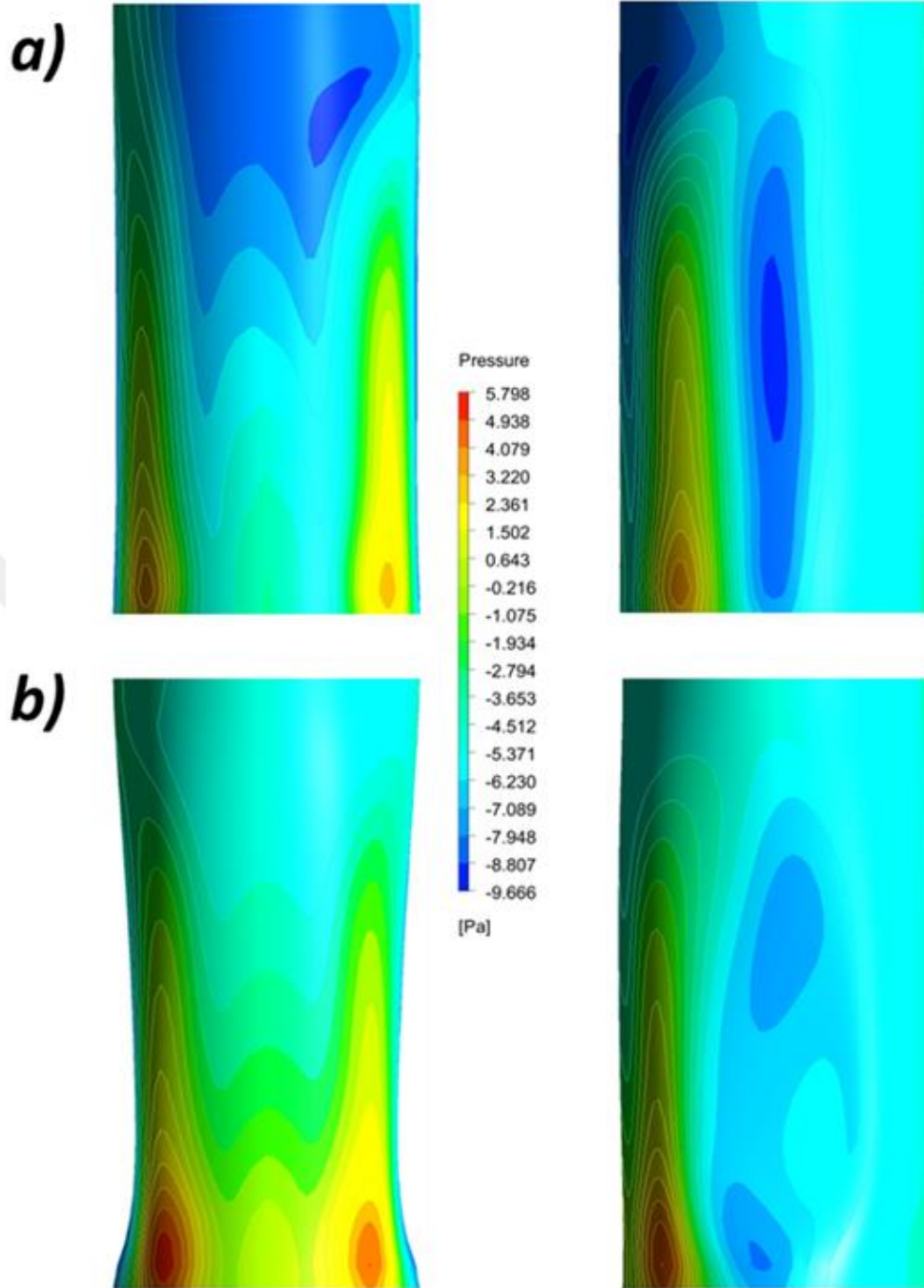


Şekil 2.35. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin optimizasyon sonrası için yukarıdan gösterimi
a) Ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum b) Ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum

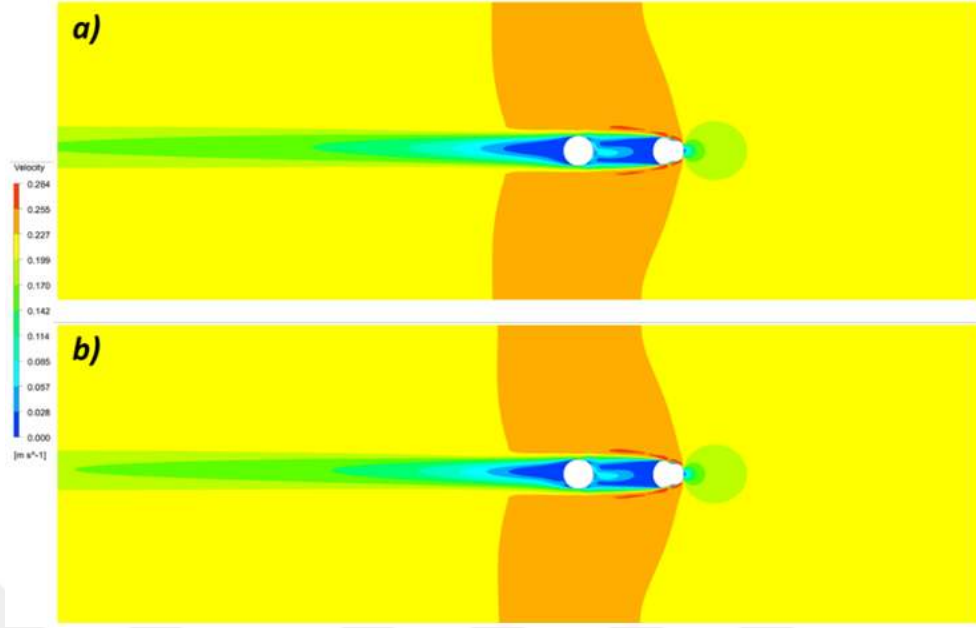
Tabandaki kayma gerilmeleri incelendiğinde, hız dağılımına paralel olarak, 2D mesafe durumunda kayda değer bir farklılık görülmemekle birlikte 3D mesafe durumunda arkadaki ayağın yanlarında ve gerisindeki kayma gerilmesi alanlarında azalma elde edildiği anlaşılmaktadır. Tabanda meydana gelen alansal ortalama kayma gerilmesi değerlerinde her iki durumda da anlamlı bir değişiklik meydana gelmediği görülmüştür. Benzer biçimde maksimum kayma gerilmesi değerleri de hemen hemen aynı kaldığı görülmüştür (Şekil 2.40 ve 41). Tabandaki minimum basınç değerleri karşılaştırıldığında 2D mesafe durumunda fark gözlemlenmezken 3D durumunda yaklaşık %4 oranında bir artış olduğu tespit edilmiştir. Köprü ayaklarına etkiyen akım kuvvetlerinde ise arka ayaklar için 2D mesafe durumunda yaklaşık %17, 3D mesafe durumunda ise yaklaşık %34 iyileştirme sağlandığı görülmüştür. Amaç fonksiyonunda sağlanan iyileştirme oranlarının yeterince yüksek olmasına rağmen, oyulmaya etkiyen parametreler de aynı oranda bir iyileştirme sağlanmadığı anlaşılmaktadır. Optimizasyon uygulanan arkadaki köprü ayaklarına etkiyen akım kuvvetlerinin çok düşük olması, gerçekleştirilen geometrik değişikliklerin tüm sisteme olan etkisinin de aynı şekilde düşük olması sonucunu yarattığı söylenebilir.



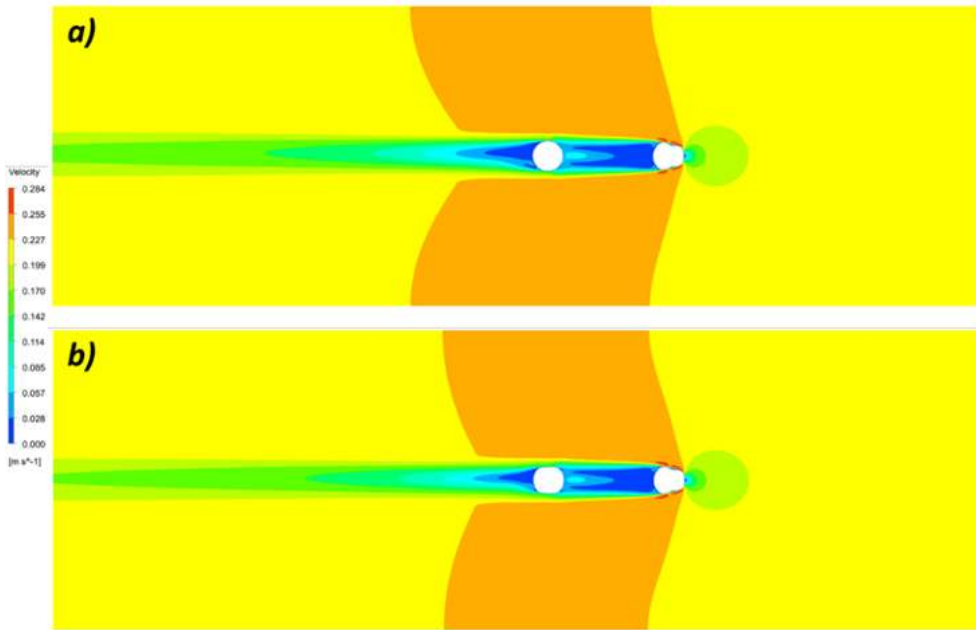
Şekil 2.36. Arkada bulunan köprü ayağı geometrisinin optimizasyon sonrası için karşıdan ve yandan gösterimi a) Ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum b) Ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum



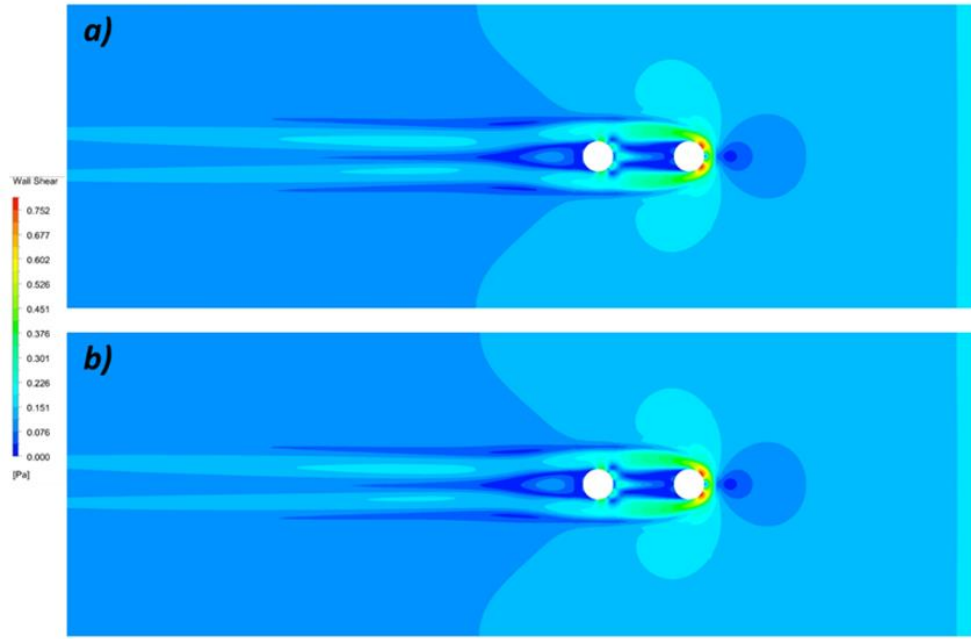
Şekil 2.37. Arkada bulunan köprü ayağı geometrisine optimizasyon sonrası etkiyen basınç dağılımlarının karşıdan ve yandan gösterimi a) Ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum b) Ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum



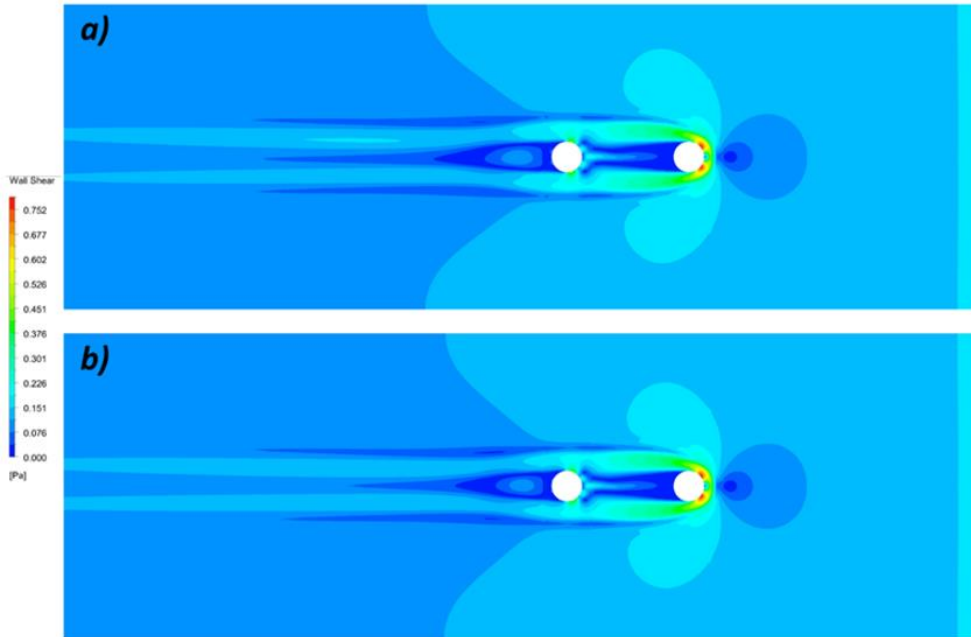
Şekil 2.38. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum için akım alanında oluşturduğu hız dağılımı (tabandan 1D mesafede)
a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası



Şekil 2.39. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum için akım alanında oluşturduğu hız dağılımı (tabandan 1D mesafede)
a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası



Şekil 2.40. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 2D mesafe bulunan durum için tabanda meydana gelen kayma gerilmeleri
a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası



Şekil 2.41. Arka arkaya konumlandırılan iki köprü ayağı geometrisinin ayaklar arasında 3D mesafe bulunan durum için tabanda meydana gelen kayma gerilmeleri
a) Optimizasyon öncesi b) Optimizasyon sonrası

HAD analizleri ve farklı akım yaklaşım açıları, yan yana ve arka arkaya konumlandırılmış köprü ayağı koşulları için gerçekleştirilmiş adjoint geometrik optimizasyonu sonuçları aşağıdaki tablolarda özetlenmiştir (Tablo 2.5-9).

Tablo 2.5. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 5° için çözümü ve yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometrinin çözümü

	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin Yaklaşım açısı 5° için çözümü	Yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometrinin çözümü	Δ (%)
Alansal Ortalama Kayma Gerilmesi (Pa)	0,137	0,134	2,000
Tabanda Maksimum Kayma Gerilmesi (Pa)	0,308	0,301	2,129
Tabanda Minimum Basınç (Pa)	-17,509	-15,216	13,100
Köprü Ayağına Etkiyen Akım yönündeki Kuvvet (N)	0,0672	0,0617	8,142

Tablo 2.6. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 10° için çözümü ve yaklaşım açısı 5° için optimize edilmiş geometrinin çözümü

	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin Yaklaşım açısı 10° için çözümü	Yaklaşım açısı 10° için optimize edilmiş geometrinin çözümü	Δ (%)
Alansal Ortalama Kayma Gerilmesi (Pa)	0,130	0,129	-0,047
Tabanda Maksimum Kayma Gerilmesi (Pa)	0,854	0,855	-0,092
Tabanda Minimum Basınç (Pa)	-13,022	-13,90	-6,775
Köprü Ayağına Etkiyen Akım yönündeki Kuvvet (N)	0,0756	0,0725	4,089

Tablo 2.7. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana 2D mesafede konumlandırılmış çözümü ve yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana 2D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü

	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana 2D mesafede konumlandırılmış çözümü	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yan yana 2D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü	Δ (%)
Alansal Ortalama Kayma Gerilmesi (Pa)	0,134	0,132	1,825
Tabanda Maksimum Kayma Gerilmesi (Pa)	0,907	0,955	-5,270
Tabanda Minimum Basınç (Pa)	-15,417	-16,428	-6,555
Köprü Ayağına Etkiyen Akım yönündeki Kuvvet (N)	0,0778	0,0713	8,312

Tablo 2.8. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 2D mesafede konumlandırılmış çözümü ve yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 2D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü

	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 2D mesafede konumlandırılmış çözümü	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 2D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü	Δ (%)
Alansal Ortalama Kayma Gerilmesi (Pa)	0,128	0,128	0,226
Tabanda Maksimum Kayma Gerilmesi (Pa)	23,197	23,157	0,173
Tabanda Minimum Basınç (Pa)	-10,239	-10,295	-0,554
Köprü Ayağına Etkiyen Akım yönündeki Kuvvet (N)	0,0013	0,0010	16,913

Tablo 2.9. Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 3D mesafede konumlandırılmış çözümü ve yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 3D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü

	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 3D mesafede konumlandırılmış çözümü	Yaklaşım açısı 0° için optimize edilmiş geometrinin arka arkaya 3D mesafede konumlandırılarak optimize edilmiş çözümü	Δ (%)
Alansal Ortalama Kayma Gerilmesi (Pa)	0,129	0,129	0,468
Tabanda Maksimum Kayma Gerilmesi (Pa)	0,790	0,792	-0,289
Tabanda Minimum Basınç (Pa)	-9,572	-9,940	-3,845
Köprü Ayağına Etkiyen Akım yönündeki Kuvvet (N)	0,0182	0,012	34,720

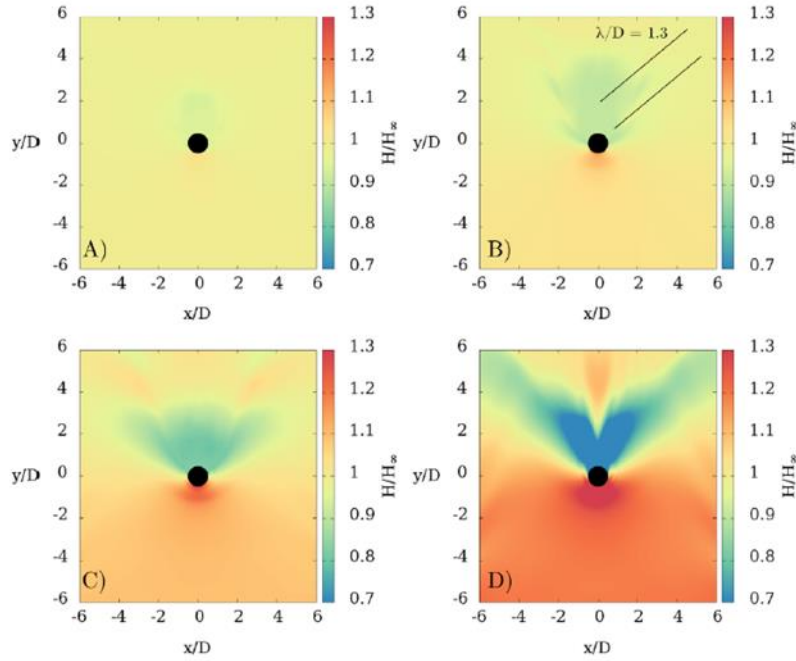
3. HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ METODUNUN DOĞRULANMASI

İki boyutlu ve üç boyutlu ön analizlerden sonra bu çalışmanın odağını oluşturan dairesel kesitli silindirik yapıda köprü ayağı geometrisinin temiz su oyulmasına karşı performansının iyileştirilmesi amacıyla doğrulanmış HAD analizleri ve adjoint şekil optimizasyonu kullanılması aşamasına geçilecektir. Adjoint optimizasyonu, HAD analizlerinden elde edilen akım verilerinden faydalananak söz konusu köprü ayağı şeklinin üç boyutlu olarak yeniden biçimlendirilmesini sağlayacaktır. Bu nedenle, şekil değişikliğine bağlı optimizasyonun doğruluğu ve geçerliliği, öncesinde gerçekleştirilen HAD analizlerinin doğruluğuna ve geçerliliğine bağlıdır. HAD analizlerinin uygunluğu çeşitli ölçütler çerçevesinde değerlendirilebilir. Kullanılan çözüm alanının boyutları, uygulanan sayısal ağ konfigürasyonunun yapısı, tanımlanan fiziksel parametre ve sınır koşulları doğru bir HAD analizinin gerçekleştirilebilmesi için üzerinde durulması gereken öncelikli aşamalar olarak gösterilebilir. Bu değerlendirmelere ek olarak, HAD analizlerinden elde edilen sonuçların fiziksel deney sonuçlarıyla karşılaştırılarak çözümün hassasiyeti ve doğruluğu yorumlanabilir. Bu bağlamda, Roulund vd., tarafından yayınlanan [2] ve Dargahi tarafından yayınlanan [50], literatürde kabul görmüş ve çok sayıda atıf almış iki deneysel çalışmanın sonuçları kullanılan HAD modelinin doğrulanması amacıyla karşılaştırılacaktır.

Roulund vd., tarafından yayınlanan çalışmada, dairesel kesitli bir köprü ayağı etrafındaki akım deneysel ve nümerik modelleme kullanılarak incelenmiştir. Çalışma, sunulan deneysel sonuçlar bakımından oldukça kapsamlı ve detaylı bir inceleme sunmaktadır. Diğer taraftan, deneylerde uygulanan akım koşulları, bu tez çalışmasında kullanılacak olan nümerik modelde tercih edilen kısıt ve kabullere uygun bir karşılaştırma olanağı sağlamaktadır. Mevcut çalışmada, Adjoint optimizasyon metodunun serbest yüzeyli akım koşullarında kullanılamaması nedeniyle, açık kanal akımı tek fazlı olarak modelleneyecektir ve serbest yüzeyin sabit yükseklikte ve değişmeyen yapıda olacağı (rigid lid) kabulü uygulanacaktır. Bu kabulün yapılabilmesi için akım boyunca serbest yüzey su yüzü profilindeki değişimin ihmal edilebilecek kadar küçük olması beklenmektedir. Roulund vd., tarafından da belirtildiği üzere köprü ayağı etrafındaki su yüzü yükseklik farkı, düşük Froude sayısı (Fr) koşullarında aşağıdaki gibi ifade edilebilmektedir;

$$\frac{\Delta h}{h} = \frac{Fr^2}{2} \quad (3.1)$$

Buna göre Roulund vd., tarafından uygulanan ve bu çalışmadaki HAD modelinde uygulanacak olan 0.14 değerindeki Froude sayısı, serbest yüzeyde sonuçlara etki edebilecek düzeyde bir değişiklik ($\Delta h \% \cong 1$) yaratması beklenmemektedir ve nümerik modelde sabit serbest yüzey yaklaşımının kullanılmasını olanaklı kılmaktadır. Fernandez ve Skurtys tarafından gerçekleştirilen nümerik analiz çalışmasında, serbest yüzeyde meydana gelen deformasyonun Froude sayısı ile ilişkisini aşağıdaki gibi ortaya konmuştur [51] (Şekil 3.1).



Şekil 3.1. Farklı Froude sayılarına göre serbest yüzey profilindeki ortalama değişim [51].
a) $Fr=0,30$ b) $Fr=0,50$ c) $Fr=0,70$ d) $Fr=0,94$

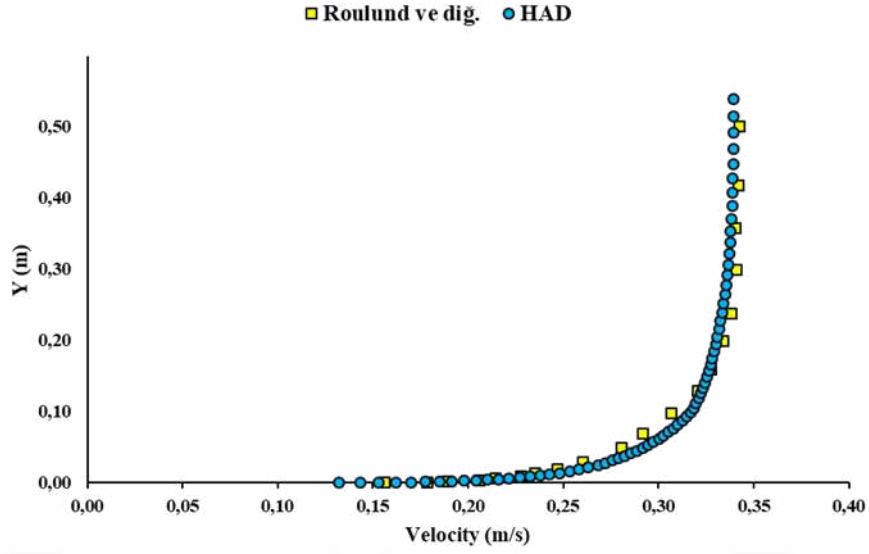
En düşük Froude sayısı olan $Fr=0,30$ da bile serbest yüzeyde %10'dan daha küçük bir deformasyon gözlemlenmektedir. Froude sayısı $Fr=0,50$ 'ye ulaştığında serbest yüzey deformasyonu %20 ile %30 civarında bir deformasyon tespit edilmiştir. Dolayısı ile bu çalışmada ve referans deneyde olduğu gibi $Fr=0,14$ oldukça düşük bir serbest yüzey deformasyonuna sebebiyet vereceği kabulü doğru bir yaklaşım olacaktır.

Bu çalışmadaki HAD modeli sonuçlarının doğrulanmasında referans alınacak olan deneysel çalışmaya ait koşullar aşağıda gösterilmiştir (Tablo 3.1).

