

İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİNDE GÜNCEL KONULAR VE AKADEMİK DEĞERLENDİRMELER

Editör: Dr.Öğr.Üyesi İbrahim PINARCI



yaz
yayınları

İnşaat Mühendisliğinde Güncel Konular ve Akademik Değerlendirmeler

Editör

Dr.Öğr.Üyesi İbrahim PINARCI

yaz
yayınları

2026

**İnşaat Mühendisliğinde Güncel Konular
ve Akademik Değerlendirmeler**

Editör: Dr.Öğr.Üyesi İbrahim PINARCI

© YAZ Yayınları

Bu kitabın her türlü yayın hakkı Yaz Yayınları'na aittir, tüm hakları saklıdır. Kitabın tamamı ya da bir kısmı 5846 sayılı Kanun'un hükümlerine göre, kitabı yayınlayan firmanın önceden izni alınmaksızın elektronik, mekanik, fotokopi ya da herhangi bir kayıt sistemiyle çoğaltılamaz, yayınlanamaz, depolanamaz.

E_ISBN 978-625-8926-90-3

Ekim 2026 – Afyonkarahisar

Dizgi/Mizanpaj: YAZ Yayınları

Kapak Tasarım: YAZ Yayınları

YAZ Yayınları. Yayıncı Sertifika No: 73086

M.İhtisas OSB Mah. 4A Cad. No:3/3
İscehisar/AFYONKARAHİSAR

www.yazyayinlari.com

yazyayinlari@gmail.com

İÇİNDEKİLER

Multiscalar Assessment of Meteorological Drought in Central Anatolia, Türkiye, Based on the Standardized Precipitation-Evapotranspiration Index (SPEI)	1
<i>Emre TOPÇU</i>	
Computational Fluid Dynamics (CFD) Applications in Membrane Bioreactors	21
<i>Veli BATMAZ</i>	
Ağırlık Tipi İstinat Duvarlarında Kayma ve Devrilme Stabilesinin Parametrik Değerlendirilmesi	44
<i>Utku KÖKTAN</i>	
Nehir Birleşim Noktalarının Üç Boyutlu Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ile Modellenmesi	64
<i>Tutku Ezgi YÖNTER, Ali ERCAN</i>	
Yapısal Dinamik Sistemlerin Analitik Çözümü ve Sap2000 ile Doğrulanması: Tek Serbestlik Dereceli Sistemler İçin Adım Adım Modelleme	91
<i>İhsan TÜRKEK, Mahmut BİLGEHAN</i>	
Menfez Kesit Geometrisinin Aynı Hidrolik Koşullar Altında Hidrolik Performansa Etkisi	113
<i>Burcu ERCAN</i>	

"Bu kitapta yer alan bölümlerde kullanılan kaynakların, görüşlerin, bulguların, sonuçların, tablo, şekil, resim ve her türlü içeriğin sorumluluğu yazar veya yazarlarına ait olup ulusal ve uluslararası telif haklarına konu olabilecek mali ve hukuki sorumluluk da yazarlara aittir."

MULTISCALAR ASSESSMENT OF METEOROLOGICAL DROUGHT IN CENTRAL ANATOLIA, TÜRKİYE, BASED ON THE STANDARDIZED PRECIPITATION- EVAPOTRANSPIRATION INDEX (SPEI)

Emre TOPÇU¹

1. INTRODUCTION

Drought is among the most damaging and least understood natural hazards. Unlike sudden-onset disasters, it develops slowly, extends over large areas, and its onset and termination are difficult to pinpoint, which is why it is often described as a “creeping phenomenon” (Wilhite & Glantz, 1985; Mishra & Singh, 2010). Depending on which component of the hydrological cycle is affected, droughts are conventionally classified as meteorological, agricultural, hydrological and socio-economic; all of them, however, originate from a persistent deficit in the climatic water balance. The Mediterranean basin, in which Türkiye occupies the northeastern flank, has been repeatedly identified as a climate-change hotspot where warming rates exceed the global mean and where drying is projected to intensify throughout the twenty-first century (IPCC, 2021; World Bank, 2022). Within Türkiye, the Central Anatolia Region is particularly exposed. Enclosed by the Taurus Mountains to the south and the North Anatolian ranges to the north, the interior plateau receives 250-550 mm of precipitation per year under a semi-arid to dry-subhumid continental regime, yet it hosts a large

¹ Assoc. Prof. Dr., Kafkas University, Faculty of Engineering and Architecture, Civil Engineering Department, ORCID: 0000-0003-0728-7035.

share of the country's rain-fed wheat and barley production as well as intensively irrigated sugar beet and maize in the Konya Closed Basin (Türkeş & Akgündüz, 2011; Altın et al., 2023). Recurrent droughts in the region have well-documented consequences: crop failure, declining lake levels, accelerating groundwater drawdown and, in the karstic Konya-Karapınar plain, a rapid increase in land subsidence and collapse sinkholes linked to aquifer overexploitation during dry periods (Demir, 2022; Orhan et al., 2024). Quantitative drought assessment relies on standardized indices. The Standardized Precipitation Index (SPI; McKee et al., 1993) transformed drought monitoring by allowing deficits to be compared across climates and timescales, but it considers precipitation alone. Vicente-Serrano et al. (2010) proposed the Standardized Precipitation-Evapotranspiration Index (SPEI), which retains the multiscalar character of the SPI while incorporating the atmospheric evaporative demand through potential evapotranspiration (PET). In a warming climate this distinction matters: several recent studies show that Turkish droughts are increasingly temperature-driven, so that SPEI detects more severe and longer events than SPI, particularly in the interior and southern basins (Gumus, 2023; Serkendiz et al., 2024). Nationwide and regional applications of the SPEI in Türkiye consistently rank Central Anatolia among the most drought-prone regions and report intensifying drought severity in recent decades (Altın et al., 2023; Serkendiz et al., 2024; Baltacı, 2025; Türkeş et al., 2025). This chapter contributes a station-based, multiscalar SPEI assessment of Central Anatolia for the recent period 2010-2024, which encompasses the exceptional 2020-2021 drought as well as the dry episodes of 2013-2014, 2023 and 2024. The specific objectives are to: (i) compute