Tablo 3.1. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deneye ait akım koşulları [2]

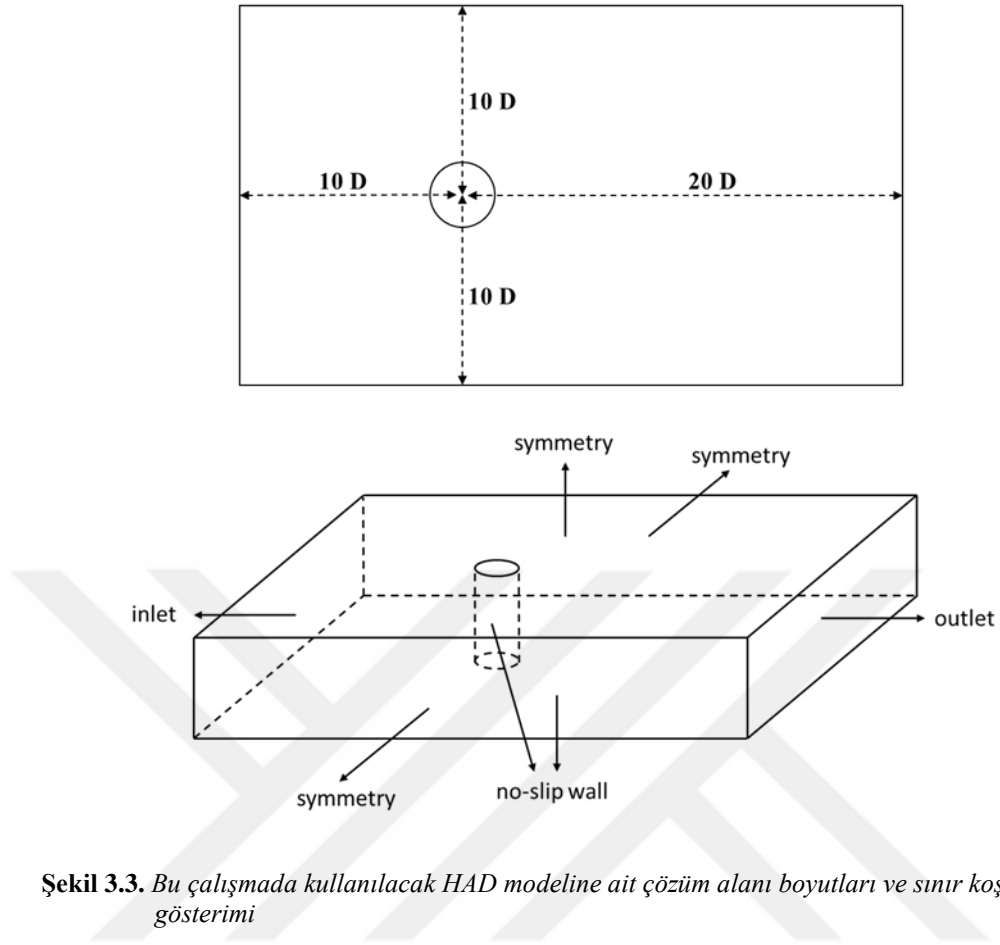
Su derinliği h (m)	0,54
Sınır tabaka kalınlığı Δ (m)	0,54
Ortalama akım hızı V (m/s)	0,326
Silindirik köprü ayağı çapı D (m)	0,536
$Re_{\Delta, v}$	$1,8 \times 10^5$
$Re_{D, v}$	$1,7 \times 10^5$
Fr	0,14

Yukarıda akım koşulları listelenen deney, hidrolik olarak pürüzsüz rijit taban durumu için gerçekleştirilmiştir. Ortalama akım hızı için, akımının bozulmadığı bölgede yapılan hız profili ölçümü benzer biçimde HAD modeline uygulanmıştır (Şekil 3.2).



Şekil 3.2. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deneye ve bu çalışmada kullanılan HAD modeline ait bozulmamış akım bölgesindeki hız profilleri

Şekil 3.3'te HAD modeli çözüm alanı boyutları ve uygulanan sınır koşulları gösterilmiştir. Daha önce ifade edildiği üzere, serbest yüzey rijit kabulü yapılarak çözüm alanının üst kısmı simetri sınır koşulu ile tanımlanmıştır. Giriş kısmında deneysel çalışmada ölçülen hız profili kullanılmış ve çıkış kısmı atmosferik basınçlı çıkış sınır koşulu olarak uygulanmıştır. Modelin yan sınırları yine duvar etkisinden arındırılması amacıyla ve akımda değişiklik yaratmaması için simetri sınır koşulu ile tanımlanmıştır. Giriş kısmında gelişmiş akım yapısına uygun bir hız profili kullanıldığı için köprü ayağı konumundan 10 D mesafede yerleştirilmesi yeterli görülmüştür. Çıkış sınırı ise yine köprü ayağı arkasında oluşması beklenen art izi ve çevrinti yapıları nedeniyle 20 D mesafe bırakılarak konumlandırılmıştır.



Şekil 3.3. Bu çalışmada kullanılacak HAD modeline ait çözüm alanı boyutları ve sınır koşullarının gösterimi

HAD modeli sayısal ağ yapısı ön analizlerde olduğu gibi tamamen yapılandırılmış dört yüzlü elemanlardan oluşturulmuştur. Köprü ayağına yakın bölgelerde daha sık olacak biçimde yerleştirilmiş ağ yapısı elemanları boyutları arasında küçükten büyüğe yumuşak bir geçiş sağlanmıştır.

Shear stress transport türbülans modeli, $k-\omega$ modeli üzerinde serbest akım hassasiyetini gidermek, $k-\varepsilon$ ve $k-\omega$ modellerinde meydana gelen pürüzsüz yüzeylerdeki akım ayrışmaları koşullarındaki yanlış hesaplamalar ile ters basınç gradyanlarının olduğu akımlarda meydana gelen hatanın düzeltilmesi için türbülans viskozitesinin hesabında yapılan değişiklik sonucu ortaya konmuş bir modeldir [52]. Buradaki ana problem, türbülans kayma gerilmelerinin taşınımının söz konusu diğer modellerde hesaba katılmamış olmasıdır.

Temel itibarıyla, STT modeli içerisinde barındırdığı harmanlama fonksiyonları sayesinde çepere yakın bölgelerde $k-\omega$, serbest kayma akım bölgelerinde ise $k-\varepsilon$ modelini

kullanarak her iki modelinde güçlü noktalarını kullanarak görece daha etkili bir yaklaşım ortaya koymaktadır. Uygun taşınım davranışı, türbülans viskozitesinin hesabına aşağıdaki gibi bir limitleyici formül eklenmesi yoluyla çözümlenmiştir.

$$\mu_t = \frac{pk}{\omega} \frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{\alpha_1 \omega}\right]} \quad (3.2)$$

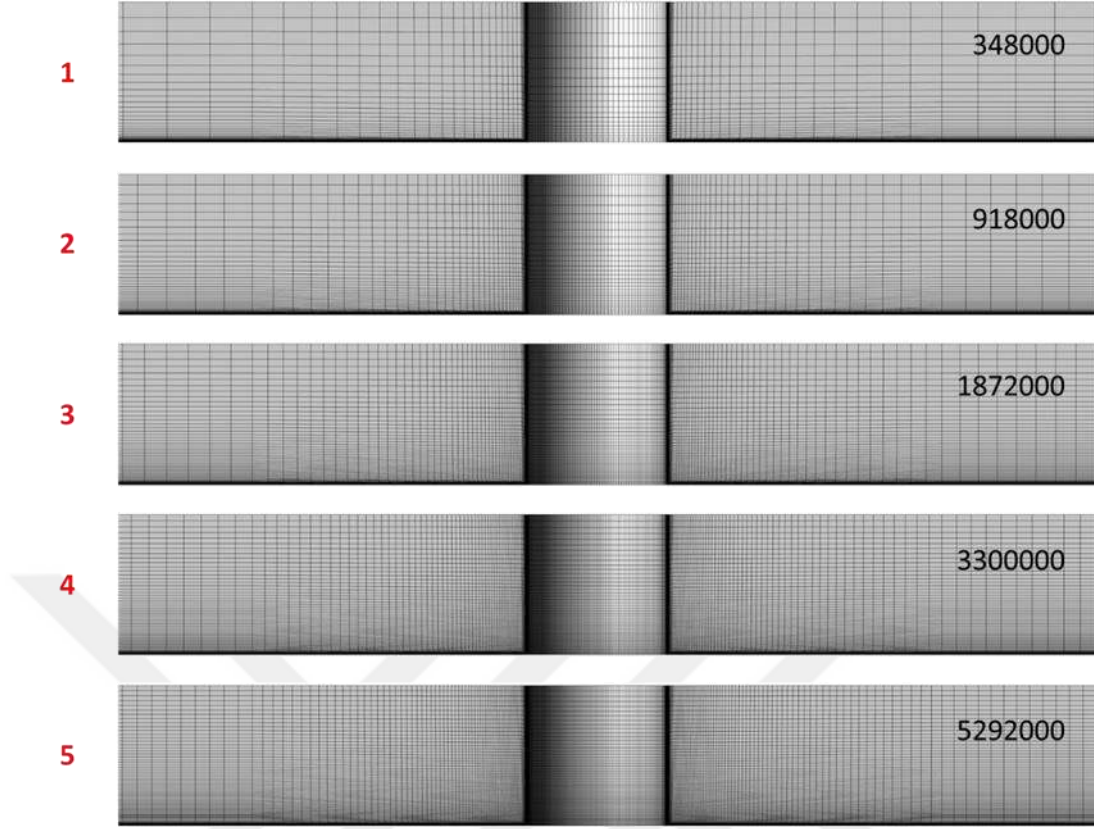
Burada “S” gerilim oranı büyüklüğünü, α^* ise düşük Reynolds sayıları için düzeltme faktörünü ifade etmektedir. “F” ifadesi de aşağıdaki gibi gösterilmektedir.

$$F_2 = \tanh(\varphi_2^2) \quad (3.3)$$

$$\varphi_2 = \max\left[2 \frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500\mu}{py^2\omega}\right] \quad (3.4)$$

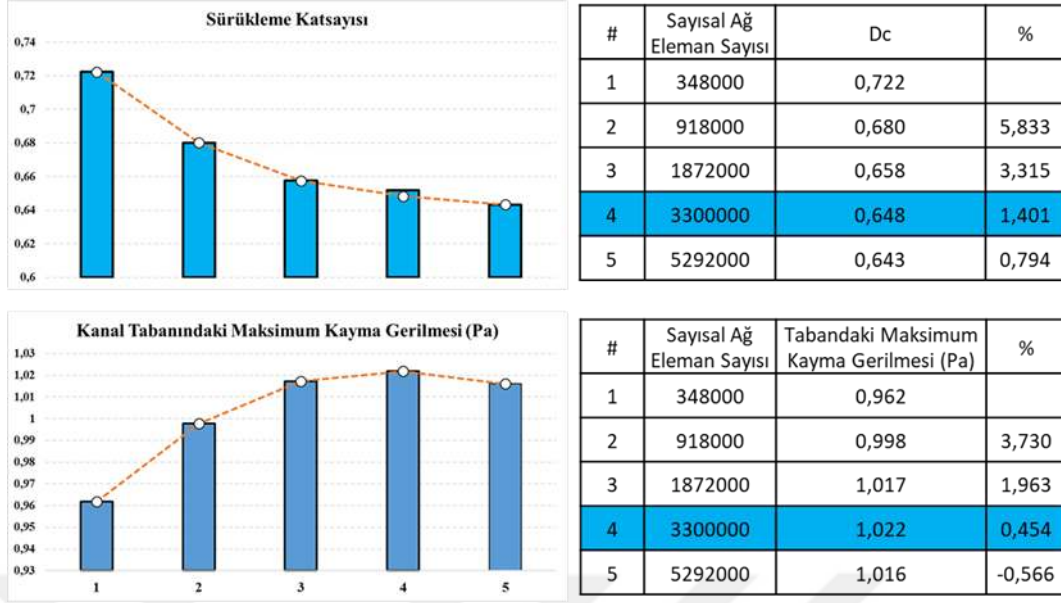
Burada “y” sonraki yüzeye olan mesafedir.

Analizlerde tercih edilen SST türbülans modeline uygun olarak, köprü ayağı ve kanal taban çeperine komşu elemanlar için tüm çözüm alanı boyunca boyutsuz y^+ değeri 1’den küçük olacak şekilde ayarlanmıştır. Ağ yapısı ile ilgili söz konusu düzenlemeler yapıldıktan sonra, gerçekleştirilecek olan HAD analizlerinin ağ yapısından bağımsız sonuçlar vermesini sağlamak amacıyla çözüm alanı boyunca sayısal ağ yapısı yoğunluğu giderek daha sık hale getirilerek çözümler aynı koşullar altında tekrarlanmıştır (Şekil 3.4). Tekrarlanan çözümlerden elde edilen sonuçların karşılaştırılabilmesi için köprü ayağındaki sürüklenme katsayısı ve kanal tabanındaki maksimum kayma gerilmesi değerleri iki kontrol parametresi olarak karşılaştırılmıştır (Şekil 3.5). Ağ yapısındaki sıklaştırma, çözüm alanının tüm bölgelerinde aynı oranda gerçekleştirilirken, kanal tabanı ve köprü ayağı çeperine komşu elemanlardaki boyutlar boyutsuz y^+ değerini sabit tutmak amacıyla tüm konfigürasyonlarda sabit tutulmuştur.



Şekil 3.4. Sayısal ağ yapısından bağımsız sonuçlar elde edilmesi amacıyla oluşturulan kabadan inceye beş ağ yapısının gösterimi ve toplam eleman sayıları

Şekil 3.5’te gösterildiği gibi sayısal ağ elemanları boyutları küçüldükçe aynı koşullar altında gerçekleştirilen çözümlerden elde edilen sonuçların değiştiği görülmektedir. Ancak bu değişim ağ elemanlarının sıklığı arttıkça daha düşük seviyelerde olduğu anlaşılmaktadır. Özellikle 4 numaralı ağ yapısından 5 numaralı ağ yapısına geçildiğinde her iki kontrol parametresi için değişimin %1’den daha düşük seviyede olduğu dolayısı ile 3,3 milyon eleman sayısından oluşan ağ yapısından daha küçük boyutlu elemanlar kullanılmasının sonuçları ihmal edilebilecek seviyede etkilerken analizler için gereken hesaplama gücünü gereksiz yere arttıracakı söylenebilir. Bu nedenle HAD ve adjoint optimizasyon aşamalarında kullanılacak numerik model için optimum sayısal ağ yapısının 4 numaralı konfigürasyon olacağı tespit edilmiştir.

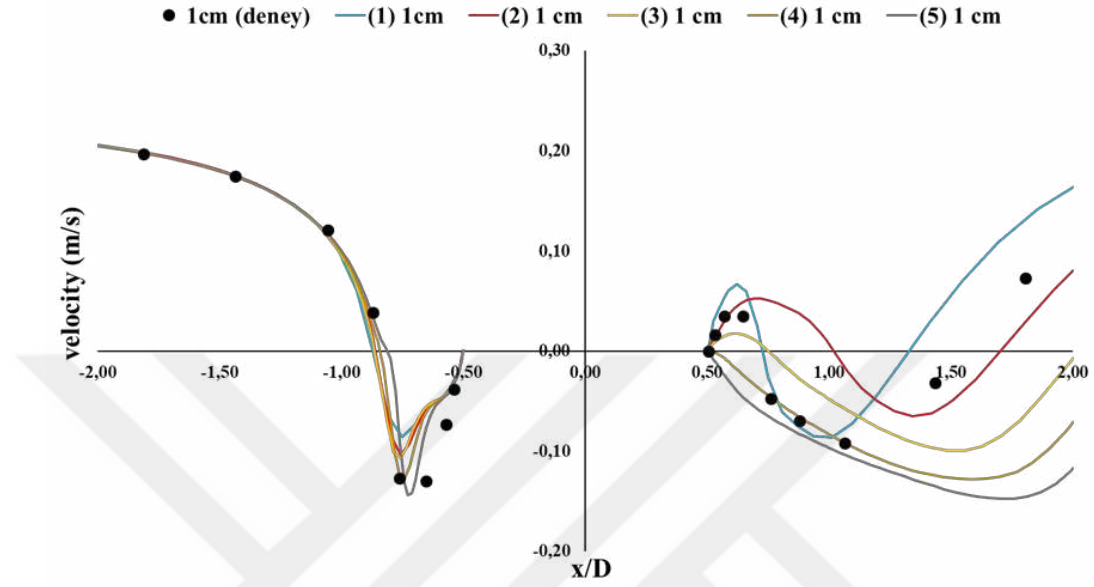


Şekil 3.5. Sayısal ağ yapısından bağımsız sonuçların elde edilebilmesi için oluşturulan farklı ağ yapılarındaki kontrol parametrelerinin değişimi (üstte sürüklenme katsayısı, altta tabandaki maksimum kayma gerilmesi)

HAD modeli sayısal ağdan bağımsız duruma getirildikten sonra elde edilen sonuçların Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney sonuçları ile karşılaştırılması aşamasına geçilmiştir. Karşılaştırma deneysel çalışmada verildiği gibi, tabandan belirli sabit mesafelerde simetri düzlemindeki yataydaki hız bileşenleri üzerinden gerçekleştirilmiştir. Yapılan ilk incelemelerde, membada oldukça uyumlu olduğu görülen hız değerlerinin mansapta farklılıklar gösterdiği tespit edilmiştir. Söz konusu farklılığın ağ ile ilişkisini anlayabilmek için, optimum ağ konfigürasyonunu veren 4 numaralı modelin yanı sıra diğer ağ konfigürasyonlarının da sonuçları değerlendirmeye alınmıştır (Şekil 3.6-8).

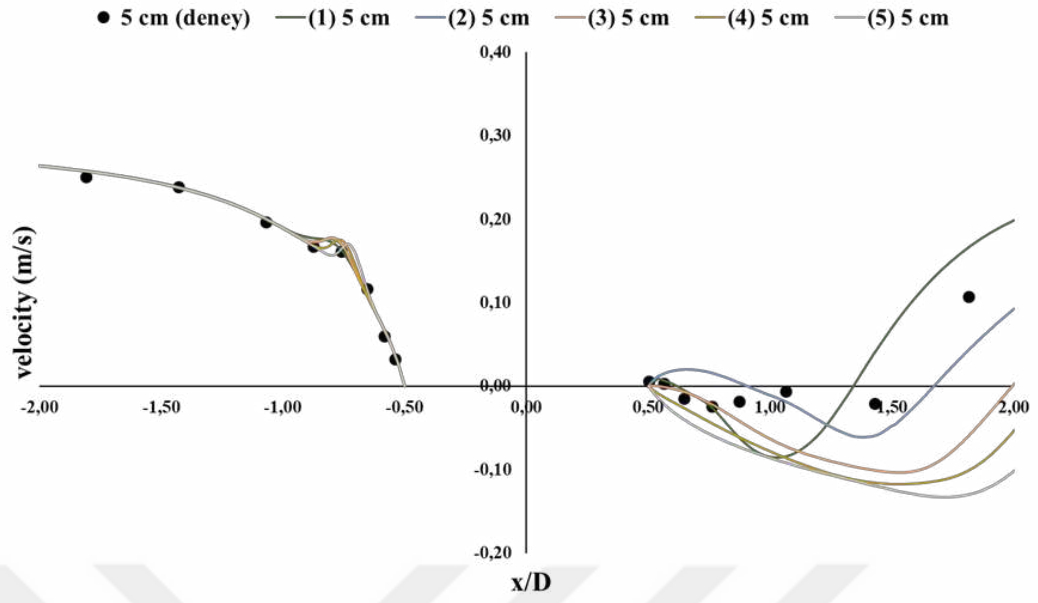
Şekil 3.6’da simetri ekseninde ($z=0$), tabandan 1 cm mesafedeki doğru üzerindeki yatay hız bileşeni değerleri karşılaştırılmıştır. Köprü ayağının memba tarafında, 4 ve 5 numara ile gösterilen daha sık yapıda ağ yapısına sahip modellerde daha uyumlu olmakla birlikte tüm ağ yapılarında deneysel sonuçlarla oldukça uyumlu bir yapı gözlemlenmektedir. Ancak beklenmedik biçimde köprü ayağı mansap tarafında ağ yapısı sıklaştıkça HAD sonuçlarının deneysel sonuçlardan uzaklaşma eğilimde olduğu tespit edilmiştir. Özellikle en kaba eleman boyutları kullanılan 1 ve 2 numaralı ağ

konfigürasyonlarının deney sonuçları çok benzer değerleri veriyor olması oldukça beklenmedik bir sonuç olarak yorumlanabilir.

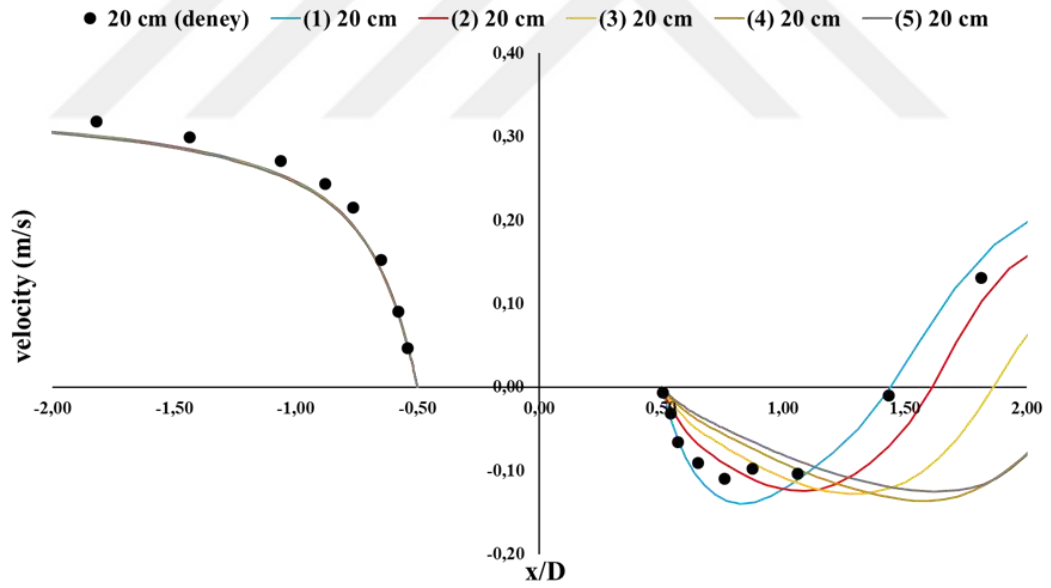


Şekil 3.6. Farklı ağ yapıları için tabandan 1 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)

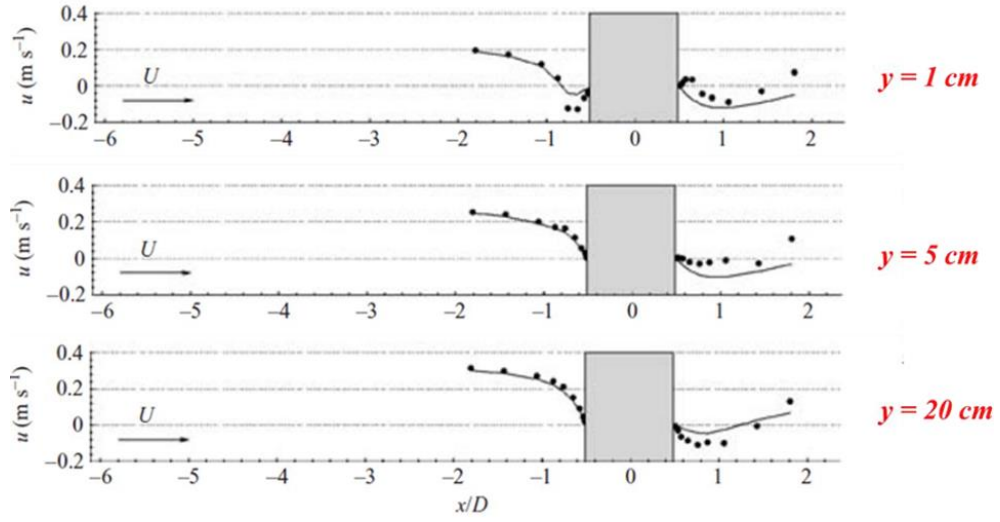
Şekil 3.7 ve 8’de benzer biçimde yatay hız bileşenleri tabandan 5 cm ve 10 cm mesafedeki simetri ekseninde bulunan doğrular üzerinde karşılaştırılmıştır. Yine sayısal ağ yapısının sıklaştırıldığı ve ağ yapısından bağımsız çözümler veren konfigürasyonlara gidildikçe deneysel sonuçlardan uzaklaşıldığı görülmektedir. Bu noktada, çözümden bağımsız sonuçlar verdiği belirlenmiş ve daha çok sayıda ağ elemanı ile daha yüksek çözünürlüğe sahip olan ağ konfigürasyonları yerine büyük boyutlara sahip ve az sayıda eleman ile oluşturulmuş konfigürasyonların deneyle uyumlu olduğu anlaşılmaktadır. Söz konusu durum HAD metodunun matematiksel yapısı ve uygulama esasları ile çelişen bir durum ortaya koymaktadır. HAD model sonuçları ile ilgili ortaya çıkan sonucun değerlendirilmesi amacıyla Roulund vd., tarafından yayınlanan çalışmada mevcut bulunan nümerik analiz ve deneysel sonuçların karşılaştırılması incelenmiştir (Şekil 3.9).



Şekil 3.7. Farklı ağ yapıları için tabandan 5 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)



Şekil 3.8. Farklı ağ yapıları için tabandan 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)

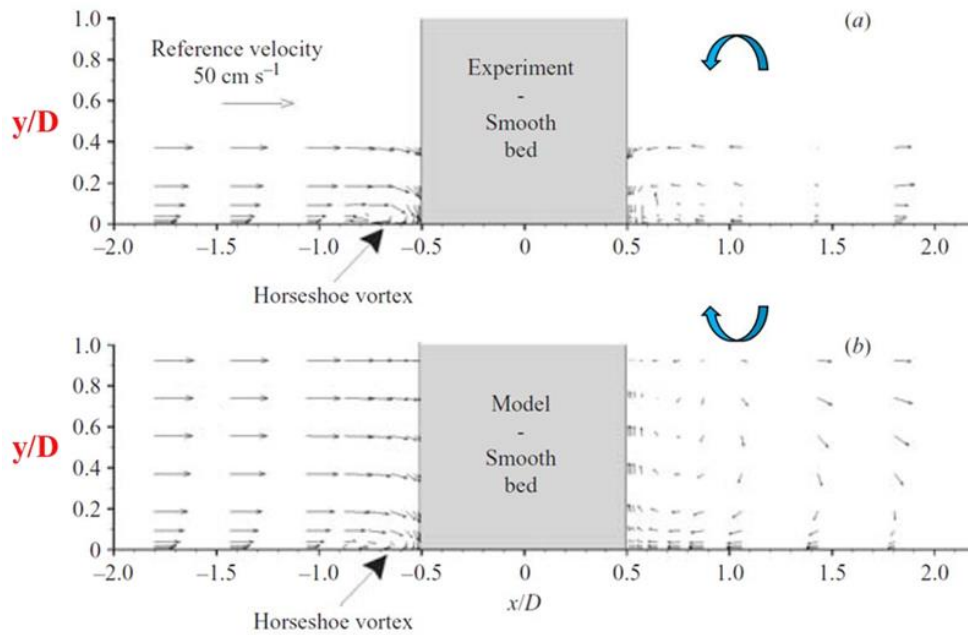


Şekil 3.9. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen HAD analizi ve deney ölçümlerinin tabandan belirli mesafelerdeki simetri eksenindeki yataydaki hız bileşenlerinin karşılaştırılması

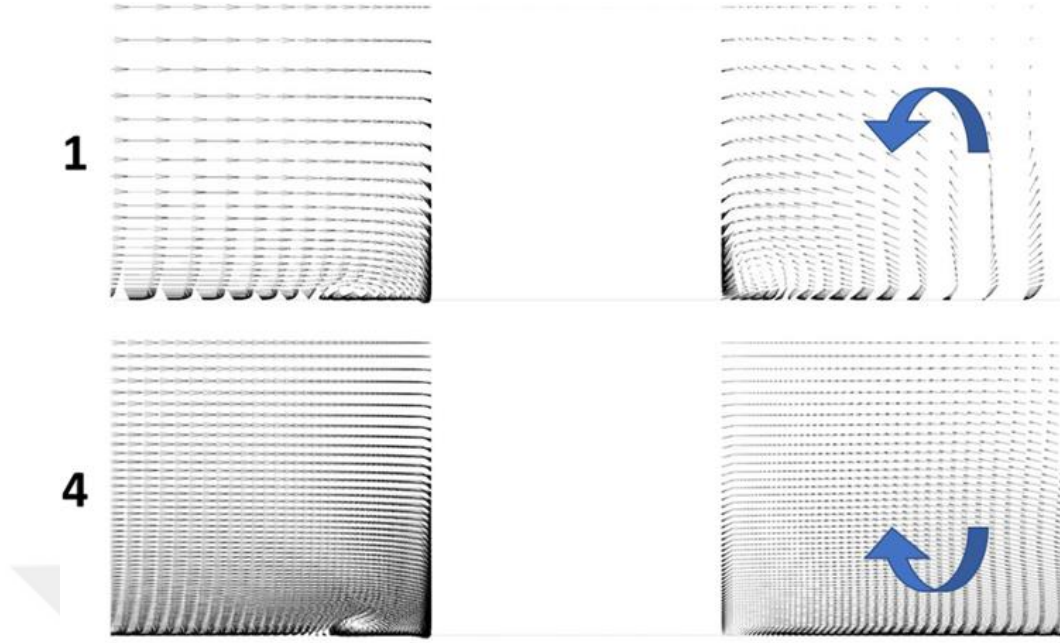
Şekil 3.9’da Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen HAD analizi ve deney sonuçlarının karşılaştırması gösterilmektedir. Referans çalışmadaki HAD analizleri de bu çalışmadaki HAD analizlerinde olduğu gibi memba tarafında deneysel sonuçlardan uzaklaşmaktadır. Ayrıca tabandan 1 cm mesafedeki ölçümlerde, referans çalışmadaki HAD sonuçlarının mansap bölgesinde dahi deneysel ölçümlerle uyumsuzluk bulunduğu anlaşılmaktadır. Söz konusu uyumsuzluk ile ilgili yine simetri eksenindeki hız vektörleri karşılaştırılmış ve köprü ayağı arkasındaki mansap bölgesinde meydana gelen akımın çevrinti yönünün HAD ve deneysel sonuçlarda farklı olduğu gözlemlenmiştir (Şekil 3.10). Bahsedilen çevrinti yönünün, bu çalışmadaki HAD analizlerinde de kaba ağ yapısındaki model ile ince ağ yapısındaki modelde farklı olduğu gözlemlenmektedir (Şekil 3.11). Referans çalışmada tespit edilen bu uyumsuzlukların nedeni ile ilgili bir açıklama bulunamadığı belirtilmiştir.

Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen çalışmayı referans alan bir başka nümerik analiz çalışması da Aly ve Daugherty tarafından yayınlanmıştır [53]. Birebir aynı akım koşulları kullanılarak, farklı ağ yapıları ve türbülans modelleri ile çözümlenen HAD analizleri sonuçları deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır (Şekil 3.12 ve 13). Çalışmada, simetri eksenindeki yatay hız bileşenleri tabandan 1 cm ve 5 cm mesafedeki durumlar için değerlendirilmiştir. Şekil 3.12 ve 13 incelendiğinde köprü ayağı mansap bölgesindeki uyumsuzluğun bu çalışma sonucunda da ortaya konduğu görülebilmektedir. Diğer

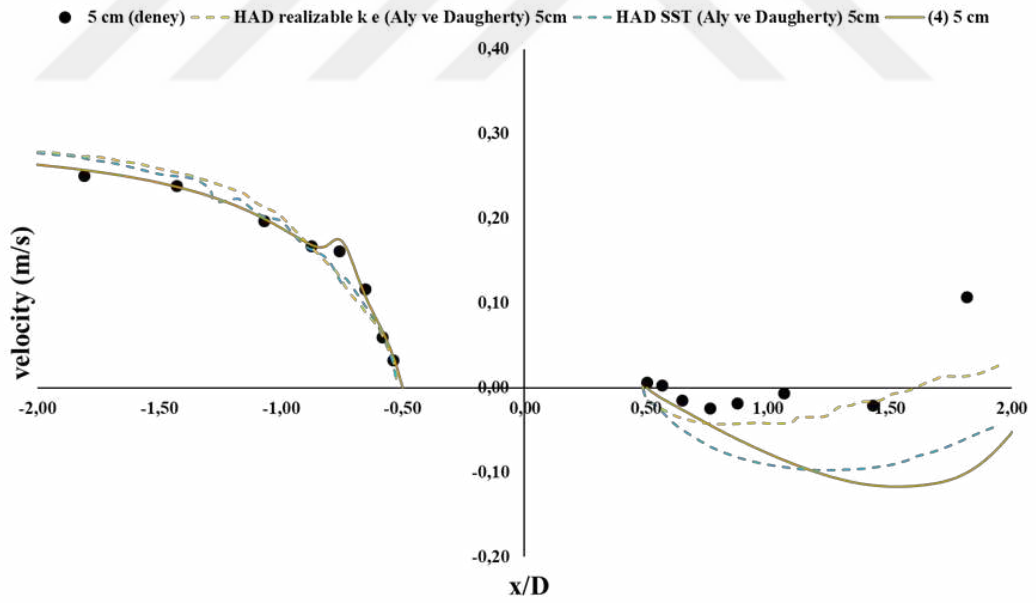
tafardan araştırmacılar, mevcut tez çalışmasında detayları verilen HAD modelinin sahip olduğu sayısal ağ çözünürlüğünden çok daha kaba bir ağ yapısı (yaklaşık toplam 400.000 ve 1.000.000 ağ elemanı) ile gerçekleştirdikleri HAD analizlerinde realizable k e türbölans modelinin SST türbölans modeline göre deneysel ölçümlerle ile daha uyumlu sonuçlar verdiğini belirtmişlerdir. Buna ek olarak dört yüzlü yapılandırılmış ağ yapısı ile üç yüzlü elemanlardan oluşan yapılandırılmamış ağ yapısı kullanılarak yapılan HAD analizlerinin karşılaştırmasında, üç yüzlü yapılandırılmamış ağ yapısı kullanılarak elde edilen sonuçların boyutsuz y^+ değerine hassasiyetinin daha düşük olduğunu iddia etmişlerdir. Bu ifadeler çerçevesinde, şekil 3.13 incelendiğinde açıkça görülebileceği gibi hem mansap hem memba kısmında tam bir uyum görülmemekle birlikte özellikle memba kısmında büyük farkların oluştuğu söylenebilir. Bu bağlamda, HAD analizleri ile ilgili yapılan genel kabule aykırı tespitlerin bu problem üzerindeki geçerliliğinin daha detaylı bir biçimde incelenmesi gerektiği sonucu ortaya çıkmaktadır.



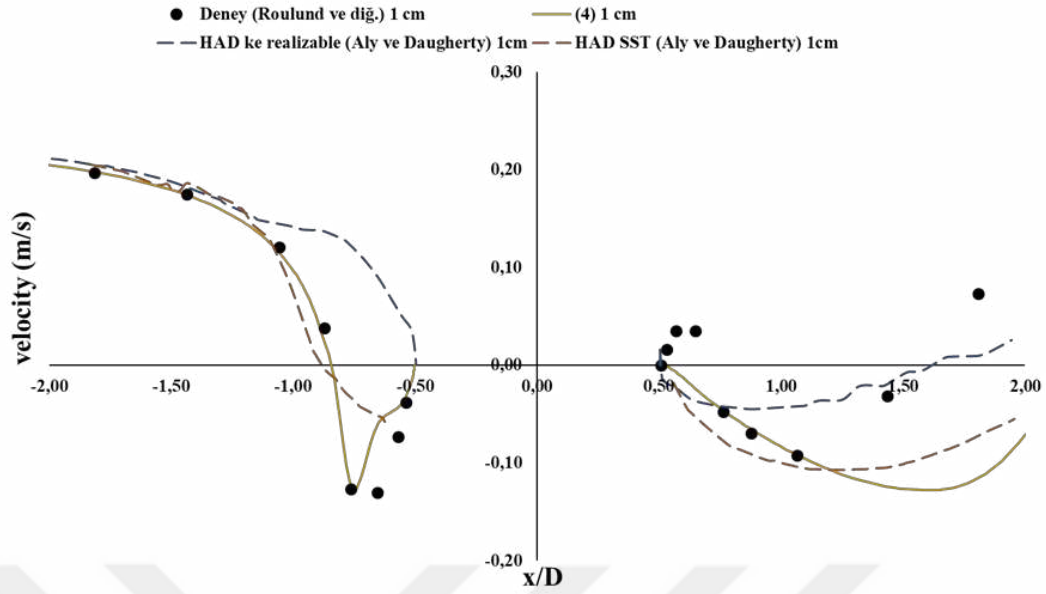
şekil 3.10. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen HAD analizi ve deney ölçümleri için simetri düzlemindeki yataydaki hız vektörlerinin dağılımı



Şekil 3.11. Kaba (4) ve ince (1) ağ yapıları için bu çalışmadaki HAD analizleri sonucu elde edilen simetri düzlemindeki yataydaki hız vektörlerinin dağılımı



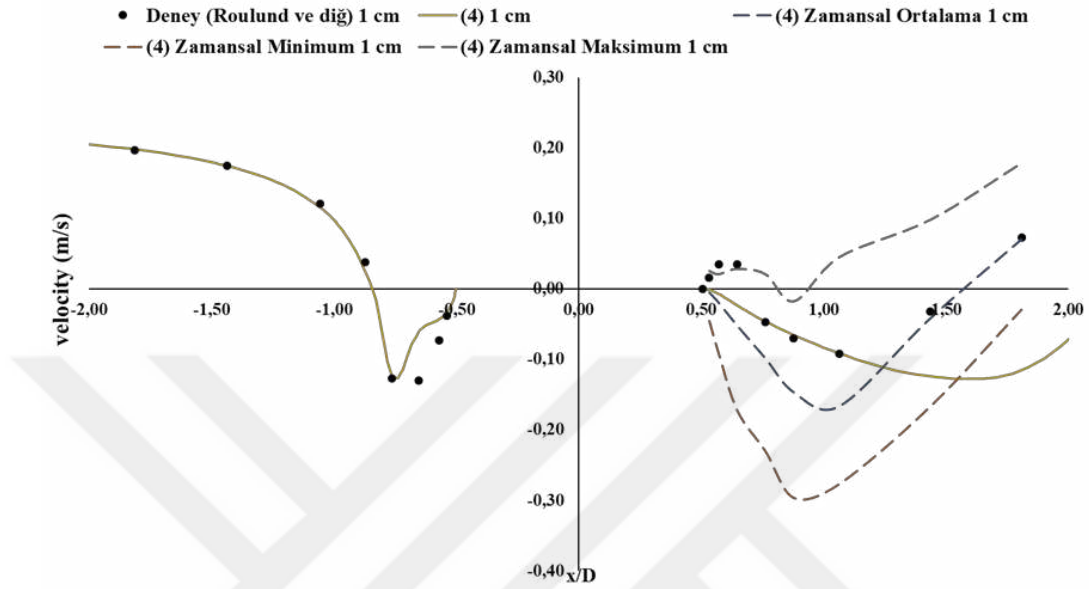
Şekil 3.12. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ölçümleri, Aly ve Daugherty tarafından gerçekleştirilen HAD analizi sonuçları ve mevcut çalışmadaki HAD analizi sonucu için tabandan 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşenlerinin (u) karşılaştırılması



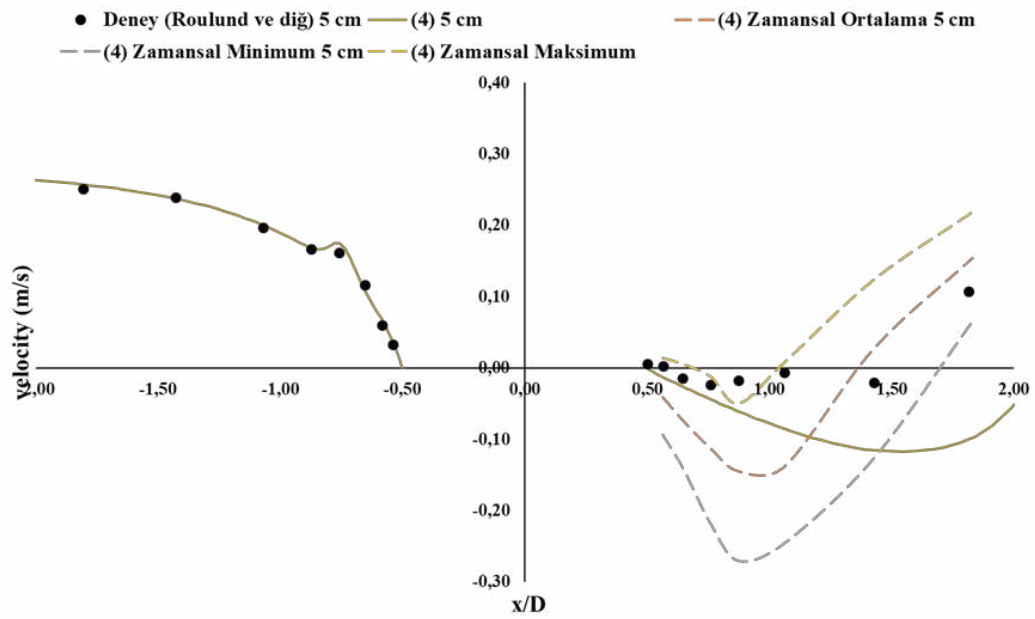
Şekil 3.13. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ölçümleri, Aly ve Daugherty tarafından gerçekleştirilen HAD analizi sonuçları ve mevcut çalışmadaki HAD analizi sonucu için tabandan 1 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşenlerinin (u) karşılaştırılması

Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deneysel ölçümler ile HAD analiz sonuçlarının karşılaştırılmasında, kullanılan modelin doğruluğu açısından, akımın görece daha basit ve öngörülebilir yapıda olduğu memba kısmında örtüşmesi beklenmektedir. Bu bölgede ortaya çıkan uyumsuzluklar doğrudan mansap kısmındaki sonuçları da etkileyecektir. Bu açıdan bakıldığında, Aly ve Daugherty'nin modelinin aksine mevcut çalışmadaki HAD sonuçlarının memba bölgesindeki deneysel ölçümler ile hemen hemen bire bir uyum içerisinde olduğu görülmektedir. Diğer taraftan, deney ve nümerik analizlerde uygulanan görece yüksek Reynolds sayısı (180.000) köprü ayağı mansap bölgesinde oldukça karmaşık ve kararsız yapıda bir akım davranışına sebebiyet vermektedir. Daha genel bir ifade ile söz konusu akım problemi doğası gereği zamana bağlı yapıda olduğu söylenebilir. Bu nedenle, fiziksel deney sonuçlarının zamandan bağımsız (steady-state) HAD çözümleri ile birebir uyum içerisinde olmasını beklemek yerine belirli seviye uyumlu sonuçların elde edilmesini amaçlamak daha doğru bir yaklaşım olacaktır. Bu durumu daha detaylı bir biçimde inceleyebilmek amacıyla 4 numaralı ağ yapısına sahip model için aynı akım koşulları altında zamana bağlı HAD çözümleri gerçekleştirilmiş ve deneysel çalışmada mansap bölgesinde kullanılan ölçüm

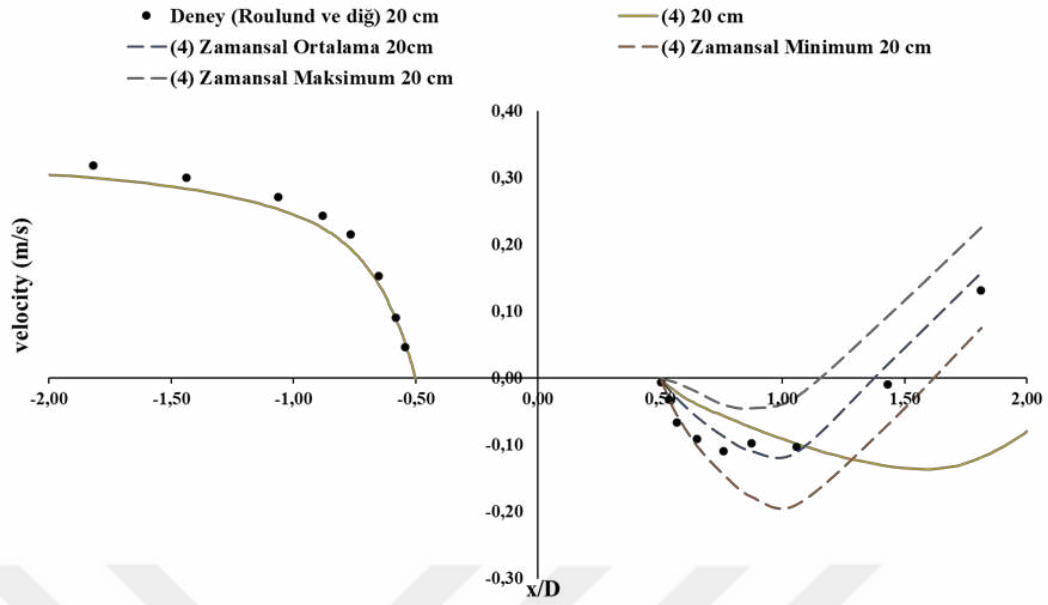
noktalarındaki zamana bağılı ortalama, minimum ve maksimum yatay hız bileşen değerleri gösterilmiştir (Şekil 3.14-16).



Şekil 3.14. Deney ölçümleri, zamandan bağımsız ve zamana bağılı HAD analizlerinden elde edilen tabandan 1 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)



Şekil 3.15. Deney ölçümleri, zamandan bağımsız ve zamana bağılı HAD analizlerinden elde edilen tabandan 5 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)

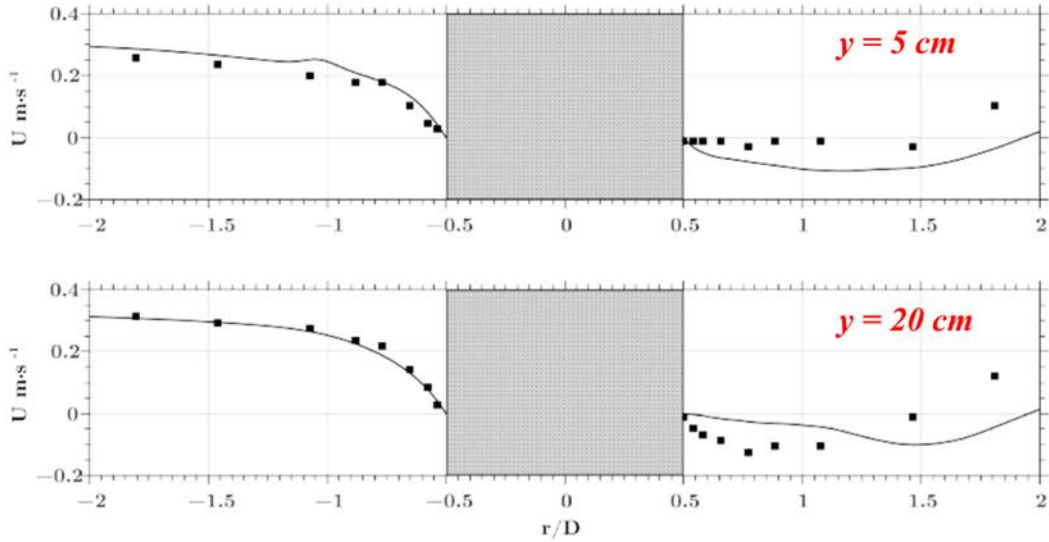


Şekil 3.16. Deney ölçümleri, zamandan bağımsız ve zamana bağlı HAD analizlerinden elde edilen tabandan 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşeni (u)

Zamana bağlı HAD çözümlerinde başlangıç koşulu olarak zamandan bağımsız olarak gerçekleştirilen ve hali hazırda hem momentum ve süreklilik açısından yakınsamış, gözlem parametrelerinin iterasyon sayısından bağımsız duruma geldiği çözüm sonuçları kullanılmıştır. Zamana bağlı çözüm, yine gerekli yakınsama koşulları sağlanmakla birlikte gözlem parametrelerinin zamansal istatistiğinin değişmediği koşul oluşana kadar sürdürülmüştür. Şekil 3.14, 15 ve 16’da deney ölçümlerinin genel itibarıyla zamana bağlı analizden elde edilen noktasal maksimum ve minimum hız değerleri arasındaki bölgede kaldığı görülebilmektedir. Çepere en yakın hız ölçümlerinin yapıldığı ($y=1$ cm) Şekil 3.14’te, köprü ayağına yakın bölgede, deney ölçümleri HAD sonuçlarından elde edilen zamansal maksimum değerler ile uyumlu görünürken köprü ayağından uzaklaşıldıkça zamansal ortalama değerlere yaklaştığı görülebilir. Şekil 3.15’te benzer bir durum görülürken, deney sonuçlarının zamansal maksimum HAD değerlerine uyum gösterdiği bölgenin bir miktar daha uzadığı söylenebilir. Ölçümlerin tabandan olan mesafesi arttıkça, Şekil 3.16’da görüldüğü gibi deney ölçümlerinin zamansal ortalama HAD sonuçları ile çok uyumlu olduğu açıkça görülmektedir. HAD analizi zamana bağlı biçimde gerçekleştirildiğinde hızın yatay bileşenindeki ortaya çıkan çalkantılar oldukça geniş bir aralıkta değerler aldığı anlaşılmaktadır. Söz konusu aralığın, RANS tabanlı bir türbülans modeli olan SST modeli ile ortaya çıktığı, daha gerçeğe yakın

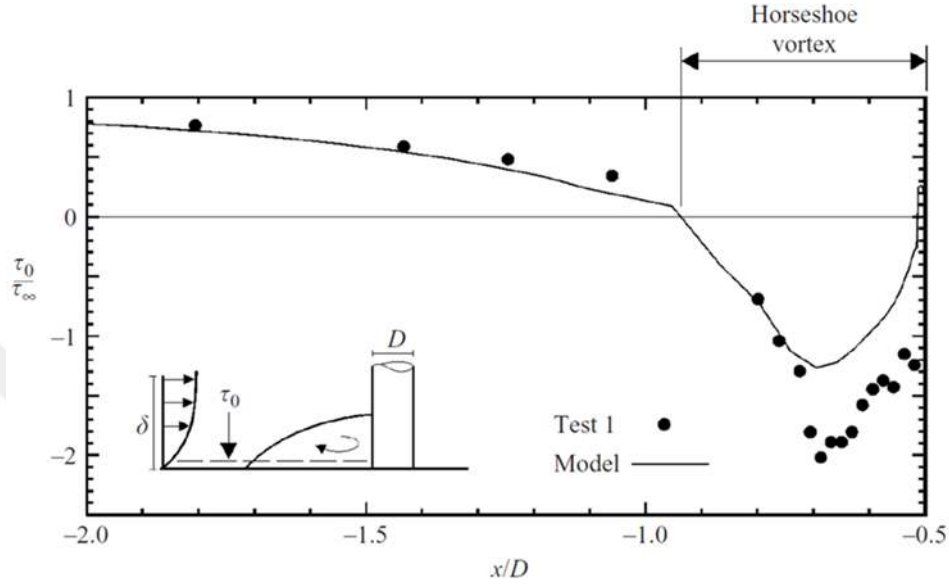
sonuçlar veren LES gibi bir türbülans modeli ile bu aralığın daha büyük olabileceği söylenbilir.

Fernandez ve Skurtys tarafından yayınlanan çalışmada, Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney sonuçları ile LES türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilen nümerik analiz sonuçları karşılaştırılmıştır. Nümerik analizlerde ayrıca serbest yüzey yaklaşımı uygulanmıştır. şekil 3.17 üzerinde tabandan 5 cm ve 20 cm mesafede simetri eksenindeki yataydaki hız bileşenleri gösterilmiştir. Burada bahsedilen diğer karşılaştırmalarda da olduğu gibi yine köprü ayağının mansap bölgesinde deneysel ölçümler ile nümerik sonuçlar arasında az da olsa farklılıklar olduğu görülmektedir. Fernandez ve Skurtys sonuçların uyumlu olduğunu ve farklılıkların deneysel ölçümlerde kullanılan takip parçacıklarının mansap kısmında ölçümleri zorlaştırabileceği ve yetersiz parçacık kullanılmış olabileceği olarak yorumlamıştır. Buna ek olarak deneysel açıdan, 1 cm ve 5 cm gibi kanal tabanına çok yakın bölgelerde hız ölçümü yapmanın çok daha zor olması veya bu ölçümlerin zamansal olarak yeterli zaman aralığı boyunca yapılamaması gibi deneysel sonuçların beraberinde getirmesi muhtemel hata payı HAD sonuçları ile aradaki farkların nedenleri olarak değerlendirebilir.



şekil 3.17. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ölçümleri ve Fernandez ve Skurtys tarafından gerçekleştirilen HAD analizi sonuçları için tabandan 5 cm ve 20 cm mesafede simetri eksenindeki ($z=0$) yataydaki hız bileşenlerinin (u) karşılaştırılması

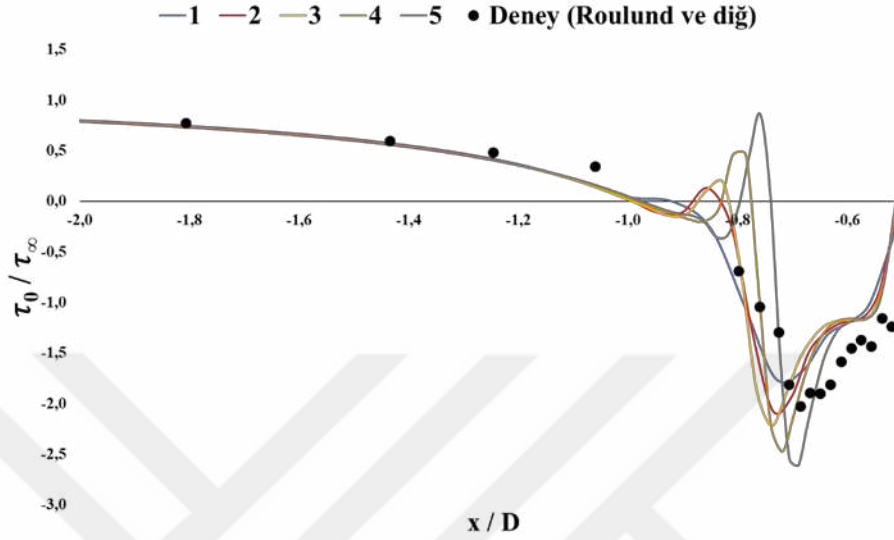
Hız ölçümlerinin yanı sıra, çalışmanın odak noktalarından birini oluşturan tabanda meydana gelen kayma gerilmesi yine simetri ekseninde köprü ayağının memba tarafına yakın bölgedeki deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır (Şekil 3.18 ve 19).



Şekil 3.18. Köprü ayağı memba tarafında simetri eksenindeki ($z=0$) tabandaki kayma gerilmesi amplifikasyonunun Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ve HAD analiz sonuçları

Şekil 3.18’de Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deney ve nümerik modelin karşılaştırılması gösterilmiştir. Deneyden elde edilen ölçümlerde nümerik model başlangıçta birbirine yakın değerler alırken köprü ayağına yaklaşıldıkça fark oluşmaya başladığı anlaşılmaktadır. Değerler arasındaki farka rağmen, nümerik analizde de köprü ayağı önünde meydana gelen at nalı burgacı, kayma gerilmesi değerinin yön değiştirdiği bölge olarak tespit edilebilmiştir. Şekil 3.19’da ise deneysel veriler ile mevcut çalışmada kullanılan HAD analizi sonuçları farklı sayısal ağ konfigürasyonlar ile karşılaştırılmıştır. Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen nümerik analizde, at nalı burgacının olduğu bölgedeki fark mevcut çalışma da daha uyum içerisinde olduğu anlaşılmaktadır. Ancak ağ yapısının sıklaştığı konfigürasyonlarda tam at nalı burgacının olduğu noktada kayma gerilmesinin kısa mesafeli bir ilave yön değişikliği gerçekleştirildiği gözlemlenmektedir. Tam olarak bu bölgede ($-0,8 > x/D > -1,0$) deneysel çalışmada ölçüm noktalarının arasının açıldığı ve söz konusu yön değişikliğinin yakalanamadığı anlaşılmaktadır. Genel anlamda ise mevcut HAD analizlerinin köprü ayağı önünde oluşan at nalı burgacını hem lokasyon

olarak hem de tabandaki kayma gerilme değerlerini aralık olarak doğru hesapladığı söylenebilir.



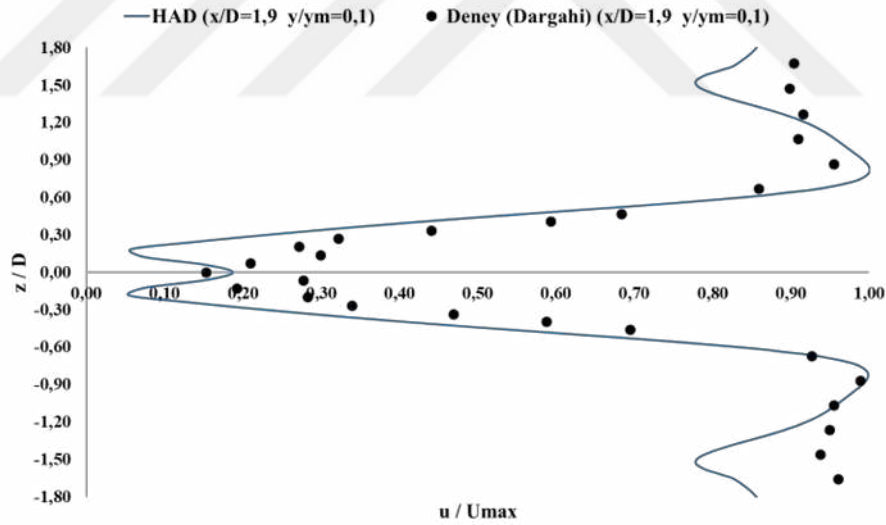
Şekil 3.19. Köprü ayağı memba tarafında simetri eksenindeki ($z=0$) tabandaki kayma gerilmesi amplifikasyonunun deney ve farklı ağ yapıları için HAD analiz sonuçları

Roulund vd., tarafından gerçekleştirilen deneysel çalışma referans alınarak oluşturulan HAD modelinin deneysel veriler ile karşılaştırılması sonucunda, zamandan bağımsız analizler çerçevesinde kabul edilebilir seviyede uyumlu söylenebilir. Ancak, kullanılacak olan HAD modelinin performansının değerlendirilmesi aşamasında ikinci bir deneysel çalışma referans alınarak sonuçların tutarlılığı değerlendirilmiştir. Bu bağlamda, Dargahi tarafından yılında yayınlanan çalışmadan elde edilen deneysel ölçümler kullanılmıştır [50]. Özellikle bir önceki karşılaştırmada köprü ayağı mansap kısmında gözlemlenen farklılıklar nedeniyle bu çalışmadaki köprü ayağının mansap kısmındaki hız ölçümleri incelenmiştir. Bir önceki karşılaştırmada olduğu gibi, HAD modeline ait çözüm alanı, sayısal ağ yapısı ve akım koşulları dışındaki fiziksel parametreler sabit tutularak elde edilen sonuçlar Dargahi tarafından yapılan deneysel çalışma ile karşılaştırılmıştır. Aşağıda Dargahi tarafından uygulanan deney koşulları gösterilmiştir (Tablo 3.2).

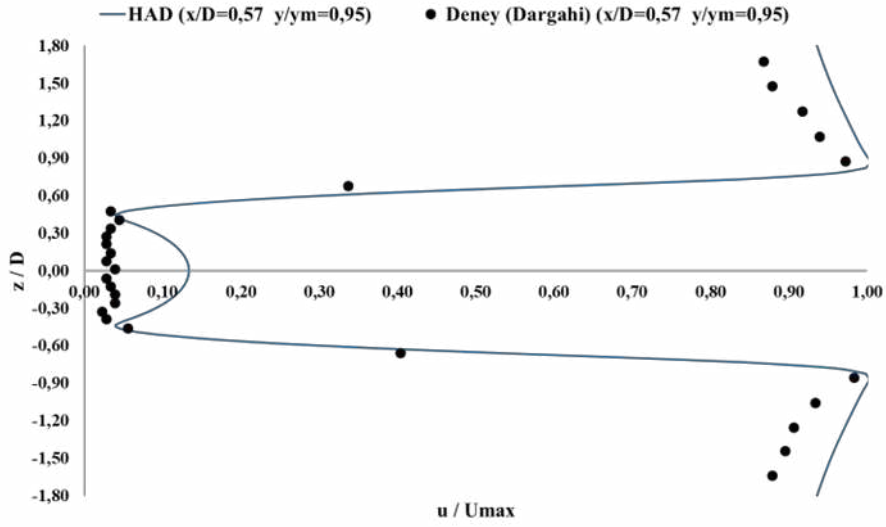
Tablo 3.2. Dargahi tarafından gerçekleştirilen deneye ait akım koşulları

Su derinliği h (m)	0,2
Sınır tabaka kalınlığı Δ (m)	0,2
Ortalama akım hızı V (m/s)	0,26
Silindirik köprü ayağı çapı D (m)	0,15
$Re_{\Delta, V}$	46×10^3
$Re_{D, V}$	39×10^3
Fr	0,19

Karşılaştırmada optimum ağ boyutlarını veren 4 numaralı ağ konfigürasyonu birebir Dargahi tarafından uygulanan koşullara sadık kalınarak kullanılmıştır. Köprü ayağının mansap bölgesinde, köprü ayağına iki farklı mesafede ve yine kanal tabanından iki farklı yükseklikte kanal genişliği boyunca yapılan hız ölçümleri HAD sonuçları ile karşılaştırılmıştır (Şekil 3.20 ve 21).



Şekil 3.20. Deney ölçümleri ve 4 numaralı ağ konfigürasyonuna ait zamandan bağımsız HAD analizlerinden elde edilen köprü ayağından $x/d=1,9$, kanal tabanından $y/ym=0,1$ mesafedeki, kanal genişliği boyunca yataydaki hız bileşeni (u)



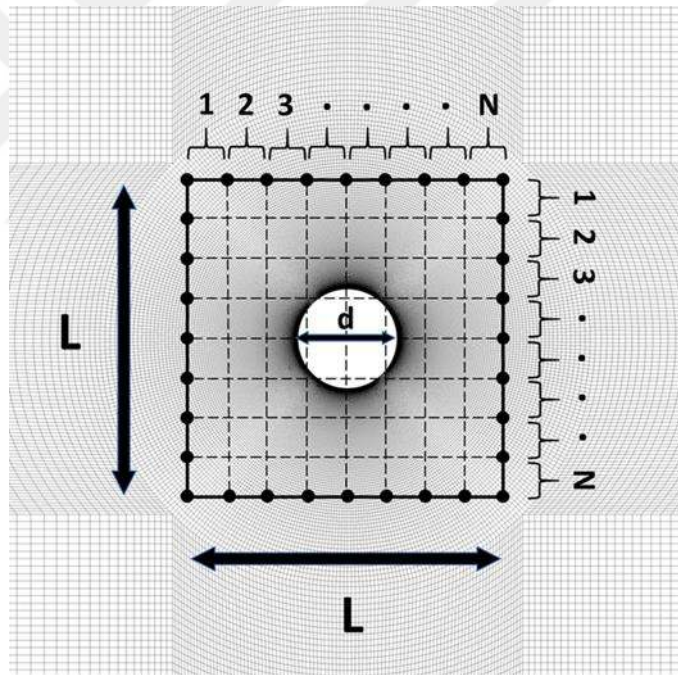
Şekil 3.21. Deney ölçümleri ve 4 numaralı ağ konfigürasyonuna ait zamandan bağımsız HAD analizlerinden elde edilen köprü ayağından $x/D=0,57$, kanal tabanından $y/y_m=0,95$ mesafedeki, kanal genişliği boyunca yataydaki hız bileşeni (u)

Şekil 3.20 ve 21 incelendiğinde deneysel ölçümlerle HAD sonuçlarının köprü ayağı mansap bölgesinde köprü ayağından farklı mesafe ve tabandan farklı yüksekliklerde uyumlu olduğu söylenebilir. Şekil 3.21’de deneyde serbest yüzeye yakın bir bölgeden alınan simetri eksenine yaklaşıldıkça hız değerlerinde HAD modeline göre farklılıklar görülmektedir. Bunun nedeni olarak HAD analizlerinde serbest yüzey yerine yapılan sabit rijit yüzey kabulü olarak gösterilebilir. Diğer taraftan, her iki şekilde de simetri ekseninden uzaklaşıldığı bölgelerde küçük orarlarda farklılıklar ortaya çıkmaktadır. Deneysel çalışmada 1,5 m genişliğinde bir kanal kullanılmıştır. Bu nedenle deneysel ölçüm sonuçlarında kanal yan duvarları nedeniyle belirli seviyede duvar etkisi oluşması ihtimali göz önüne alınabilir. Buna ek olarak, daha önce de ifade edildiği üzere burada yapılan karşılaştırma deneyden elde edilen zamana bağlı sonuçlar ile zamandan bağımsız HAD analizi sonuçları üzerinden gerçekleştirildiği için ortaya çıkan sonuçların kabul edilebilir seviyede uyumlu olduğu söylenebilir.

4. ADJOİNT OPTİMİZASYON MODELİNİN OLUŞTURULMASI

Literatürde bulunan deneysel çalışmalar ile doğrulanan CFD modeli kullanılarak köprü ayağının optimizasyonu için adjoint optimizasyon aşamasına geçilmiştir. Optimizasyon amaç fonksiyonu olarak köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvvetinin azaltılması kullanılmıştır. Bu sayede akıma daha uyumlu geometriler oluşturulup, bu geometrilerin akım davranışını değiştirerek taban etkiyen akım kuvvetlerini azaltacağı yaklaşımı benimsenmiştir.

Adjoint optimizasyon aşamasında uygun optimizasyon parametrelerinin belirlenmesi amacıyla iki boyutlu model üzerinde farklı parametreler (Şekil 4.1) ile farklı konfigürasyonlar test edilerek sonuçları değerlendirilmiş ve en iyi sonucu veren konfigürasyon tespit edilmeye çalışılmıştır.



Şekil 4.1. İki boyutlu adjoint şekil optimizasyonu aşamasında kullanılan sanal kutu boyutları ve kontrol noktalarının şematik gösterimi

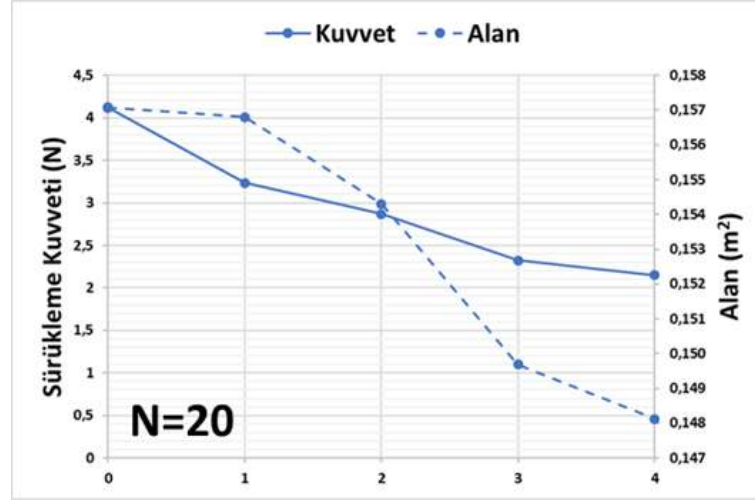
Yukarıda gösterildiği gibi Adjoint şekil optimizasyonu CFD analizinden gelen verilere göre geometriyi biçimlendirirken bir ağ adaptasyonu uygulamaktadır. Ağ adaptasyonu uygulanma aşamasında orijinal ağ yapısı üzerinde kare şeklinde sanal bir kutu oluşturmaktadır ve bu sanal kutuya ait boyutların uygulanması gerekmektedir.

Ayrıca yine yukarıda gösterildiği üzere oluşturulan sanal kutu her ekseninde istenilen aralıkta belirli sayıda parçaya bölünmelidir. Söz konusu sanal kutunun amacı, belirlenen amaç fonksiyonuna göre gerçekleştirilecek geometri değişikliğinin tüm ağ düğüm noktalarına uygulanması yerine daha makul ve yumuşatılmış bir şekil değişimi için yeni bir ağ çözünürlüğü oluşturmak olarak ifade edilebilir. Buradan hareketle, kullanılacak her bir kutu boyutu ve nokta sayısı aynı amaç fonksiyonu için farklı optimizasyon çıktıları meydana getirmektedir. Bu sebeple, farklı kutu boyutları ve nokta sayıları kullanılarak şekil optimizasyonları uygulanmış ve sonuçları değerlendirilmiştir. Her bir ekseninde 20, 40 ve 60 adet olmak üzere üç farklı nokta sayısı (N) için dört farklı sanal kutu uzunluğu (L) uygulanmış ve sonuçları sırasıyla aşağıdaki gibi gösterilmiştir. Tüm analizlerde iki boyutlu dairesel geometriye etkiyen sürüklenme kuvvetinin %25 oranında azaltılması dikte edilmiştir. Farklı kontrol noktası (N) ve sanal kutu boyutları (L) için oluşturulan konfigürasyon isimleri **N(kontrol noktası sayısı)L(kutu boyutunu temsil eden sayı)** biçiminde isimlendirilmiştir.

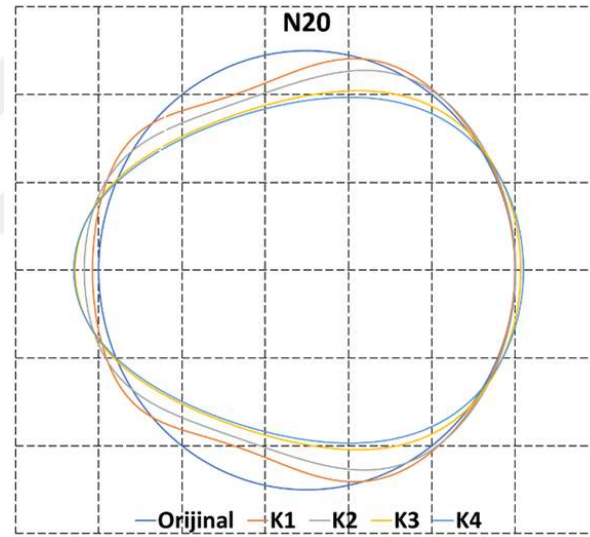
Öncelikle 20 kontrol noktası için farklı kutu boyutları oluşturulmuş ve adjoint şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Aşağıda Tablo 4.1 ve Şekil 4.2 üzerinde dört farklı kutu boyutu için sürüklenme kuvvetinin orijinal dairesel geometriye göre değişimi ve oluşturulan yeni şeklin dairesel geometriden alansal farklı gösterilmektedir. Son olarak da dört farklı konfigürasyon için meydana gelen yeni şekiller Şekil 4.3'te karşılaştırılmıştır.

Tablo 4.1. 20 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi

Konfigürasyon No	Kutu boyutu (L)	Nokta sayısı (N)	İstenilen Sürüklenme Kuvveti Düşüşü (%)	Sürüklenme kuvvetinde elde edilen düşüş (%)	Daire alanından kayıp (%)
N20L1	1,5d	20	25	21,34	0,18
N20L2	2d	20	25	30,27	1,77
N20L3	3d	20	25	43,56	4,71
N20L4	3,5d	20	25	47,81	5,70



Şekil 4.2. 20 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi



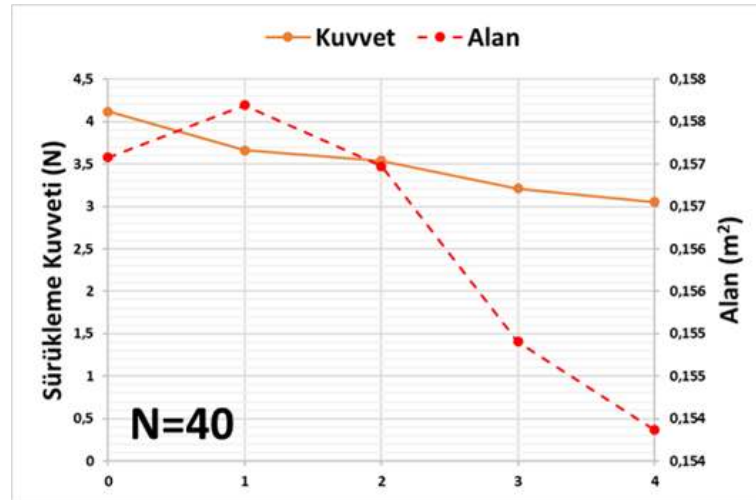
Şekil 4.3. 20 kontrol noktası kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu farklı kutu boyutları için şeklin değişimi

Görüldüğü üzere, görece düşük kontrol noktası (N=20) kullanılarak optimizasyon gerçekleştirildiğinde kutu boyutu arttıkça sürüklenme kuvvetinde meydana gelen düşüş başlangıçta dikte edilen %25 değerinin çok üstüne çıkmaktadır. Bununla birlikte dairesel başlangıç geometrisinde de oldukça büyük değişimler olduğu görülmektedir (Şekil 4.3). Tek başına kutu boyutlarının etkisi göz önüne alındığında, sabit nokta sayısı için kutu boyutunun artması adjoint optimizasyonunda şekil üzerine düşen nokta sıklığını azalttığı için optimizasyonun beklenenden farklı sonuçlar ortaya koymasına neden olmaktadır.

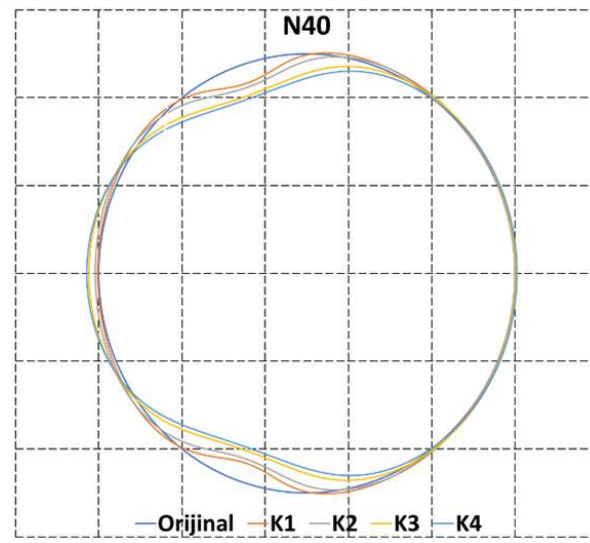
Diğer taraftan ise sürüklenme kuvvetinde meydana gelen %50'ye yakın düşüş miktarı problem özelinde iyi bir çıktı olarak görülse bile şeklin deformasyonu üzerindeki kontrolün kaybedilmesine ve yüksek alansal değişimlere neden olabilmektedir. Söz konusu dairesel geometrinin bir köprü ayağı kesiti olabileceği düşünüldüğünde, kesit alanından kaybın dikkate alınması gerekmektedir. Bu sebeple 20 kontrol noktası için gerçekleştirilen analizler sonucunda N20L1 ve N20L2 konfigürasyonlarının hem istenilen sürüklenme kuvvetindeki düşüş hem de kesit alanından daha az kayıp anlamında iyi adaylar olduğu söylenebilir.

Tablo 4.2. 40 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi

Konfigürasyon No	Kutu boyutu (L)	Nokta sayısı (N)	İstenilen Sürüklenme Kuvveti Düşüşü (%)	Sürüklenme kuvvetinde elde edilen düşüş (%)	Daire alanından kayıp (%)
N40L1	1,5d	40	25	11,01	-0,39
N40L2	2d	40	25	14,05	0,07
N40L3	3d	40	25	21,94	1,38
N40L4	3,5d	40	25	25,82	2,05



Şekil 4.4. 40 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi

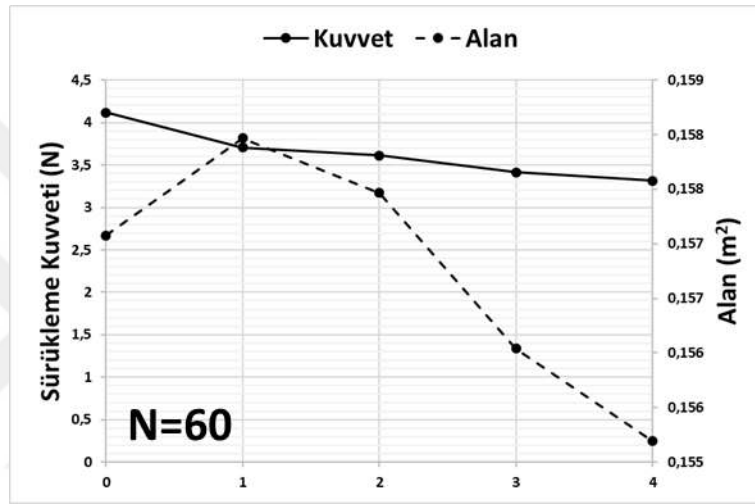


Şekil 4.5. 40 kontrol noktası kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu farklı kutu boyutları için şeklin değişimi

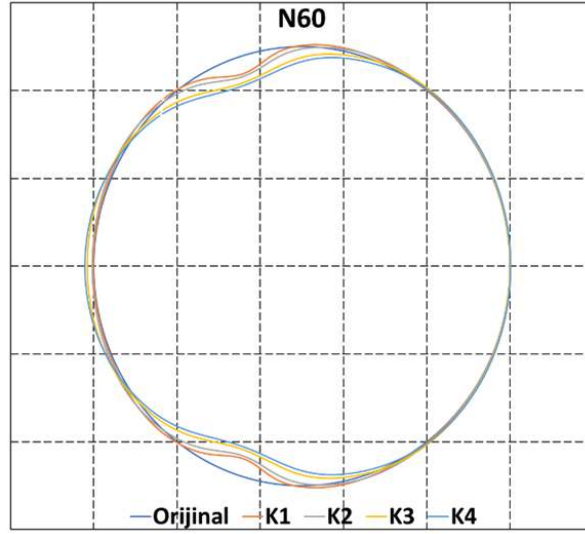
Çalışmanın devamında, aynı koşullar altında bu defa kontrol noktası 40 olan konfigürasyon denenmiştir. Farklı kutu boyutları kullanılarak elde edilen optimize şekiller incelendiğinde deformasyonların bir önceki 20 kontrol noktası ile elde edilen sonuçlara göre daha küçük oranlarda gerçekleştiği anlaşılmaktadır (Şekil 4.5). Bununla birlikte sürüklememe kuvvetlerindeki düşüşlerinde azaldığı görülmektedir. Nokta sayısının artırılması şekil üzerindeki deformasyonların daha fazla nokta tarafından kontrol edilmesine neden olarak daha hassas bir optimizasyonun gerçekleştirilmesine olanak sağlamaktadır. Sürüklememe kuvvetlerindeki düşüşlerin ve kesit alanından kayıpların önceki konfigürasyona göre azaldığı fark edilmektedir (Tablo 4.2 ve Şekil 4.4). Dört kutu boyutu için sonuçlar değerlendirildiğinde, N40L4 konfigürasyonunun istenilen sürüklememe kuvveti düşüşünü görece küçük bir kesit alanı kaybı ile sağlaması nedeniyle üç boyutlu analizler için iyi bir aday olduğu ortaya çıkmaktadır.

Tablo 4.3. 6 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi

Konfigürasyon No	Kutu boyutu (L)	Nokta sayısı (N)	İstenilen Sürüklenme Kuvveti Düşüşü (%)	Sürüklenme kuvvetinde elde edilen düşüş (%)	Daire alanından kayıp (%)
N60L1	1,5d	60	25	9,90	-0,57
N60L2	2d	60	25	12,26	-0,25
N60L3	3d	60	25	17,01	0,66
N60L4	3,5d	60	25	19,42	1,20



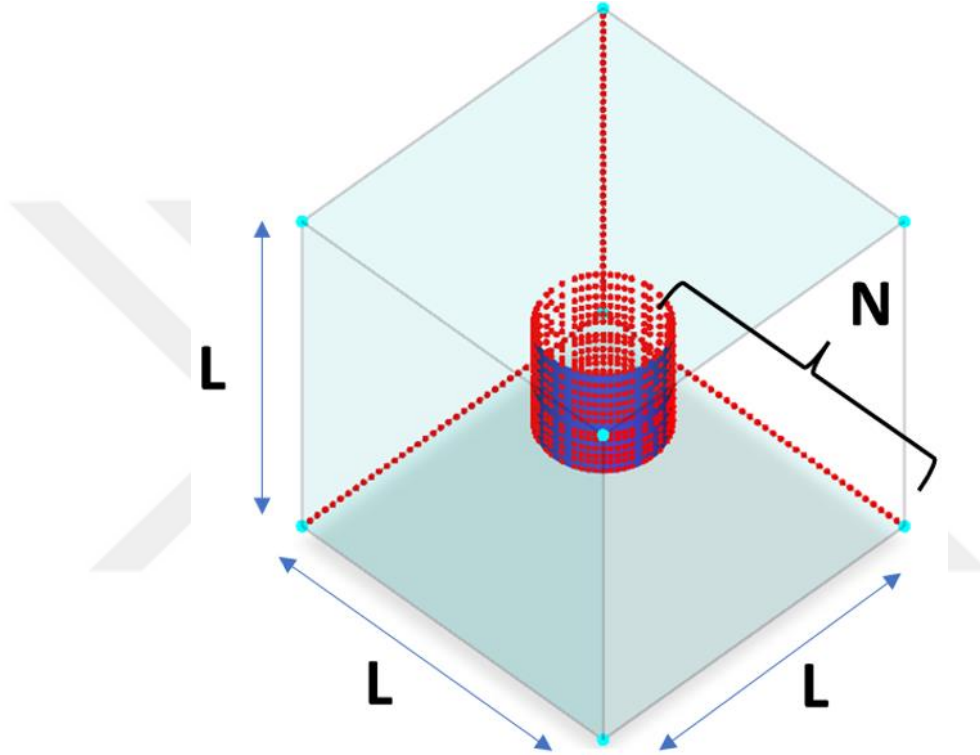
Şekil 4.6. 60 kontrol noktası ve farklı kutu boyutları kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu sürüklenme kuvveti ve şekil alanının değişimi



Şekil 4.7. 60 kontrol noktası kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu farklı kutu boyutları için şeklin değişimi

Son olarak kontrol noktası 60'a çıkarılarak benzer adjoint analizleri tekrarlanmıştır. Burada kesit alanından kaybın minimize edildiği anlaşılmaktadır ve hatta N60L1 ve N60L2 konfigürasyonları incelendiğinde kesit alanının orijinal geometrinin üzerine çıktığı görülmektedir (Tablo 4.3, Şekil 4.6 ve 7). Ortaya çıkan şekiller ve sayısal değerler genel kapsamda kıyaslandığında kutu boyutları ve kontrol noktalarının sayısı ile ilgili oldukça belirgin bir trend ortaya çıktığı anlaşılmaktadır. Tüm konfigürasyonlarda, kutu boyutunun artması ve kontrol noktasının azaltılması diğer bir ifade ile şekil deformasyonunu kontrol eden noktaların azaltılması daha yumuşak bir deformasyona neden olmakla birlikte bu çalışmada önemli olan köprü ayağı kesit alanından kaybı artırmaktadır. Daha küçük kutu boyutlarında daha fazla kontrol noktası kullanılması ise orijinal şekle daha yakın daha keskin deformasyonlara neden olarak sürüklenme kuvvetindeki düşüşün azalmasına neden olmaktadır. Buradaki görece daha keskin deformasyonların sayısal ağ adaptasyonu aşamasında zorluklara neden olacağı ve arka arkaya gerçekleştirilecek adjoint aşamalarında ağ kalitesinde düşüşler meydana getirebileceği anlaşılmaktadır. Bu nedenle köprü ayağındaki kesit alanı kaybı ile sürüklenme kuvvetinde elde edilecek düşüş açısından en verimli konfigürasyon tespit edilirken ağ adaptasyonu da dikkate alınmak zorundadır. Tüm bu veriler ışığında N40L4 ve N60L2 konfigürasyonlarının üç boyutlu adjoint analizleri açısından diğerlerine nazaran daha uygun olacağı tespit edilmiştir.

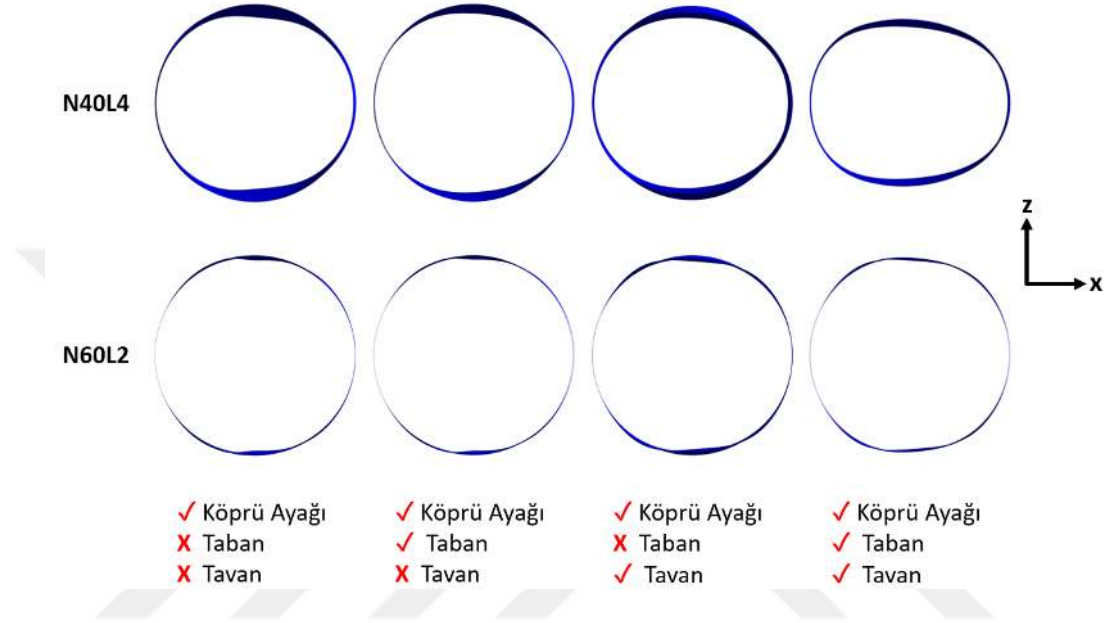
İki boyutlu adjoint analizleri sonucunda, şekil optimizasyonunda doğrudan etkisi olan sanal kutu boyutları ve kontrol noktası sayısı açısından iki adet konfigürasyon üç boyutlu analizlerde kullanılmak üzere tercih edilmiştir. Üç boyutlu analizlerde sanal kutu üç boyutlu bir küp olarak oluşturulmuştur ve uygulanan kontrol noktalarının optimize edilecek şeklin üzerindeki dağılımı gösterilmiştir (Şekil 4.8).



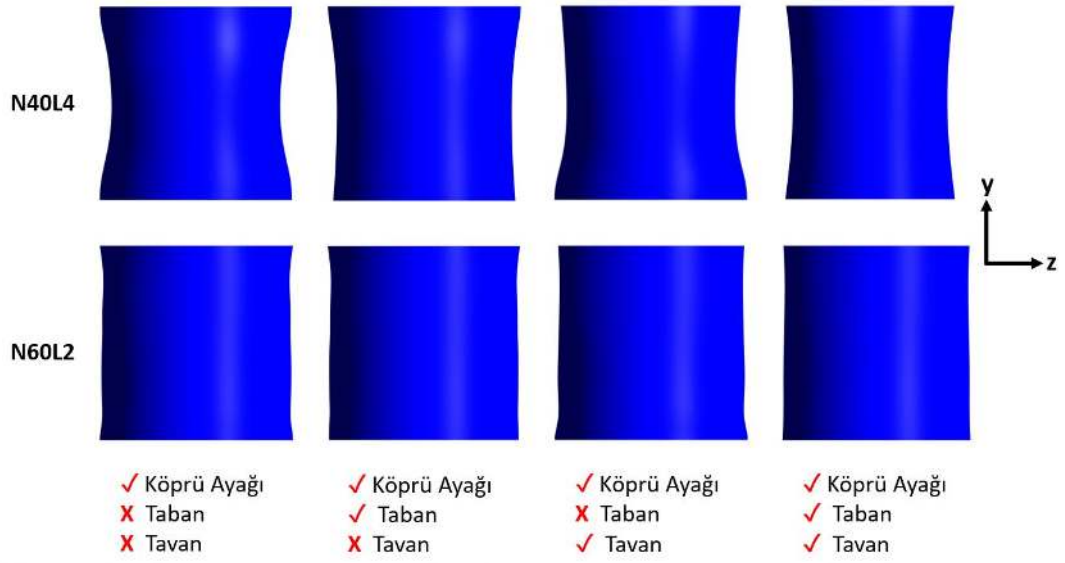
Şekil 4.8. Üç boyutlu adjoint şekil optimizasyonu aşamasında kullanılan sanal kutu boyutları ve kontrol noktalarının şematik gösterimi

Üç boyutlu analizlerde iki boyutlu analizlerden farklı olarak optimize edilecek şekil yüzeylerden oluşmaktadır. Burada köprü ayağı yüzeyinin yanı sıra çözüm alanını sınırlandıran üst yüzey ve taban yüzeyi bulunmaktadır. Bu nedenle, serbest şekil değişiminin gerçekleştirileceği yüzeylerin seçimi yine farklı optimize şekil çıktılarına yol açacaktır. Bu bağlamda, tespit edilen N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları ayrıca hangi yüzeylerin sabit hangi yüzeylerin serbest deformasyona uğrayabileceği seçeneği üzerinden analiz edilerek sonuçlar karşılaştırılmıştır. Burada söz edilen seçenekler, sadece köprü ayağı yüzeyinin serbest deforme olabileceği ancak çözüm alanı üst ve alt yüzeylerinin şekil değiştirmedeği, köprü ayağı yüzeyi ve çözüm alanı taban yüzeyinin

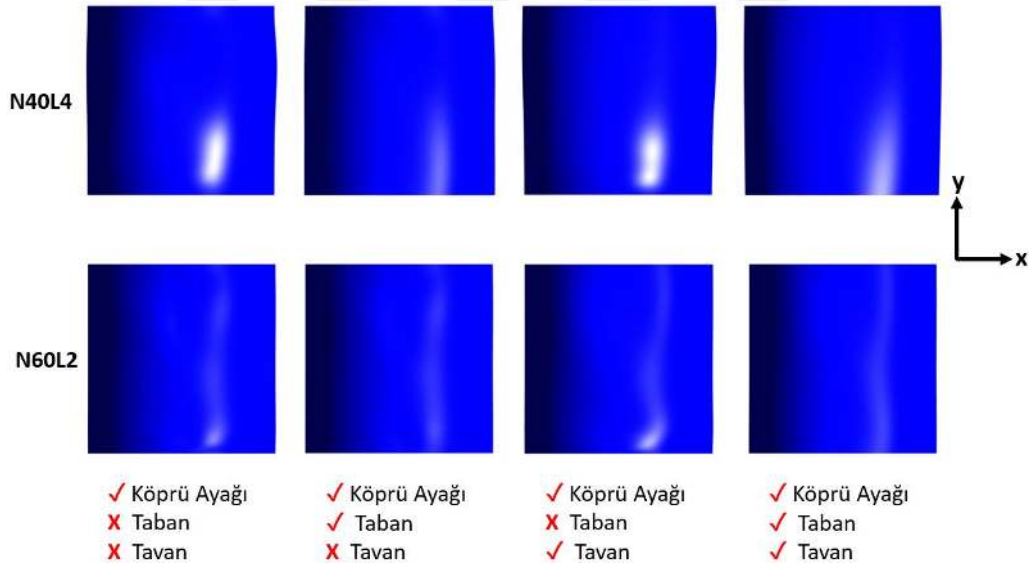
serbest deforme olabileceği ancak tavan yüzeyinin sabit kalacağı, köprü ayağı yüzeyi ve tavan yüzeyinin serbest deforme olabileceği ancak taban yüzeyinin sabit kalacağı ve son olarak tüm köprü ayağı, taban ve tavan yüzeylerinin serbest deforme olabileceği durumlar olarak dört kısımda değerlendirilmiştir.



Şekil 4.9. *N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için farklı serbest deformasyon yüzeyleri uygulanarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen geometrilerin üstten görünüşü*



Şekil 4.10. *N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için farklı serbest deformasyon yüzeyleri uygulanarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen geometrilerin karşıdan görünüşü*



Şekil 4.11. *N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için farklı serbest deformasyon yüzeyleri uygulanarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen geometrilerin yandan görünüşü*

Yukarıda Şekil 4.9-11 üzerinde N40L4 ve N60L2 konfigürasyonlarının farklı serbest deformasyon yüzeyleri uygulanarak gerçekleştirilmiş adjoint optimizasyon sonuçları için üstten, karşıdan (akım yönünde) ve yandan (akıma paralel) görünüşleri verilmiştir. Daha önce iki boyutlu analizlerde de görüldüğü biçimde ilk göze çarpan daha

az kontrol noktası ve daha büyük sanal kutu boyutlarına sahip olan N40L4 konfigürasyonunda daha agresif şekil değişimleri gerçekleşmiştir. Diğer taraftan, serbest deformasyon yüzeyleri açısından bakıldığında sadece köprü ayağının serbest bırakıldığı durumlar için akımı karşılayan yüzeyde ortası daralan, üstten ve alttan kısmen simetrik bir yapı ortaya çıktığı görülmektedir. Köprü ayağı ile birlikte çözüm alanı üst yüzeyi ya da alt yüzeyi beraber serbest bırakıldığında ise beklenebileceği üzere sırasıyla tabana doğru ve tavana doğru daralan yapılar oluştuğu fark edilmektedir. Genel olarak, tüm yüzeylerin serbest deformasyonuna izin verildiğinde yine beklenebileceği gibi görece daha akıma uyumlu şekiller ortaya çıktığı anlaşılmaktadır. Tüm analizlerde, optimizasyonun amaç fonksiyonu köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvvetinin azaltılarak akıma daha uyumlu geometrilerin oluşturulmasını sağlamak olarak belirlenmiştir ve sürüklenme kuvvetinde istenilen düşüş miktarı %25 olarak uygulanmıştır. Ancak çalışmanın odak noktası, akıma uygun geometriler oluşturulurken bu sayede tabana etkiyen kayma gerilmelerinin azaltılması ve temiz su oyulması potansiyelinin düşürülmesi olduğu için sürüklenme kuvvetindeki düşüş ve bundan dolayı olarak etkilenen tabandaki maksimum kayma gerilmesi değeri beraber değerlendirilmelidir.

Tablo 4.4. *Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için sadece köprü ayağı yüzeyinin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi*

	Orijinal	N40L4	N60L2
Sürüklenme Kuvveti (N)	9,689	7,656	7,755
Δ%		20,979	19,960
Tabandaki Maksimum Kayma Gerilmesi (N)	1,022	0,910	0,967
Δ%		10,958	5,381
Projekte Alan (m²)	0,289	0,269	0,283
Δ%		6,732	2,080

Tablo 4.5. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için sadece köprü ayağı yüzeyi ve çözüm alanı taban yüzeyinin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi

	Orijinal	N40L4	N60L2
Sürüklenme Kuvveti (N)	9,689	7,122	7,662
Δ%		26,490	20,921
Tabandaki Maksimum Kayma Gerilmesi (N)	1,022	1,007	1,004
Δ%		1,467	1,453
Projekte Alan (m²)	0,289	0,269	0,283
Δ%		6,899	2,048

Tablo 4.6. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için sadece köprü ayağı yüzeyi ve çözüm alanı tavan yüzeyinin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi

	Orijinal	N40L4	N60L2
Sürüklenme Kuvveti (N)	9,689	6,876	7,590
Δ%		21,663	29,029
Tabandaki Maksimum Kayma Gerilmesi (N)	1,022	0,893	0,936
Δ%		12,622	8,414
Projekte Alan (m²)	0,289	0,263	0,278
Δ%		8,821	3,649

Tablo 4.7. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tüm yüzeylerin serbest deforme olabildiği durumda elde edilen köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvveti, tabandaki maksimum kayma gerilmesi ve akım yönündeki projekte alanın değişimi

	Orijinal	N40L4	N60L2
Sürüklenme Kuvveti (N)	9,689	5,302	7,061
Δ%		45,272	27,120
Tabandaki Maksimum Kayma Gerilmesi (N)	1,022	0,911	1,016
Δ%		10,861	0,587
Projekte Alan (m²)	0,289	0,278	0,240
Δ%		3,679	17,020

Tablo 4.4-7 üzerinde her dört durum için sürüklenme kuvvetinde, tabandaki kayma gerilmesinde ve köprü ayağının akım yönündeki projekte alan değişimi gösterilmiştir.

Öncelikle sadece köprü ayağı yüzeyinin serbest deforme olabildiği durum incelendiğinde, sürüklenme kuvveti açısından yeterli oranda düşüş sağlanmakla birlikte

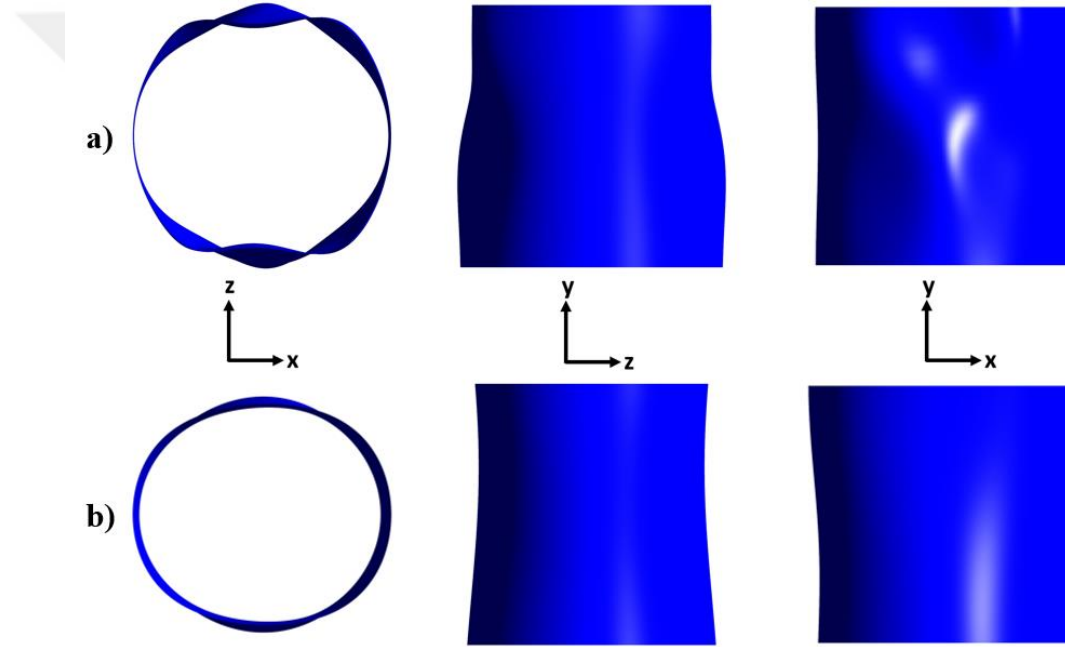
tabana etkiyen maksimum kayma gerilmelerinin N60L2 konfigürasyonunda yeterli seviyede azaltılamadığı anlaşılmaktadır. Köprü ayağı ve kanal taban yüzeyinin serbest deforme olabildiği tavan yüzeyinin sabit olduğu durumda tabanda elde edilen en kötü kayma gerilmesi performansının ortaya çıktığı söylenebilir. Tüm durumlarda en iyi kayma gerilmesi performansının ise köprü ayağı yüzeyi ve çözüm alanı tavan yüzeyi serbest deforme olabildiği durumda elde edilebilmiştir. Tüm yüzeylerin serbest deforme olabildiği koşul altında en iyi sürüklenme kuvveti düşüşleri elde edilirken özellikle N60L2 konfigürasyonunda tabana etkiyen kayma gerilmesinin neredeyse artış gösterdiği göze çarpmaktadır.

Bu değerler, akıma daha uyumlu, daha az sürüklenme kuvvetine maruz kalan bazı köprü ayağı geometrilerinin beklenenin aksine daha yüksek taban kayma gerilmeleri meydana getirebileceği göstermiştir. Bu sonucu destekler nitelikte, sadece köprü ayağı ve tabanın serbest deforme olabildiği durum için her iki konfigürasyonun da köprü ayağındaki sürüklenme kuvvetinde yeterli düşüşe rağmen tabandaki kayma gerilmesine etki etmediği anlaşılmaktadır (Tablo 4.5). Çalışmanın amacı olan köprü ayaklarının neden olduğu temiz su oyulması potansiyelinin azaltılması için akıma daha uyumlu diğer bir ifade ile daha düşük sürüklenme kuvvetine maruz kalan geometrilerin tabandaki kayma gerilmesini azaltacağı yaklaşımının bazı durumlarda geçerli olmadığı anlaşılmaktadır.

Buradan hareketle, köprü ayaklarına etkiyen sürüklenme kuvvetinin düşürülmesine yönelik gerçekleştirilen şekil optimizasyonu analizlerine ilave bir yaklaşım ortaya konmuştur. Bu defa tabanda meydana gelen basınç varyansının azaltılması amaçlanarak yine tabandaki kayma gerilmelerinin düşürülüp düşürülemeyeceği araştırılmıştır. Teorik olarak nehir tabanında meydana gelen yüksek ve düşük basınç bölgeleri köprü ayağı nedeniyle ortaya çıkmaktadır. Özellikle köprü ayağının akımla karşılaştığı ön yüzeyindeki durağan basınç gradyanı, köprü ayağı ön bölgesinde tabana yönelik bir akım oluşarak burada yüksek bir basınç meydana getirmektedir. Diğer taraftan tabana yönelik oluşan akım ile tabana paralel hareket eden akım etkileşimin köprü ayağı etrafında at nalı vortexleri meydana getirmektedir. Ayrıca yine köprü ayağının yan yüzeylerinde ve mansap bölgesinde de düşük basınç bölgesi ortaya çıkmaktadır. Söz konusu yüksek ve düşük basınç bölgelerinin tabandaki sediment üzerindeki kaldırma kuvvetini etkileyerek kayma gerilmesi kadar olmasa bile oyulma potansiyelini etkileyebileceği göz önüne alınmalıdır. Tüm bu akım davranışı göz önüne alındığında tabanda köprü ayağı

geometrisi nedeniyle oluşan basınç varyansının azaltılması, tabanda meydana gelecek olan kayma gerilmesinin de azaltılabileceği ön görüşünü ortaya çıkarmaktadır.

Çalışmanın devamında adjoint optimizasyonu için amaç fonksiyonu olarak tabandaki basınç varyansının azaltılması koşulu uygulanarak analizler gerçekleştirilmiştir. Bu aşamada daha önceki sonuçlar ışığında köprü ayağı orijinal geometrisinden en az uzaklaşarak en iyi sürüklenme kuvveti düşüşüne sağlayan N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları ile devam edilmiş ve diğer tüm koşullar aynı olacak biçimde adjoint şekil optimizasyonu uygulanmıştır.



Şekil 4.12. N40L4 N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu ortaya çıkan köprü ayağı geometrilerinin farklı açılardan görünüşleri a) N60L2 b) N40L4

Şekil 4.12’de her iki konfigürasyon için şekil optimizasyonu sonucu ortaya çıkan köprü ayağı geometrilerinin farklı açılardan görünüşleri verilmiştir. Özellikle N60L2 konfigürasyonunda orijinal köprü ayağı geometrisinden fazla uzaklaşmadığı göze çarpmaktadır. Genel olarak yukarı yönde daralan şekiller oluştuğu anlaşılmaktadır. N60L2 konfigürasyonunda ön ve arka yüzeylerde yukarı yönde hafif bir genişleme varken köprü ayağı orta yüzeylerine doğru yukarı yönde bir daralma oluşurken köprü ayağı alt kısmında yanlara doğru bir açılma olduğu fark edilmektedir. N40L4

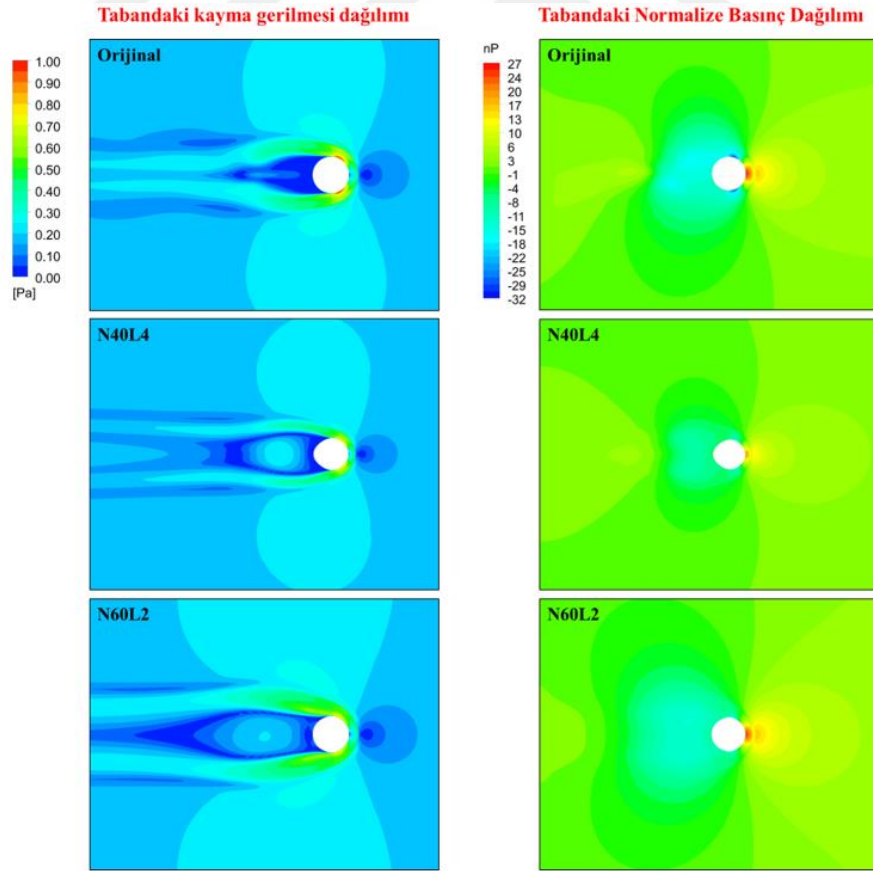
konfigürasyonunda genel kesit alanının aşağı doğru genişleyen eliptik bir yapı aldığı anlaşılmaktadır. Yan görünüşlerde de N60L2 de önemli bir değişim olmamakla birlikte N40L4 konfigürasyonunda aşağı yönde bir daralma görülmektedir. Tablo 4.8'deki sonuçlar değerlendirildiğinde, her iki konfigürasyonunda tabandaki maksimum kayma gerilmesini yaklaşık %17 azalttığı görülmektedir (Tablo 4.8). Köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvvetinin azaltılmasına yönelik şekil optimizasyonu aşamasında tüm konfigürasyonlarda tabandaki maksimum kayma gerilmesi azaltımının en çok %12 civarında olduğu düşünülürse, tabandaki basınç varyansının azaltılmasına yönelik şekil optimizasyonu sonuçlarının tabandaki maksimum kayma gerilmesi açısından daha etkili olduğu anlaşılmaktadır. Diğer taraftan elde edilen kayma gerilmesi düşüşlerinin özellikle N60L2 konfigürasyonu için köprü ayağı geometrisinde akım yönündeki projekte alan kaybı %2'nin altında bir değişimi olması büyük önem taşımaktadır. Tüm bu veriler ışığında, tabandaki basınç varyansının azaltılmasına yönelik olarak N60L2 konfigürasyonu kullanılarak gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucunda ortaya çıkan geometrinin tabandaki maksimum kayma gerilmesini azaltarak temiz su oyulması potansiyelini düşürmesi açısından en iyi sonuçları ortaya koyduğu tespit edilmiştir.

Tablo 4.8. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu tabandaki basınç varyansının, tabandaki maksimum kayma gerilmesinin ve akım yönündeki projekte alanın değişimi

	Orijinal	N40L4	N60L2
Tabandaki Basınç Varyansı	161,333	73.23131	134.9647
$\Delta\%$		54.608	16.334
Tabandaki Maksimum Kayma Gerilmesi (N)	1,022	0,847	0,848
$\Delta\%$		17,123	17,025
Projekte Alan (m²)	0,289	0,20806342	0,28432391
$\Delta\%$		28,005	1,618

Köprü ayağı nedeniyle oluşan yerel oyulmalarda en önemli rolü her ne kadar tabana etkiyen kayma gerilmeleri oynasa da tabandaki basınç dağılımının ve dolayısı ile sediment tanelerine etkiyen kaldırma kuvvetinin de dikkate alınması gerekmektedir. Bu bağlamda Şekil 4.13'te gösterildiği gibi tabandaki basınç dağılımı, optimize geometriler

ve orijinal geometri için incelenmiş ve karşılaştırılmıştır. Özellikle köprü ayağı ön yüzünde tabanda meydana gelen yüksek basınç bölgelerinde meydana gelebilecek basınç düşüşleri sediment üzerinde kaldırma kuvvetini artırarak tanecik hareketini kolaylaştırıcı bir sonuç ortaya çıkarabilmektedir. Söz konusu yüksek basınç bölgeleri incelendiğinde, kayma gerilmesi açısından en uygun optimize geometri olan N60L2 konfigürasyonunda orijinal geometriye göre yaklaşık %0,5 düzeyinde bir artış gerçekleştiği tespit edilmiştir. Bu oran N40L4 konfigürasyonunda da yaklaşık %4 bir azalmaya karşılık gelmektedir. Diğer taraftan köprü ayağı yan yüzeylerindeki düşük basınç bölgelerinin de gözle görülür biçimde etkisini kaybettiği anlaşılmaktadır (Şekil 4.13). Her iki açıdan da oyulma üzerinde sedimente etkiyen kaldırma kuvvetlerinin azaltıldığı söylenebilir. Sonuç olarak elde edilen optimize geometrinin kanal tabanındaki sedimente etkiyen kaldırma ve sürüklenme kuvvetlerinin azaltarak temiz su oyulması potansiyelini düşürdüğü belirlenmiştir.



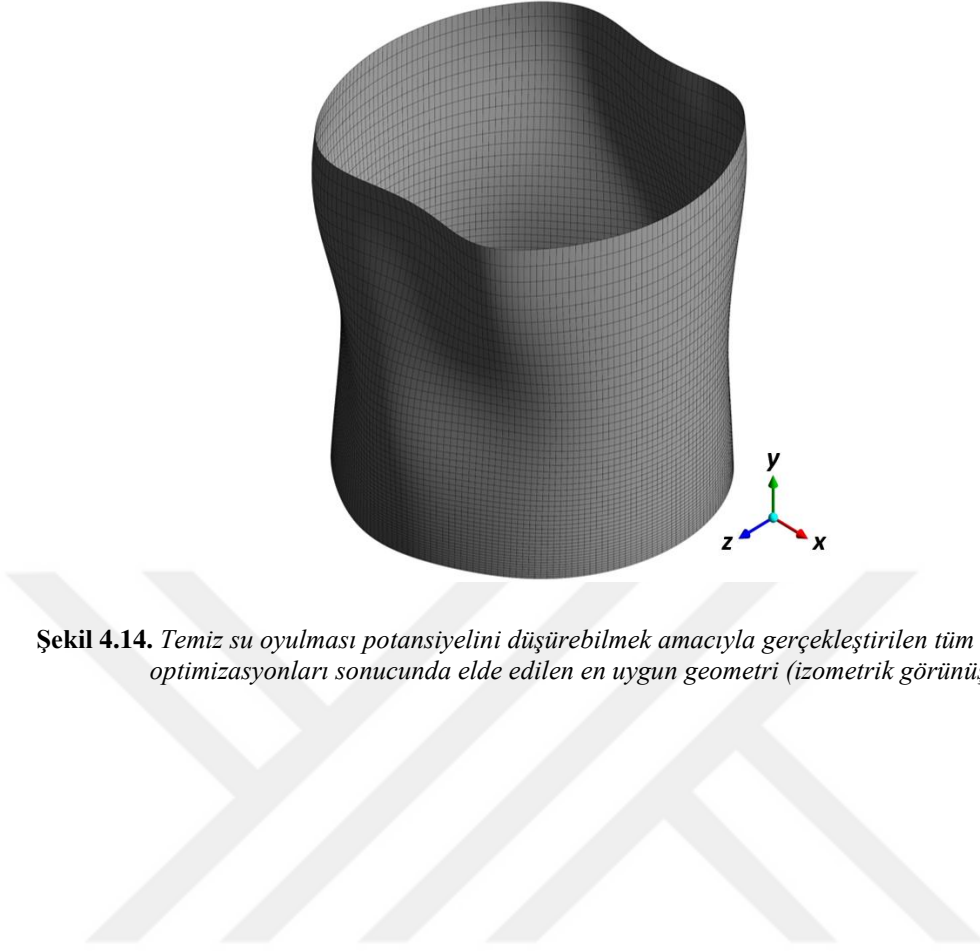
Şekil 4.13. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu tabandaki kayma gerilmesi dağılımı (solda) ve tabandaki normalize basınç dağılımı (sağda)

Tablo 4.9. Orijinal, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonları için tabandaki basınç varyansının azaltılması hedeflenerek gerçekleştirilen adjoint şekil optimizasyonu sonucu elde edilen tabandaki normalize basınç dağılımının minimum ve maksimum değerleri

Konfigürasyon	Tabandaki Normalize Basınç (P/P _{ort})	
	Minimum	Maksimum
Orijinal	-31.30	25.56
N40L4	-25.52	21.66
N60L2	-29.29	24.86

Şekil 4.13 ve Tablo 4.9’da kanal tabanındaki normalize basınç dağılımı ve meydana gelen minimum ve maksimum normalize basınç değerleri verilmiştir. Orijinal geometri, N40L4 ve N60L2 konfigürasyonlarının her biri için tabandaki basınç değeri alansal ortalama basınç değerine bölünerek bir normalize basınç dağılımı oluşturulmuş (nP) ve tabandaki basın varyansının nasıl değiştiği gösterilmiştir. Tablo 4.9’daki değerler incelendiğinde genel olarak adjoint optimizasyonunun gerçekten de basınç varyansını azalttığı anlaşılmaktadır.

Orijinal köprü ayağı ve bir çok adjoint analizi sonucunda hem tabandaki kayma gerilmelerini azaltması hem tabandaki basınç açısından sedimente ilave bir kaldırma kuvveti oluşturmaması hem de orijinal geometriden kesit alanı ve akım yönündeki projekte alan olarak daha az uzaklaşması kriterlerine göre seçilen optimize edilmiş köprü ayağı geometrisinin (Şekil 4.14) nihai performanslarının belirlenmesi ve karşılaştırılması amacıyla LES türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilecek HAD analizlerinin hazırlıklarına geçilmiştir.

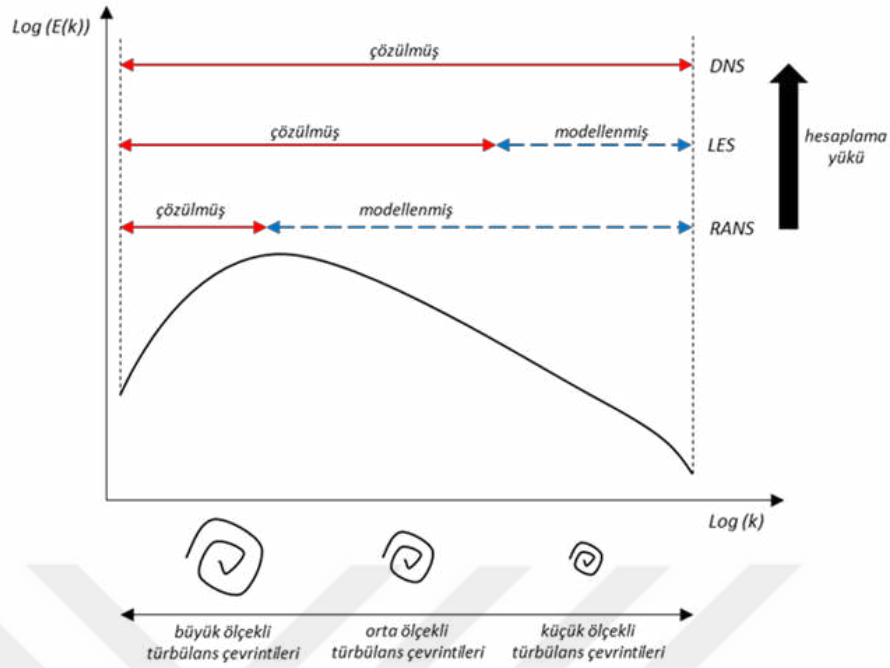


Şekil 4.14. *Temiz su oyulması potansiyelini düşürebilmek amacıyla gerçekleştirilen tüm adjoint şekil optimizasyonları sonucunda elde edilen en uygun geometri (izometrik görünüş)*

5. LARGE EDDY SIMULATION TÜRBÜLANS MODELİ KULLANILARAK OPTİMİZE KÖPRÜ AYAĞI GEOMETRİSİNİN NİHAİ PERFORMANSININ BELİRLENMESİ

Çalışmada kullanılan HAD modeli, literatürde paylaşılmış güvenilir deney sonuçları ile karşılaştırılmış ve kabul edilebilir biçimde doğru sonuçlar verdiği tespit edilmiştir. Bu aşamada, söz konusu HAD ve adjoint modelinden elde edilecek olan optimize köprü ayağı geometrisi ile orijinal geometrinin daha hassas ve güçlü bir türbülans yaklaşımı olan LES analizleri yapılarak optimize geometrinin nihai performansı karşılaştırmalı biçimde değeriendirilecektir.

LES oldukça yüksek hesaplama gücü gerektiren bir türbülans modelidir. Çıkış amacı atmosferik akımların benzetiminin gerçekteştirilmesi olan LES, günümüzde artan bilgisayar kapasiteleri ile birlikte birçok akışkanlar mekaniği probleminde kullanılan oldukça güçlü bir türbülans modeli olarak karşımıza çıkmaktadır. İlk olarak 1960'lı yıllarda Smagorinsky tarafından ortaya atılan metot, türbülans kinetik enerjisinin ve momentum transferinin büyük bir bölümünden sorumlu olan büyük ölçekli türbülans çalkantılarının doğrudan nümerik olarak çözülmesi ve geriye kalan küçük ölçekli akım hareketlerin bir model uygulanarak çözülmesi prensibine dayanması nedeniyle doğrudan nümerik benzetime kıyasla daha az hesaplama gücü gerektirirken diğer Reynolds Ortalamalı türbülans yaklaşımlarına kıyasla oldukça yüksek hesaplama gücü gerektirmektedir (Şekil 5.1).



Şekil 5.1. Türbülans enerji spektrumu üzerinde DNS, LES ve RANS yaklaşımlarının çözümleme ve modelleme açısından farkları ve buna bağlı hesaplama yükleri

Şekil 5.1 üzerinde de görülebileceği gibi LES yönteminde doğrudan çözüm yapılan bölge çözüme etkisi minimum olacak şekilde filtrelenerek çözüm için gerekli bilgisayar kapasitesinin düşürülmesi amaçlanmaktadır. Burada küçük ölçekli türbülans hareketlerine uygulanan alt-ağ modeli (SGS) bir filtreleme algoritması olarak çalışmaktadır. Modellenen küçük ölçekli türbülans eddy'lerinin isotropik yapıda ve akımdan bağımsız dinamiklere sahip olması kabulünden yola çıkılmaktadır. Filtreleme işlemi, açık ve kapalı şekillerde uygulanabilmektedir. Navier-Stokes denklemlerini oluşturan temel korunum yasalarının kontrol hacmi üzerinde çözümlenmesi esnasında uzaysal (kapalı) bir filtreleme modeli uygulanarak büyük ölçekli akım hareketlerinin üç boyutta zamana bağlı ve anlık çözümü gerçekleştirilmektedir.

Filtrelenmiş değişkeni ($\overline{\varphi}(x)$) aşağıdaki gibi ifade edersek;

$$\overline{\varphi}(x) = \int_D \overline{\varphi}(x') G(x; x') dx' \quad (5.1)$$

Burada “D” akışkan alanını “G” ise çözümlenecek türbülans çalkantı ölçeğini belirleyen filtre fonksiyonunu göstermektedir. Çözümlemeyecek olan kısmı ifade eden parametre φ ise;

$$\varphi' = \varphi - \bar{\varphi} \quad (5.2)$$

şeklinde gösterilebilir. Filtrelenmiş çalkantıların sıfır olmaması ($\bar{\varphi}' \neq 0$) kaydıyla akış alanının kontrol hacmi ile uzayda ayrıklaştırılması sonucu açık yöntemle filtreleme işlemini sağlanmaktadır;

$$\bar{\varphi}(x) = \frac{1}{V} \int_V \bar{\varphi}(x') dx' , \quad x' \in V \quad (5.3)$$

Bu bağlamda, filtre fonksiyonu $G(x; x')$ aşağıdaki gibi çalışmaktadır;

$$G(x; x') = 1/V \rightarrow x' \in V \quad (5.4)$$

$$G(x; x') = 0 \rightarrow x' \notin V \quad (5.5)$$

Navier-Stokes denkleminin filtreleme işlemi beraberinde ek bilinmeyen büyüklükler getirmektedir. Filtrelenmiş momentum denklemi aşağıdaki gibi yazıldığında;

$$\frac{\partial}{\partial t} (\bar{p} \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{p} \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{1}{\bar{p}} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (5.6)$$

“ τ_{ij} ” parametresi alt-ağ ölçeğindeki gerilmeleri ifade eder ve aşağıdaki gibi gösterilebilir;

$$\tau_{ij} = -\overline{p u_i u_j} + \bar{p} \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (5.7)$$

Bu noktada, büyük ölçekli türbülans çalkantıları doğrudan çözümlenirken küçük ölçekli türbülans çalkantılarına bağlı gerilmeler farklı alt-ağ modelleri ile çözülmektedir [54]. Sıklıkla kullanılan filtreleme modelleri genellikle eddy viskozite modelleridir. ANSYS Fluent çözücüsü Smagorinsky-Lilly modeli, dinamik Smagorinsky-Lilly modeli, WALE modeli ve dinamik kinetik enerji alt-ağ modellerini kullanmaktadır.

LES benzetimlerinde uzayda ayrıklaştırma için genellikle korunumlu ve dağılımsız yapısı nedeniyle ikinci dereceden merkezi fark yaklaşımı kullanılmaktadır. Zamanda ayrıklaştırma için ise yine ikinci dereceden kapalı şemalar tercih edilmektedir. Daha yüksek mertebeden ayrıklaştırma şemaları çözümün hassasiyetini arttırmakla birlikte karmaşık geometriler üzerinde uygulanması zor yöntemlerdir. Ayrıca LES çözümlerinde, zamanda ayrıklaştırmada yeterince küçük zaman adımları kullanılmasını gerektiği için

ikinci dereceden daha yüksek mertebelerde zamanda ayırıklaştırma şemalarının kullanılması önemli bir zorunluluk teşkil etmemektedir.

Metodun uygulanması noktasında, uygun başlangıç ve sınır koşullarının uygulanması ise tüm nümerik çözümlerde olduğu gibi LES çözümlerinde de kritik bir öneme sahiptir. Özellikle benzetimin giriş koşullarının gerçekçi bir biçimde tanımlanması akımın davranışına doğrudan etki ederek, elde edilecek sonuçlar üzerinde baskın etkilere yol açmaktadır. LES metodunda, RANS yaklaşımlarında olduğu gibi ortalama büyüklükler yerine, üç boyutta zamana bağlı anlık değişkenlerin doğru bir şekilde belirlenmesi gerekmektedir. Bu nedenle akımın giriş koşullarının yaratılabilmesi için genel olarak başlıca iki yöntem kullanılmaktadır. Bunlar, benzetimde kullanılacak giriş koşullarını, gerçekleştirilen bir öncü benzetimin mansap koşullarını kullanarak tayin etme anlamına gelen öncü (precursor) metotlar ve akım giriş parametrelerine rastgele çalkantılar tayin etme anlamına gelen sentez (synthesis) metotlardır. Öncü metotlar ilave bir hesaplama yükü getirmesine rağmen sentez metotlara nazaran daha gerçekçi akım giriş koşulları ortaya koyabilmektedir. Diğer taraftan yıllar boyunca daha ileri seviyede sentez metotlar geliştirilmeye devam etmiştir. Başlıca ileri seviye sentez metotlar, Fourier teknikleri [55], uygun ortogonal ayrıştırma metodu [56] ve eddy metodu [57] olarak sıralanabilir. Ancak söz konusu yöntemlerin hiç birisinin akım giriş türbülans parametrelerini tümüyle gerçekçi ve doğal bir biçimde yaratması mümkün değildir [58].

LES metodu ortaya konulduğunda mevcut bilgisayar teknolojisi ve hesaplama gücü nedeniyle sadece basit geometriler ve düşük Reynolds koşulları altında incelemeler yapılmaktaydı. Ancak günümüzde gelişen teknolojik imkânlar ile oldukça karmaşık akım problemleri LES metodu kullanılarak çözülebilmektedir. Endüstriyel kullanım açısından halen bir rutin türbülans modeli olarak kullanılması mümkün olmamakla birlikte özel problemler ve akademik araştırmalarda sıklıkla başvuru güçlü bir yöntem olarak tercih edilmektedir.

Özellikle atmosferik akım koşullarının benzetiminde LES metodu yaygın bir biçimde kullanılmıştır. Birçok aerodinamik analiz çalışmasında LES modeli kullanılarak rüzgâr yüklerinin ve akım alanının belirlenmeye çalışılmıştır. Benzetimlerde atmosferik sınır tabakanın oluşturulması ve çeper pürüzlülüklerinin doğru bir biçimde uygulanması LES modeli çerçevesinde karşılaşılan zorluklar olarak gösterilebilir. Bu anlamda LES metodunun tepelerdeki nötr tabakalı sınır tabaka akışının benzetimi noktasında farklı

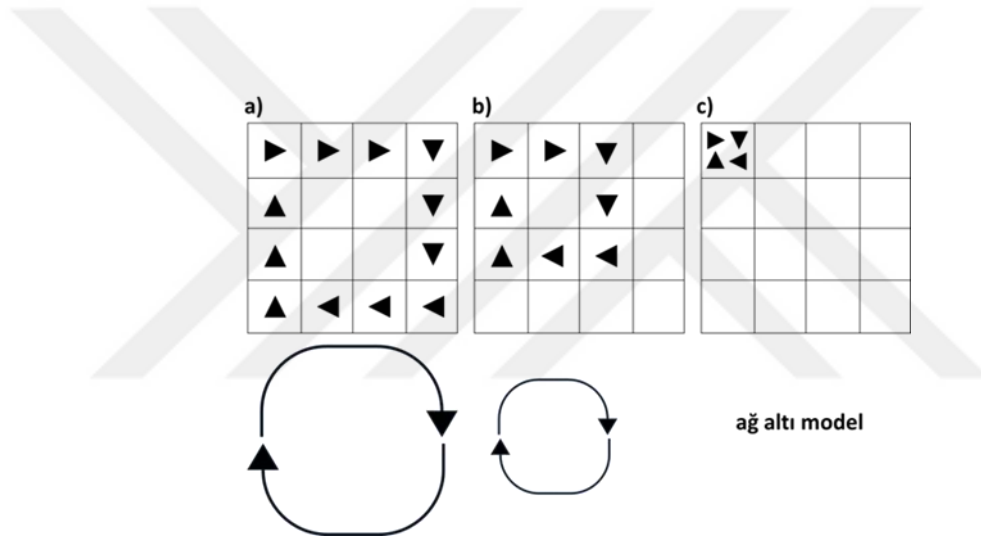
pürüzlülük değerleri kullanılarak gerçekleştirilmiş bir çalışmada bu tür analizlerde uygulanması gereken ayırıklaştırma çözünürlüğüne yönelik sonuçlar ortaya konmuştur [59]. Özellikle silindir, kutu ve prizma gibi basit geometriler üzerinde akımın ayrışması, akımdaki kararsız salınımlar çeper etrafındaki kayma bölgeleri ve oluşan vortex formasyonları birçok çalışmada araştırılmıştır [60]. Atmosferik sınır tabakanın oluşturularak LES modelinin farklı akım koşulları altında RNG (Renormalization Group) temelli bir alt-ağ modeli kullanılarak farklı akım koşulları altındaki benzetim sonuçları deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Böylece RNG modelinin zamana bağlı atmosferik akım koşullarında diğer türbülans metodlarına oranla çok daha doğru sonuçlar ortaya koyduğu tespit edilmiştir [61]. Rüzgâr akımı ve aerodinamik problemler dışında su ve diğer akışkanlarla ilgili analizlerde de LES metoduna sıklıkla başvurulmuştur. Bir konteynırdaki serbest yüzeyli sıvı çalkalanması probleminde LES modeli kullanılmış ve standart Smagorinsky modelin anlık yüksek basınç değerlerini tespit etmekte yetersiz kaldığı gözlemlenmiştir. Bu nedenle algoritmada uygulanan daha karmaşık bir dinamik yaklaşım ile konteynırda oluşan anlık yüksek basınç değerleri doğru biçimde analiz edilebilmiştir [62].

Türbülanslı akım içerisinde çok farklı boyutlar ve enerjiye sahip eddy yapıları bulunmaktadır. Söz konusu eddy yapılarının tüm zaman ve uzay ölçeklerinde çözülmesi Doğrudan Nümerik Çözüm yapılması ile mümkün olabilmektedir. Diğer taraftan Reynolds Ortalamalı türbülans modellerinde türbülans yapılarının çözülmesi yerine neredeyse tamamı belirli kabuller üzerinden modellenmektedir. LES yaklaşımında ise sadece çok küçük ölçeklerdeki türbülans eddyleri modellenirken türbülans kinetik enerjisinin büyük bölümünü barındıran orta ve büyük ölçekli eddy yapıları doğru sayısal ağ ve zamansal ölçekler yardımı ile çözülmemektedir.

LES türbülans modelinin doğru sonuçlar verebilmesi için modele uygun şartların sağlanması gerekmektedir. Bunlardan en önemlisi, kullanılan sayısal ağ çözünürlüğünün modellenen akış koşullarına göre hassas bir biçimde ayarlanmasıdır.

İki boyutlu bir akım alanı içerisindeki bir eddy yapısı için en az dört adet ağ elemanı gerekmektedir. Buradan hareketle akım alanı boyunca oluşması beklenen çeşitli büyüklük ve enerjideki eddy yapıları için HAD modelinde kullanılan sayısal ağın boyutları yeterli ölçü ve sayıda olmak zorundadır. Yukarıdaki grafikte gösterildiği gibi LES türbülans modelinin doğru bir sonuç verebilmesi için belirli orandaki türbülans

kinetik enerjisinin ve dolayısı ile belirli büyüklükteki eddy yapılarının doğrudan ağ ölçeğinde çözümlenmesi geriye kalan küçük boyutlu eddy yapılarının ise modellenmesi gerekmektedir. Burada genel kabul gören yaklaşım, türbülans kinetik enerjisinin en az %80 oranında sayısal ağ ölçeğinde çözümlenmesi LES modelinin doğru uygulanıyor olması açısından bir göstergedir. Başka bir ifade ile kullanılan sayısal ağın yeterince ince olması daha fazla türbülans kinetik enerjisinin modellemeye ihtiyaç duyulmadan ağ tarafından çözümlenmesi anlamına gelmektedir. Ancak söz konusu eddy yapıları model koşullarına bağlı olarak ağ çözünürlüğü ile yakalanması mümkün olmayan küçüklükte boyutlara ulaşabilmektedir. Bu durumda, ağ boyutlarından daha küçük eddyler ağ altı modeli ile temsil edilmektedir (Şekil 5.2).



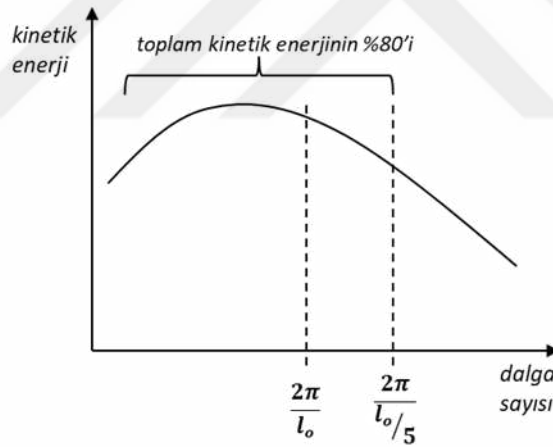
Şekil 5.2. Çözüm alanı boyunca oluşabilecek farklı boyutlardaki türbülans eddy yapılarının ağ boyutları ile çözülebildiği (a, b) ve ağ çözünürlüğünün yeterli olmadığı boyuttaki türbülans eddylerinin ağ altı modeli ile modellendiği durum (c)

Ancak söz konusu eddy yapıları akım alanı boyunca sürekli değişiklik göstereceğinden tüm eddyleri temsil edecek olan ortalama bir eddy boyutunun tespit edilmesi gerekmektedir. Bu bağlamda, akım alanındaki tüm eddylerin toplam kinetik enerjisinin ortalamasını veren bir iç uzunluk ölçeği (l_0) hesaplanmalıdır. LES analizine uygun ağ yapısının ayarlanabilmesi için öncesinde bir RANS modeli kullanılarak HAD çözümü gerçekleştirilmeli ve buradan elde edilecek akım verisi kullanılarak iç uzunluk ölçeği tahmini hangi RANS modelinin kullanıldığına bağlı olarak aşağıdaki gibi belirlenmelidir.

$$l_o = \frac{k^{3/2}}{\varepsilon} \quad l_o = \frac{k^{1/2}}{C_\mu \omega} \quad (5.8)$$

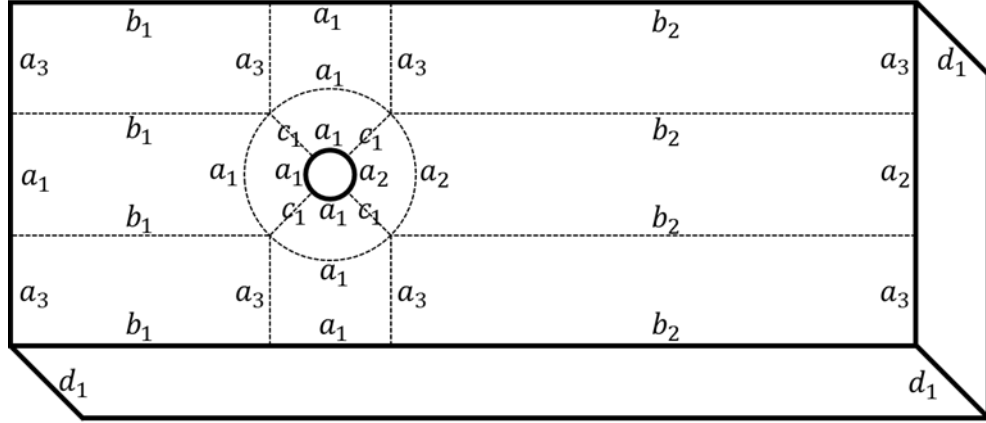
İç uzunluk ölçeği, kendisinden daha küçük ve daha büyük eddyler için bir ortalama büyüklük ifade ettiği düşünüldüğünde, doğrudan bu büyüklük üzerinden sayısal ağın oluşturulması toplam kinetik enerjinin %80'inin ağ tarafından çözümlenmesi şartını sağlayamayacaktır. Bu nedenle ağ boyutunun (Δ), hesaplanan iç uzunluk ölçeğinin beşte biri olacak biçimde ayarlanması yeterli türbülans enerjisinin çözümlenmesi şartı açısından yaklaşık bir tahmin sağlamaktadır (Şekil 5.3). Sayısal ağın üç boyutlu olduğu durumda ($\Delta = (\text{hücre hacmi})^{1/3}$) ise çözüm alanı içerisindeki sayısal ağın LES analizine uygunluğu aşağıdaki gibi bir kontrol parametresi (f) yardımıyla tespit edilebilir.

$$f = \frac{l_o}{\Delta} \quad (5.9)$$



Şekil 5.3. Çözüm alanındaki toplam türbülans kinetik enerjisinin yaklaşık %80'inin sayısal ağ ile çözümlenebilmesi için belirlenen "f" kontrol parametresinin gösterimi

Kullanılacak olan LES türbülans modeli için burada ifade edilen koşullar uygulanarak oldukça küçük ağ elemanlarından oluşan bir sayısal ağ oluşturulmuştur. Söz konusu sayısal ağ, öncelikle bir RANS türbülans yaklaşımı olan SST modeli ile çözümlenmiş ve ağ yapısının LES modeli için yeterli olup olmadığı oluşturulan kontrol parametresi (f) yardımı ile incelenmiştir. Oluşturulan ağ yapısına ait detaylar Şekil 5.4 ve Tablo 5.1'de gösterilmiştir.



Şekil 5.4. LES türbülans modeli için kullanılan sayısal ağ konfigürasyonunun şematik gösterimi

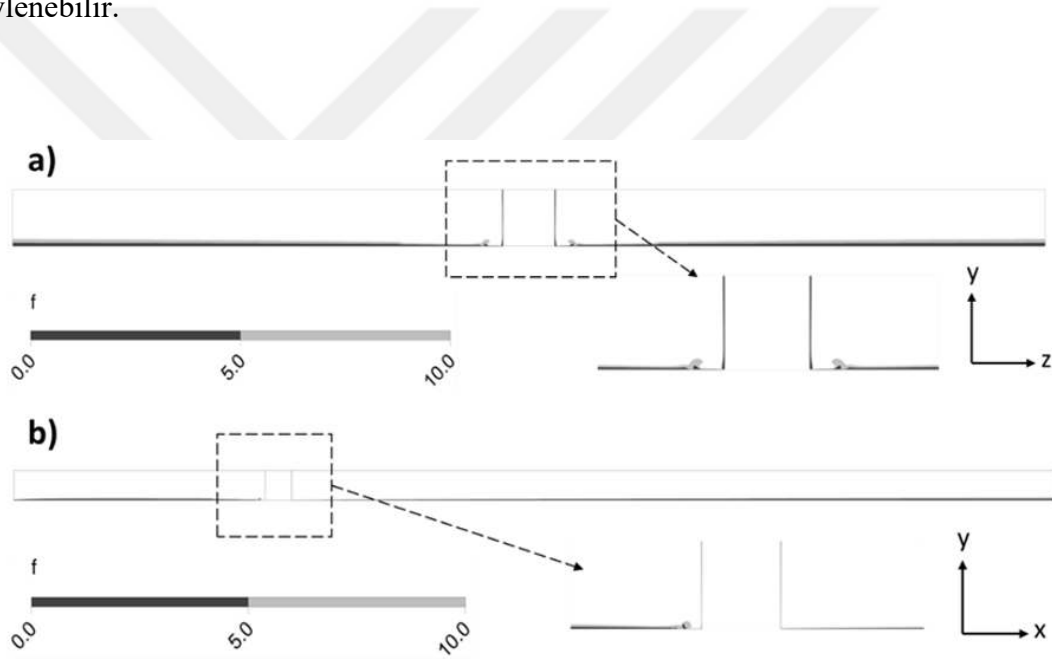
Tablo 5.1. LES türbülans modeli için kullanılan sayısal ağ konfigürasyonunun şematik gösterimi

Kısım	Eleman Sayısı	Sıklaştırma	Sıklaştırma Faktörü
a ₁	90		
a ₂	120		
a ₃	70	-----	4
b ₁	90	-----	2
b ₂	280	-----	4
c ₁	180	-----	8
d ₁	150	-----	8
Çepere komşu eleman kalınlığı			0.00002 m
Çepere komşu tabakadaki eleman sayısı			40
Çepere komşu tabakadaki elemanların büyüme oranı			1.1
Toplam eleman sayısı = 35 837 000			

Burada kullanılan ağ yapısı önceki HAD analizlerinde kullanılan ağ yapısı ile aynı konfigürasyonda oluşturulmuş sadece eleman sayıları ve boyutları LES analizi için değiştirilmiştir. Sayısal ağ toplamda yaklaşık 36 milyon altı yüzlü düzenli yapılandırılmış ağ elemanlarından oluşturulmuştur.

Sayısal ağ yapısı oluşturulduktan sonra SST türbülans modeli kullanılarak LES türbülans modeli öncesi ağ yeterliliğini tespit etmek amacıyla HAD analizi gerçekleştirilmiştir. Şekil 5.5'te öncül SST analizi sonucunda çözüm alanındaki türbülans kinetik enerjisinin ağ çözünürlüğü ile çözülemediği kısımlar kontrol parametresi (f) yardımıyla görselleştirilmiştir.

Çözüm alanı boyunca hem boyuna hem de enine kesitte köprü ayağı civarında katı çepere yakın bölgelerde oldukça ince bir tabaka oluştuğu görülmektedir. Viskoz etkilerin yoğun olduğu bu bölgelerde oluşması muhtemel oldukça küçük türbülans eddy yapıları nedeniyle tüm çözüm alanının ağ çözünürlüğü ile çözülmesi mümkün değildir. Bu kısımlarda f değerinin 5'in altında kaldığı ve türbülans eddylerinin ancak ağ altı model yardımı ile modellenebileceği anlamına gelmektedir. Şekil 5.5 incelendiğinde, çalışmanın odak noktası olan köprü ayağı ve civarındaki ağ yapısının LES türbülans modeli için yeterli hassasiyette olduğu anlaşılmaktadır. Köprü ayağından uzaklaştıkça, f değerinin 5'ten küçük olduğu alt ağ modellemesi gerektiren alanların görece artış gösterdiği ancak bu artışın bile şekil üzerinde gözle ayırt edilemeyecek kadar küçük alanlar oluşturduğu söylenebilir.

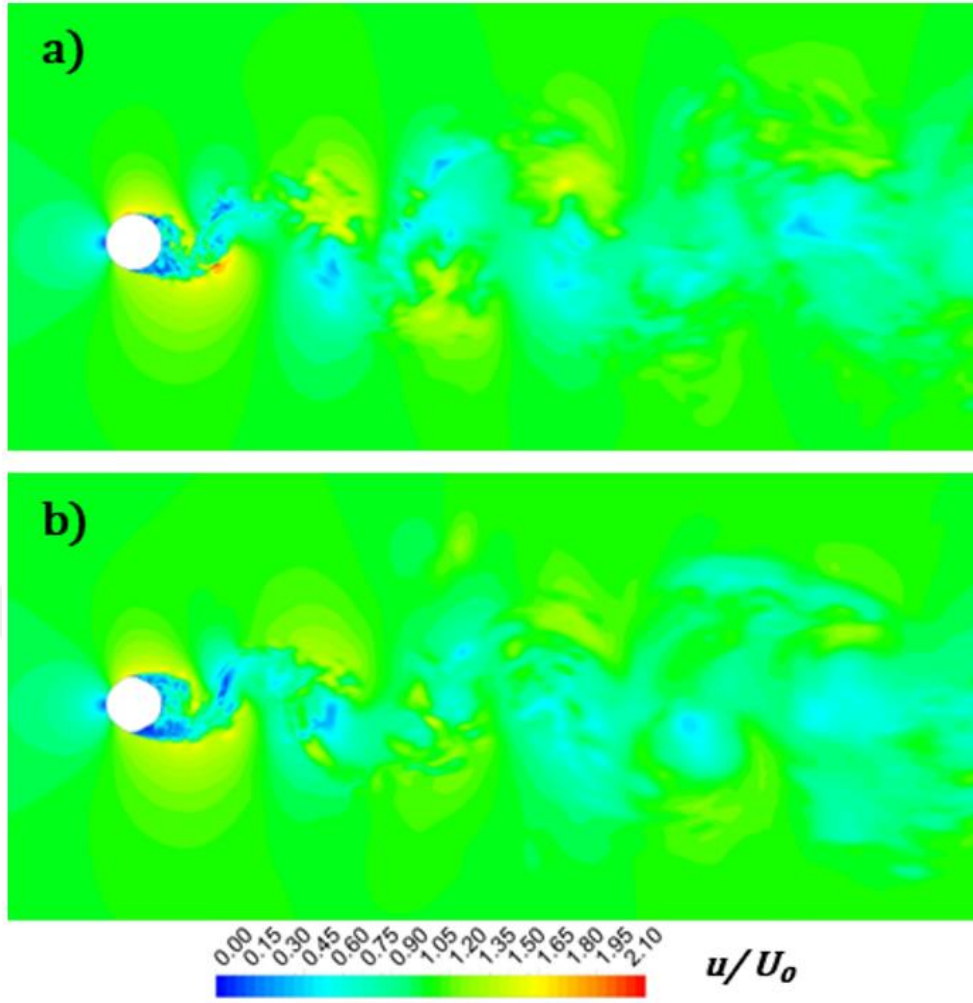


Şekil 5.5. Çözüm alanındaki türbülans kinetik enerjisinin ağ çözünürlüğü ile çözülmediği ($f \geq 5$) kısımların kontrol parametresi (f) yardımıyla görselleştirilmesi
a) çözüm alanı enine kesit b) çözüm alanı boyuna kesit

Öncü olarak gerçekleştirilen SST analizi hem LES modeli için sayısal ağ uygunluğunu denetlemek hem de LES analizi için başlangıç koşulu oluşturmak için kullanılmıştır. Öncü SST analizi yakınsayana ve gözlemlenen parametreler kararlı duruma gelene kadar çözüm devam ettirilmiş ve sonrasında LES çözümlemesine geçilmiştir. Orijinal köprü ayağı geometrisi ve optimize geometri için aynı sayısal ağ konfigürasyonu ve aynı nümerik analiz koşulları kullanılmıştır.

LES analizi için ağ altı modeli olarak Smagorinsky-Lilly tercih edilmiştir. Basınç çözüm şeması için ikinci dereceden ayrıklaştırma ve momentum için Sınırlı Merkezi Fark yaklaşımı kullanılmıştır. Zaman adımı olarak hesaplama gücü ve süresi de dikkate alınarak 0.005 s seçilmiş ve her zaman adımı için maksimum iterasyon sayısı 20 olacak biçimde ayarlanmıştır. Çözümler, akım parametrelerinin zamansal ortalamaları kararlı bir yapıya ulaşana kadar sürdürülmüştür. Analizler, 30 işlemci çekirdeği (Intel Xeon E5-2650 2.20 GHz) kullanılarak paralel olarak gerçekleştirilmiş ve yüksek sayısal hassasiyet elde edebilmek için çift duyarlılık kullanılarak tamamlanmıştır.

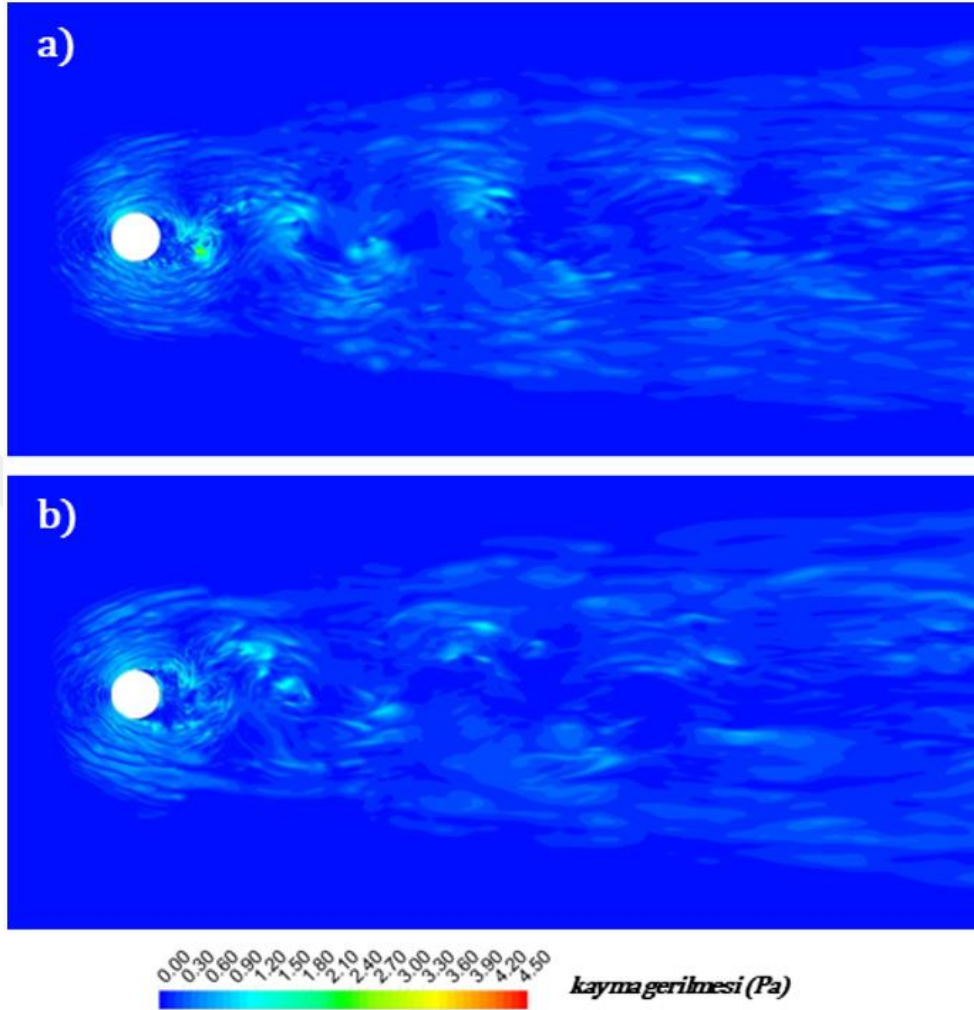
Önceki analizlerde bir RANS tabanlı türbülans modeli olan SST kullanılmış ve çözümler zamandan bağımsız olarak gerçekleştirilmiştir. Burada ise zamana bağlı bir analiz uygulanmış ve akıma dair parametrelerin anlık değişimlerinin ve türbülans çalkantılarının incelenmesine olanak sağlanmıştır. Şekil 5.6 üzerinde $y/h=0.5$ yüksekliğindeki tabana paralel düzlemde orijinal ve optimize geometriler için anlık hız dağılımları gösterilmiştir. Önceki, zamandan bağımsız RANS tabanlı analiz sonuçlarından farklı olarak çok daha karmaşık bir akım yapısı ve kararsız bir salınım meydana geldiği görülebilmektedir. Zamana bağlı çözüm olması ve LES türbülans modelinin kullanılması köprü ayağı civarında oluşan çeşitli vorteks yapılarının tespit edilebilmesine olanak sağlamıştır. Özellikle köprü ayağı civarındaki at nalı vorteksleri ve arkasında meydana gelen iz vortekslerinin her iki durumda da oldukça uzun bir mesafede etkili olmaya devam ettiği hız dağılımı incelendiğinde görülebilmektedir. Bu vorteks yapılarının köprü ayağından 2-3D mesafede dahi akımda yüksek hız alanları oluşturabildiği anlaşılmaktadır. Bu bölgede halen etkisini kaybetmemiş olan vorteks yapılarının köprü ayağının mansap bölgesindeki sediment hareketi üzerinde önemli bir rol oynadığı söylenebilir.



Şekil 5.6. Köprü ayağı civarındaki anlık normalize hız dağılımı ($y/h = 0.5$)
a) orijinal köprü ayağı b) optimize köprü ayağı

Benzer biçimde tabandaki anlık kayma gerilmesi dağılımı da her iki durum için Şekil 5.7 üzerinde görülebilmektedir. Hız dağılımında olduğu gibi kayma gerilmesi dağılımında da köprü ayağı arkasındaki iz bölgesinde oluşan vorteks yapılarının meydana getirdiği yüksek hızlı bölgelerin tabada da belli bölgelerde yüksek kayma gerilmeleri oluşturabildiği anlaşılmaktadır. Yüksek enerjili büyük eddy yapılarının hız dağılımları ile uyumlu biçimde köprü ayağından 2-3D mesafeye kadar daha etkili olduğu ve giderek tabana olan etkisinin azaldığı görülmektedir. SST ve diğer RANS tabanlı türbülans modellerinde bu eddy yapıları çözülmemiştir için yüksek kayma gerilmelerinin sadece köprü ayağının yan taraflarında meydana geldiği görülürken burada çözümlenen karmaşık akım yapısı sayesinde köprü ayağının arkasında da yüksek kayma gerilmeleri oluşturan eddy dalgalarının bulunduğu tespit edilebilmiştir. Optimize geometri

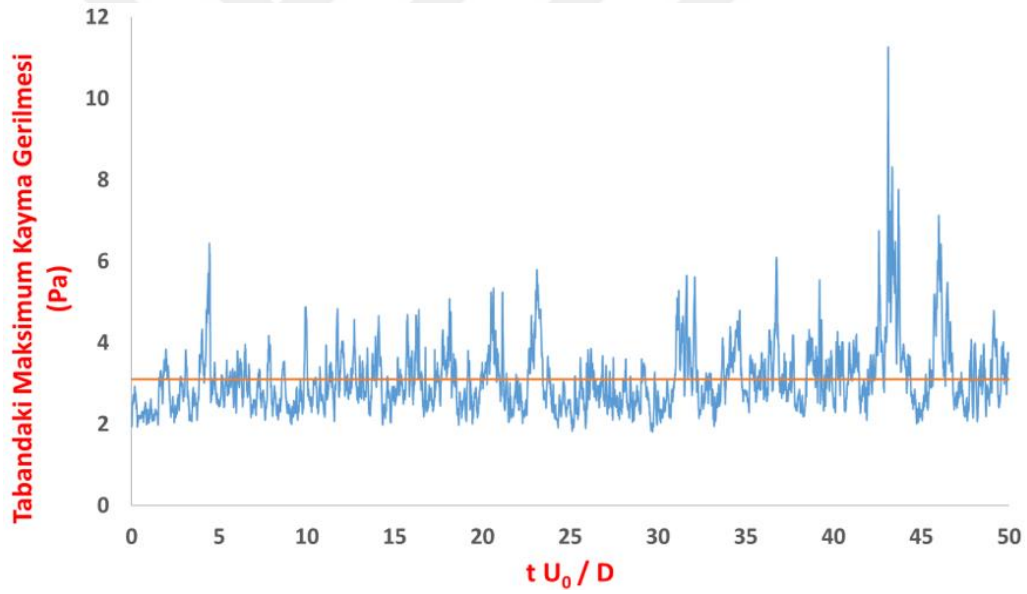
incelendiğinde orijinal silindirik köprü ayağına göre yüksek kayma gerilmelerinin tabanda etkilediği alanın daraldığı göz çarpmaktadır.



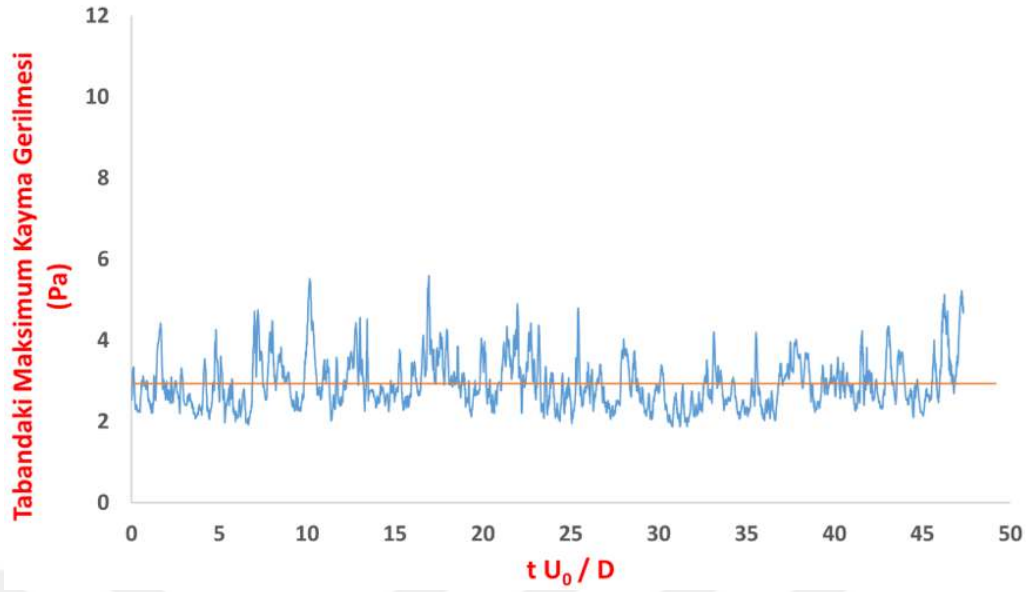
Şekil 5.7. Köprü ayağı civarında tabandaki anlık kayma gerilmesi dağılımı
a) orijinal köprü ayağı b) optimize köprü ayağı

Şekil 5.8 üzerinde bu çalışmanın da öncelikli değerlendirme ölçütü olan tabanda meydana gelen maksimum kayma gerilmelerinin zamana bağlı değişimi gösterilmektedir. Önceki SST türbülans modeli ile yapılan zamandan bağımsız analizlerde ortalama kayma gerilmelerinin maksimum değeri yaklaşık 1 Pa civarında ölçülürken, LES türbülans modeli ile yapılan analizlerde tabandan meydana gelen maksimum kayma gerilmelerinin zamansal ortalama olarak yaklaşık 3.1 Pa ve 2.8 Pa olduğu anlaşılmaktadır. Ancak anlık değerler incelendiğinde maksimum kayma gerilmelerinin orijinal geometri için en az yaklaşık 1.5 Pa olmak üzere neredeyse 12 Pa seviyelerine dahi ulaşabildiği görülmektedir. Optimize geometride ise tabana etkiyen maksimum kayma gerilmelerinin

en düşük ve en yüksek değerleri sırasıyla yaklaşık 1.8 Pa ve 5.6 Pa olarak ölçümlenmiştir. Bu bağlamda, zamansal ortalama değerler açısından tabandaki maksimum kayma gerilmesinin orijinal geometriye göre yaklaşık %5 azaldığı ve daha da önemli olan anlık maksimum kayma gerilmeleri açısından ise orijinal geometriye oranla yaklaşık %50 gibi kritik bir düşüş sağlanabildiği tespit edilmiştir. Her ne kadar zamandan bağımsız HAD analizlerine göre sayısal açıdan büyük farkların ortaya çıktığı görülse de adjoint metodu ile elde edilen optimize geometrinin tabana etkiyen kayma gerilmeleri üzerinde orijinal silindirik köprü ayağı geometrisinden fazla uzaklaşmadan nispeten küçük şekil değişiklikleri ile önemli düşüşler meydana getirebildiği anlaşılmaktadır. Bu sayede, optimize edilen yeni köprü ayağı geometrisinin meydana gelmesi muhtemel temiz su oyulması potansiyelini azaltabileceği öne sürülebilir.

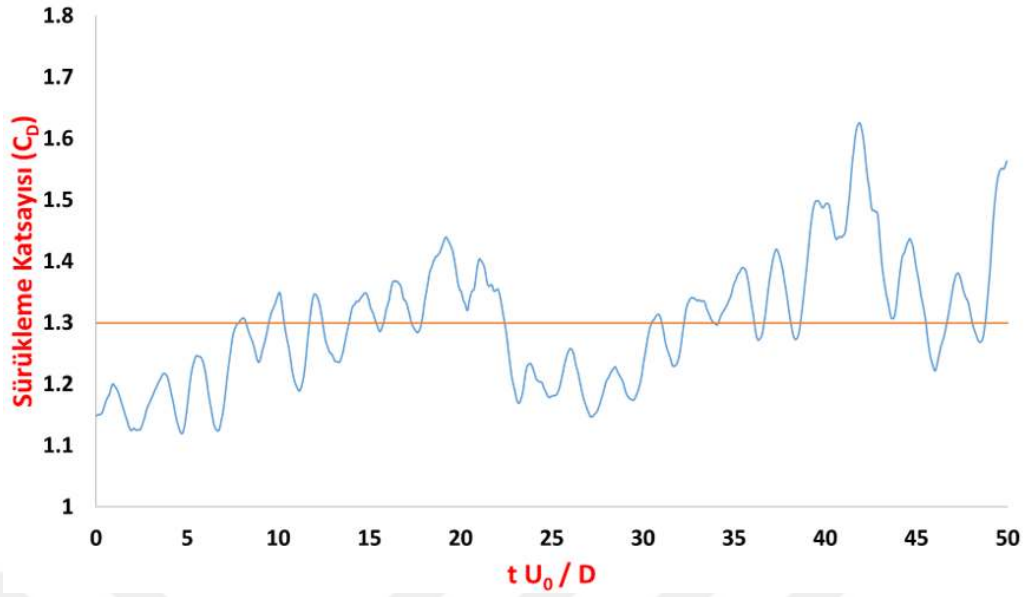


Şekil 5.8. Orijinal geometri için zamana bağlı maksimum kayma gerilmelerinin değişimi

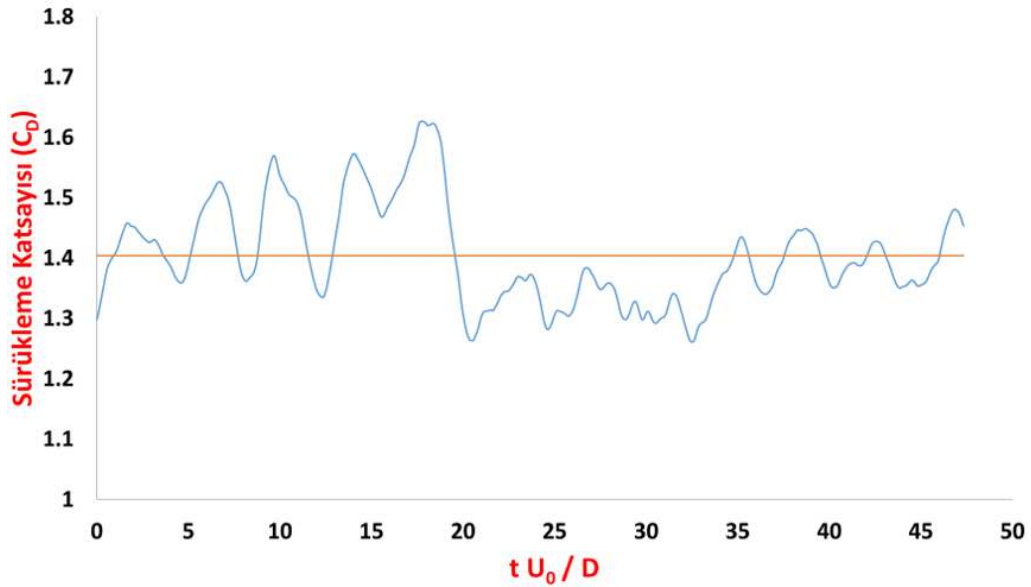


Şekil 5.9. Optimize geometri için zamana bağlı maksimum kayma gerilmelerinin değişimi

Şekil 5.10 ve 11’de orijinal ve optimize köprü ayaklarına etkiyen sürüklenme katsayısının zamana bağlı değişimi gösterilmiştir. Zamansal ortalamaya bakıldığında orijinal geometriye etkiyen sürüklenme katsayısının yaklaşık 1.3 civarında olduğu görülürken bu değerin optimize geometri için yaklaşık 1.4 civarında olduğu görülmektedir. Bu sonuç, adjoint analiz aşamasında da değinildiği gibi sürüklenme katsayısı düşük diğer bir değişle akıma daha uyumlu geometrinin her durumda tabandaki kayma gerilmesini azaltmadığı yönünde yapılan çıkarımı desteklemektedir. Buradan hareketle adjoint optimizasyonunda uygulanan tabandaki basınç varyansının azaltılması amaç fonksiyonunun daha doğru bir yaklaşım olduğu ortaya çıkmaktadır.



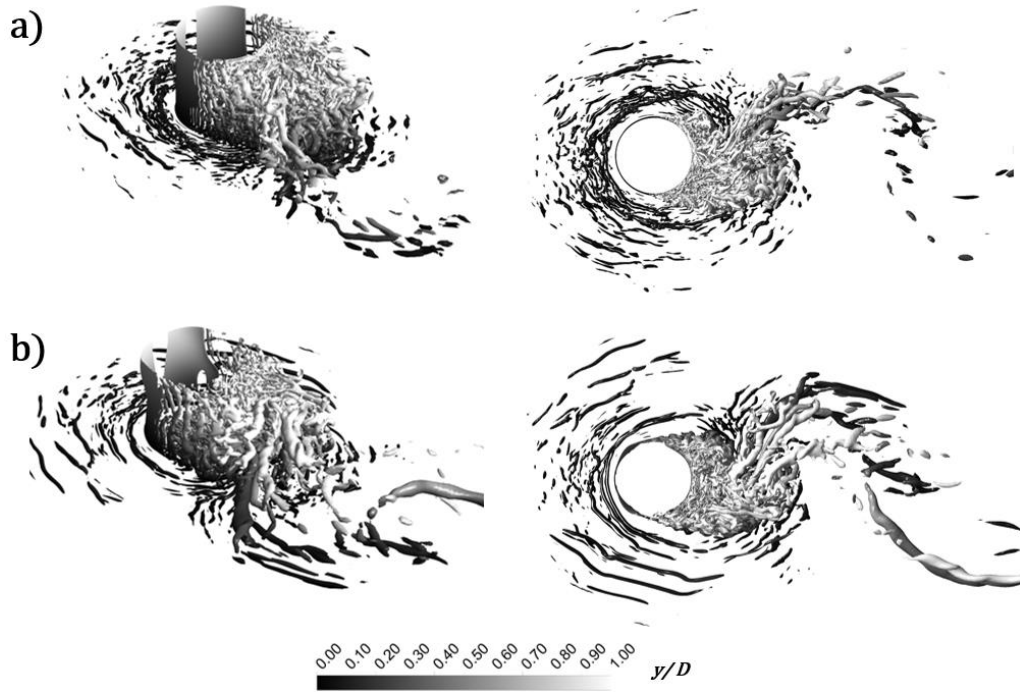
Şekil 5.10. Orijinal geometri için köprü ayağına etkiyen sürüklenme katsayısının zamana bağlı değişimi



Şekil 5.11. Optimize geometri için köprü ayağına etkiyen sürüklenme katsayısının zamana bağlı değişimi

Buradaki gibi yüksek türbülanslı akım durumlarında, köprü ayağı civarında oluşan vorteks yapılarının tabanda meydana gelmesi muhtemel oyulma sürecinde oldukça etkili olduğu bilinmektedir. Şekil 5.12 a) ve b) üzerinde köprü ayağı civarında meydana gelen anlık vorteks yapıları Q kriteri (hız gradyanının ikincil sabiti) kullanılarak görselleştirilmiştir. Görselleştirme, tabandan olan mesafe üzerinden renklendirilmiştir.

Beklenildiği üzere, oldukça karmaşık bir türbülans yapısının oluştuğu görülmekle birlikte, her iki durumda da belirgin biçimde çeşitli çevrinti büyüklüğüne sahip at nalı ve art izi vorteksleri görülebilmektedir. Öncelikle ilk göze çarpan, köprü ayağı ön bölgesinde oluşan kolye tipi vortekslerin, orijinal geometride daha fazla birbiri ile ilişkili dağınık yapılar oluşturduğu görülürken, optimize geometride ise daha belirgin ve köprü ayağını daha uzaktan sarmaladığı anlaşılmaktadır. Ayrıca orijinal geometride, söz konusu kolye tipi vortekslerin köprü ayağı arka bölgesine doğru kayarak burada art izi vortekleri ile etkileşime girdiği görülürken, optimize geometride köprü ayağından nispeten uzaklaşarak akıma paralel kollar oluşturdukları anlaşılmaktadır. Art izi bölgesindeki çevrinti gücü daha yüksek vorteks yapıları incelendiğinde ise, orijinal geometride köprü ayağı yüzeyini sarmalayan vorteks yapılarının art izi vorteksleri ile birleşerek optimize geometriye göre köprü ayağı mansap bölgesinde yaklaşık 1D mesafede daha etkili olduğu anlaşılmaktadır.



Şekil 5.12. Köprü ayağı civarında anlık vorteks yapılarının Q Kriteri ile gösterimi (solda: izometrik görünüş, sağda: üstten görünüş)
a) orijinal köprü ayağı b) optimize köprü ayağı

6. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada HAD analizleri ve adjoint şekil optimizasyonu kullanılarak silindirik bir köprü ayağı geometrisinin şekil optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Optimizasyon sonucu olarak temiz su oyulması üzerinde büyük etkisi olan tabanda meydana gelen kayma gerilmelerinin azaltılması ve böylece oyulma potansiyelinin düşürülmesi amaçlanmıştır. Bu bağlamda, öncelikle adjoint şekil optimizasyonunun yeterlilik ve kısıtlarının anlaşılması ve belirlenmesi amacıyla bir dizi iki boyutlu ve üç boyutlu sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Daha sonra çalışmada kullanılacak HAD modelinin doğrulanması amacıyla literatürde kabul görmüş deneysel veriler ile sayısal analiz sonuçları karşılaştırılmıştır. Deneysel veriler ile sayısal model sonuçlarının kabul edilebilir düzeyde uyumlu olduğu anlaşıldıktan sonra adjoint şekil optimizasyonu aşamasına geçilmiştir.

Adjoint şekil optimizasyonu aşamasında, optimizasyona etkiyen ve optimizasyonun yapılacağı bölgeyi belirleyen sanal kutu boyutları ve şekil deformasyonunu sağlayacak olan kontrol nokta sayısı olmak üzere iki parametrenin sonuçlara etkisi araştırılmıştır. Söz konusu parametrelerin sonuçlara olan etkisinin anlaşılabilmesi için bir dizi adjoint şekil optimizasyonu analizi gerçekleştirilmiştir. Ayrıca bu parametrelerin değişimi ile birlikte optimizasyonu yapılacak olan köprü ayağı kesit alanı ve akım yönündeki projekte alanı da takip edilerek ortaya çıkan şeklin köprü ayağı için yapısal bir problem oluşturmaması da dikkate alınmıştır. Uygulanan farklı konfigürasyonlarda, genel bir eğilim olarak, kutu boyutunun artması ve kontrol noktasının azaltılması diğer bir ifade ile şekil deformasyonunu kontrol eden noktaların azaltılması daha yumuşak bir deformasyona neden olmakla birlikte bu çalışmada önemli olan köprü ayağı kesit alanından kaybı anlaşılmaktadır. Daha küçük kutu boyutlarında daha fazla kontrol noktası kullanılması ise orijinal şekle daha yakın ve daha keskin deformasyonlara neden olarak sürüklenme kuvvetindeki düşüşün azalmasına neden olduğu görülmüştür.

Şekil optimizasyonu iki farklı yaklaşım üzerinden uygulanmıştır. Bunlardan biri, köprü ayağına etkiyen sürüklenme kuvvetinin azaltılarak akıma daha uyumlu bir geometri elde edilmesi ve bu sayede tabana etkiyen kayma gerilmelerinin azaltılmasına yönelik bir yaklaşım uygulanmıştır. Bu çerçevede farklı adjoint optimizasyon parametreleri kullanılarak birçok analiz ve köprü ayağı şekli elde edilmiştir. Akıma uyumlu köprü ayağı

geometrilerinin tabana daha az kayma gerilmesi oluşturduğu literatürde de çeşitli örneklerle desteklenmiş bir uygulama olsa da yapılan analizlerde her durumda bu koşulu sağlayamadığı anlaşılmıştır. Özellikle bazı köprü ayağı geometrilerine etkiyen sürüklenme kuvvetlerinde önemli ölçüde azaltma sağlanmasına rağmen tabada oluşan kayma gerilmelerinin azalmadığı ve hatta bazı durumlarda az da olsa artış gösterdiği tespit edilmiştir. Genel olarak sonuçlar incelendiğinde optimize şekillerin tabandaki kayma gerilmesini yeterli oranda azaltamadığı ya da azaltsa dahi bunun yanı sıra köprü ayağı kesit alanında ve akım yönündeki projekte alanda büyük değişimleri beraberinde getirdiği görülmüştür. Buradan hareketle ikinci bir yaklaşım olarak optimizasyon amacı tabana etkiyen basınç varyansının azaltılması olarak değiştirilmiştir. Tabanda basınç varyansının azaltılması hedeflenerek optimize edilen geometrilerde tabandaki kayma gerilmelerinin de önemli ölçüde azaldığı görülmüştür. Bununla birlikte köprü ayağı şeklinin orijinal şekilden fazla uzaklaşmadığı, kesit ve akım yönündeki projekte alanın neredeyse değişmediği bir köprü ayağı geometrisi elde edilebilmiştir.

Ortaya çıkan optimize geometrinin nihai performansının belirlenebilmesi ve orijinal geometri ile kıyaslanabilmesi için LES türbölans modeli kullanılarak zamana bağlı HAD analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu analizler neticesinde anlık akım parametrelerinin değişimi ve türbölans çalkantıları gözlemlenerek optimize geometrinin akım alanını nasıl değiştirdiği incelenmiştir. Genel olarak LES türbölans modeli kullanılarak elde edilen sonuçların RANS tabanlı SST türbölans modeli kullanılan analiz sonuçlarına göre sayısal olarak oldukça farklı olduğu gözlemlenmiştir. Bunun temel nedeni olarak ancak LES türbölans modeli kullanılarak tespit edilebilen ve tabana etkiyen kuvvetler üzerinde büyük rol oynayan eddy yapıları ve bu yapıların zamana bağlı etkileri gösterilebilir. Bununla birlikte, şalışmanın odak noktasını oluşturan tabana etkiyen maksimum kayma gerilmeleri incelendiğinde optimize edilmiş köprü ayağı geometrisinin hedeflendiği üzere zamansal ortalama maksimum kayma gerilmelerini yaklaşık %5 azalttığı ve ayrıca anlık maksimum kayma gerilme değerini ise yaklaşık %50 civarında azalttığı tespit edilmiştir. Köprü ayağı civarında oluşan temiz su oyulmasında en etkin parametre olan kayma gerilmesi değerlerinin düşürülmesi aynı zamanda temiz su oyulması potansiyelinin de azaltacağı düşünüldüğünde adjoint optimizasyon metodu ile akıma dayalı olarak optimize edilen köprü ayağı şeklinin yeterli performansı gösterdiği ortaya çıkmaktadır.

Tüm bu veriler ışığında, her ne kadar yeterli sayısal ağ çözünürlüğü ve LES türbülans modeli kullanılmış olsa da böylesine karmaşık ve hassas bir akım yapısı probleminin nümerik çözüm sonuçlarına dikkatle yaklaşılması gerekmektedir. Farklı çözüm sürelerinin ve zaman adımı ölçeklerinin türbülans yapıları ve sonuç veri seti üzerindeki etkileri göz önünde bulundurulmalıdır. Başka bir ifade ile, bu çalışmada rijit taban üzerinde elde edilen sonuçların temiz su oyulması üzerindeki etkilerinin fiziksel modelleme ile desteklenmesinde çalışma sonuçlarına değer katacaktır.

Ayrıca ortaya çıkan optimize köprü ayağı geometrisinin şekil itibari ile saha uygulamalarında üretim zorluğu da dikkate alınmalıdır. Bu aşamada köprü ayağı geometrisinin taşıyıcı yönden ve diğer yapısal tasarım ölçütleri bakımından ilave bir değerlendirmeye ihtiyacı olabilir.

KAYNAKÇA

- [1] Schaap, H.S., and Caner, A. (2022). Bridge collapses in Turkey: causes and remedies. *Structure and Infrastructure Engineering*, 18, 694–709.
- [2] Roulund, A., Sumer, B.M., Fredsøe, J., and Michelsen, J. (2005). Numerical and experimental investigation of flow and scour around a circular pile. *Journal of Fluid Mechanics*, 534, 351–401.
- [3] Melville, B.W., and Sutherland, A.J. (1988). Design Method for Local Scour at Bridge Piers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 114, 1210–1226.
- [4] Melville, B.W., and Chiew, Y.M. (1999). Time Scale for Local Scour at Bridge Piers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 125 (1), 59-65.
- [5] Yanmaz, A.M., and Altinbilek, H.D. (1991). Study of Time-Dependent Local Scour around Bridge Piers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 117 (10), 1247–1268.
- [6] Yanmaz, A.M., and Üstün, İ. (2001). Generalized Reliability Model for Local Scour around Bridge Piers of Various Shapes. *Turkish Journal of Engineering and Environmental Sciences*, 25, 687-698.
- [7] Köse, Ö., ve Yanmaz, A.M. (2010). Köprü Kenar Ayaklarındaki Oyulma Güvenilirliği. *Teknik Dergi*, 21 (101), 4919-4934.
- [8] Lee, T.L., Jeng, D.S., Zhang, G.H., and Hong, J.H. (2007). Neural Network Modeling for Estimation of Scour Depth Around Bridge Piers. *Journal of Hydrodynamics*, 19, 378–386.
- [9] Azamathulla, H.Md., Ghani, A.A., Zakaria, N.A., and Guven, A. (2010). Genetic Programming to Predict Bridge Pier Scour. *Journal of Hydraulic Engineering*, 136, 165–169.
- [10] Richardson, J.E., and Panchang, V.G. (1998). Three-Dimensional Simulation of Scour-Inducing Flow at Bridge Piers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 124, 530–540.
- [11] Salaheldin, T.M., Imran, J., and Chaudhry, M.H. (2004). Numerical Modeling of Three-Dimensional Flow Field Around Circular Piers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 130, 91–100.
- [12] Aghaee, Y., and Hakimzadeh, H. (2010). Three Dimensional Numerical Modeling of Flow around Bridge Piers Using LES and RANS. *River Flow 2010*, Almanya, pp. 211-218.
- [13] Zhao, M., Cheng, L., and Zang, Z. (2010). Experimental and numerical investigation of local scour around a submerged vertical circular cylinder in steady currents. *Coastal Engineering*, 57 (8), 709–721.
- [14] Khosronejad, A., Kang, S., and Sotiropoulos, F. (2012). Experimental and computational investigation of local scour around bridge piers. *Advances in Water Resources*, 37, 73–85.

- [15] Demirci, M., Kocaman, S., ve Varlı, B. (2012). Farklı geometrilerdeki köprü kenar ayakları etrafındaki hız dağılımının sayısal incelenmesi. *Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 28 (3), 161-173.
- [16] Zhu, Z., and Liu, Z. (2012). CFD prediction of local scour hole around bridge piers. *Journal of Central South University*, 19, 273-281.
- [17] Köken, M. (2015). Köprü yan ayaklarının oluşturduğu daralmanın atnalı vorteks sistemi ve oyulmaya etkisinin DES modellemesi ile İncelenmesi. *4. Su Yapıları Sempozyumu*, Antalya, s.87.
- [18] Nasr-Allah, T.H., Moussa, Y.A.M., Abdel-Aal, G.M., and Awad, A.S. (2016). Experimental and numerical simulation of scour at bridge abutment provided with different arrangements of collars. *Alexandria Engineering Journal*, 55 (2), 1455–1463.
- [19] Hong, J.-H., Guo, W.-D., Chiew, Y.-M., and Chen, C.-H. (2016). A New Practical Method to Simulate Flood-Induced Bridge Pier Scour—A Case Study of Mingchu Bridge Piers on the Cho-Shui River. *Water*, 8, 238.
- [20] Kitsikoudis, V., Kirca, V.S.O., Yagci, O., and Celik, M.F. (2017). Clear-water scour and flow field alteration around an inclined pile. *Coastal Engineering*, 129, 59–73.
- [21] Soydan, N.G., Şimşek, O., ve Aköz, M.S. (2018). Köprü Ayağı Etrafındaki Türbülanslı Akımın Sayısal ve Deneysel Analizi. *Politeknik Dergisi*, 21 (1), 137-147.
- [22] Chiew, Y., 1992. Scour Protection at Bridge Piers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 118, 1260–1269.
- [23] Kumar, V., Raju, K.G.R., and Vittal, N. (1999). Reduction of Local Scour around Bridge Piers Using Slots and Collars. *Journal of Hydraulic Engineering*, 125, 1302–1305.
- [24] Zarrati, A.R., Gholami, H., and Mashahir, M.B. (2004). Application of collar to control scouring around rectangular bridge piers. *Journal of Hydraulic Research*, 42 (1), 97–103.
- [25] Yücel, A., ve Namlı, R. (2007). Su ve diğer faktörlerin köprü ayakları etrafındaki bozulmalara etkisinin araştırılması. *Fırat Üniversitesi Doğu Araştırmaları Dergisi*, 5 (3), 168-172.
- [26] Yanmaz, A.M., and Apaydın, M.A. (2012). Study on Bridge Scour Risk Assessment and Countermeasure Design. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 26 (4), 499-506.
- [27] Tafarojnoruz, A., Gaudio, R., and Calomino, F. (2012). Evaluation of Flow-Altering Countermeasures against Bridge Pier Scour. *Journal of Hydraulic Engineering*, 138, 297–305.
- [28] Pasha, M., Mahmood, A.H. and Shams, S. (2013). An Analysis of Scouring Effects on Various Shaped Bridge Piers. *Brunei Darussalam Journal of Technology and Commerce*, 7, 29- 42.

- [29] Yildirim, M.S., ve Yanmaz, A.M. (2014). Köprü Ayakları Etrafındaki Koruyucu Kaplamanın Bilgisayar Destekli Tasarımı. *Teknik Dergi*, 25 (122), 6757-6774.
- [30] Li, J., and Tao, J. (2015). Streamlining of Bridge Piers as Scour Countermeasures: Optimization of Cross Sections. *Transportation Research Record*, 2521 (1), 162-171.
- [31] Tao, J., and Li, J. (2015). Streamlining of Bridge Piers as Scour Countermeasures: Effects of Curvature of Vertical Profiles. *Transportation Research Record*, 2521 (1), 172–182.
- [32] Chen, S.-C., Tfwala, S., Wu, T.-Y., Chan, H.-C., and Chou, H.-T. (2018). A Hooked-Collar for Bridge Piers Protection: Flow Fields and Scour. *Water*, 10 (9), 1251.
- [33] Tao, J., Li, J., Wang, X., and Bao, R. (2018). Nature-Inspired Bridge Scour Countermeasures: Streamlining and Biocementation. *Journal of Testing and Evaluation*, 46 (4), 1376–1390.
- [34] Farooq, R., and Ghumman, A.R. (2019). Impact Assessment of Pier Shape and Modifications on Scouring around Bridge Pier. *Water*, 11 (9), 1761.
- [35] Roache, P.J. (1997). Quantification of Uncertainty in Computational Fluid Dynamics. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 29, 123-160.
- [36] Filonovich, M.S., Azevedo, R., Rojas-Solórzano, L.R., and Leal, J.B. (2013). Credibility analysis of computational fluid dynamic simulations for compound channel flow. *Journal of Hydroinformatics*, 15 (3), 926–938.
- [37] ANSYS, I.S. (2013). *ANSYS Fluent Adjoint Solver (Adjoint Solver Module Manual)*, ANSYS, Inc. Southpointe.
- [38] Srinath, D., and Mittal, S. (2010). An adjoint method for shape optimization in unsteady viscous flows. *Journal of Computational Physics*, 229 (6), 1994-2008.
- [39] Othmer, C. (2014). Adjoint methods for car aerodynamics. *Journal of Mathematics in Industry*, 4, 1-23.
- [40] Paniagua, J.M., García, J., Crespo, A., and Laspougeas, F. (2015). Aerodynamic Optimization of the Nose Shape of a Train Using the Adjoint Method. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 8 (3), 601- 612.
- [41] Liu, W., Duan, R., Chen, C., Lin, C., and Chen, Q. (2015). Inverse design of the thermal environment in an airliner cabin by use of the CFD-based adjoint method. *Energy and Buildings*, 104, 147-155.
- [42] Walther, B., and Nadarajah, S. (2015). Adjoint-Based Constrained Aerodynamic Shape Optimization for Multistage Turbomachines. *Journal of Propulsion and Power*, 31, 1298-1319.
- [43] Petrovič, M. (2016). Optimization of hydraulic parts using adjoint optimization. *Perspectives on Science*, 7, 337-340.
- [44] Blacha, T., Gregersen, M., Islam, M., and Bensler, H. (2016). Application of the Adjoint Method for Vehicle Aerodynamic Optimization. *SAE Technical Paper*, 2016-01-1615.

- [45] Dhert, T., Ashuri, T., and Martins, J. (2017). Aerodynamic shape optimization of wind turbine blades using a Reynolds-averaged Navier–Stokes model and an adjoint method. *Wind Energy*, 20, 909-926.
- [46] Papoutsis-Kiachagias, E., Asouti, V., Giannakoglou, K., Gkagkas, K., Shimokawa, S., and Itakura, E. (2019). Multi-point aerodynamic shape optimization of cars based on continuous adjoint. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 59, 675-694.
- [47] Lei, R., Bai, J., and Xu, D. (2019). Aerodynamic optimization of civil aircraft with wing-mounted engine jet based on adjoint method. *Aerospace Science and Technology*, 93, 105285.
- [48] Alexias, P.P., and Giannakoglou, K. (2020). Shape Optimization of a Two-Fluid Mixing Device Using Continuous Adjoint. *Fluids*, 5 (1), 11.
- [49] Costa, A., and Nara, R. (2020). Computational Fluid Dynamics Erosion Investigation Using Single Objective Adjoint Shape Optimization. *Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice*, 11 (3), 06020001.
- [50] Dargahi, B. (1989). The turbulent flow field around a circular cylinder. *Experiments in Fluids*, 8, 1-12.
- [51] Fernández, C.M., and Skurtys, O. (2020). Three-dimensional numerical modelling of the flow around a circular bridge pier: a scaling analysis. *Progress in Computational Fluid Dynamics*, 20 (5), 273-283.
- [52] Menter, F.R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, 32 (8), 1598-1605.
- [53] Aly, M.A., and Daugherty, E. (2021). Bridge pier geometry effects on local scour potential: A comparative study. *Ocean Engineering*, 234, 109326.
- [54] Fluent, ANSYS. (2013). Release 15.0, theory guide. ANSYS Inc, Canonsburg.
- [55] Lee, S., Lele, S. K., and Moin, P. (1992). Simulation of spatially evolving turbulence and the applicability of Taylor’s hypothesis in compressible flow. *Physics of Fluids A: Fluid Dynamics*, 4 (7), 1521-1530.
- [56] Druault, P., Lardeau, S., Bonnet, J.P., Coiffet, F., Delville, J., Lamballais, E., Largeau, J.F. and Perret, L. (2004). Generation of three-dimensional turbulent inlet conditions for large-eddy simulation. *AIAA Journal*, 42 (3), 447-456.
- [57] Benhamadouche, S., Jarrin, N., Addad, Y., and Laurence, D. (2006). Synthetic turbulent inflow conditions based on a vortex method for large-eddy simulation. *Progress in Computational Fluid Dynamics*, 6 (1-3), 50-57.
- [58] Tabor, G. R., and Baba-Ahmadi, M. H. (2010). Inlet conditions for large eddy simulation: A review. *Computers & Fluids*, 39 (4), 553-567.
- [59] Gong, W., Taylor, P. A., and Dörnbrack, A. (1996). Turbulent boundary-layer flow over fixed aerodynamically rough two-dimensional sinusoidal waves. *Journal of Fluid Mechanics*, 312, 1-37.

- [60] Tamura, T., and Ono, Y. (2003). LES analysis on aeroelastic instability of prisms in turbulent flow. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, 91 (12-15), 1827-1846.
- [61] Tutar, M., and Oğuz, G. (2004). Computational modeling of wind flow around a group of buildings. *International journal of computational fluid dynamics*, 18 (8), 651-670.
- [62] Kirlangic, O.U., and Celebi, M.S. (2011). A comparative study of sub-grid scale (SGS) models in the large eddy simulation (LES) of liquid sloshing. *Journal of Physics: Conference Series*, 318, 042053.



ÖZGEÇMİŞ

ORCID NO: 0000-0001-8856-2021

Ad Soyad : **Volkan KİRİÇÇİ**

Yabancı Dil : **İngilizce**

Eğitim ve Mesleki Geçmişi:

- 2013, Anadolu Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Lisans mezuniyeti
- 2014, Araştırma Görevlisi, Anadolu Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü
- 2016, Anadolu Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Yüksek Lisans mezuniyeti

Yayınları ve/veya Bilimsel/Sanatsal Faaliyetleri:

- Celik, A.O., and Kiricci, V. (2016). Examination of changes in the Turkish hydropower development, regulation, and planning. *Energy & Environment*, 27 (8), 919-932.
- Kiricci, V., Celik, A.O., Insel, C., and Guner, E. (2016). Aerodynamic analysis and improvements of a solar car. *Advances and Trends in Engineering Sciences and Technologies II*, 171-176.
- Celik, A.O., Kiricci, V. and Insel, C. (2017) Reassessment of the flood damage at a river diversion hydropower plant site: lessons learned from a case study. *Nat Hazards*, 86, 833–847.
- Karakurt, C., Çelik, A.O., Yilmazer, C., Kiriççi, V., and Özyaşar, E. (2018). CFD simulations of self-compacting concrete with discrete phase modeling. *Construction and Building Materials*, 186, 20-30.
- Çelik, A. O., ve Kiriççi, V. (2018). Osmangazi Köprüsüne etkiyen rüzgâr yüklerinin sayısal modelleme ile incelenmesi. *Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi*, 24 (3), 376-383.
- Kiriççi, V., Çelik, A.O., Insel, C., and Kaya, M. (2021). Evaluating the performance of a simple device for reducing pressure surge effects using experimental and numerical methods. *Eskişehir Technical University Journal of Science and Technology A-Applied Sciences and Engineering*, 22 (1), 55-67.
- Kiriççi, V., and Çelik, A.O. (2023). Geometric improvement for two bridge pier types to reduce local scour. *Balıkesir Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 25 (1), 107-121.

Mesleki Birlik/Dernek/Kuruluş Üyelikleri:

- 2013, İnşaat Mühendisleri Odası, Eskişehir.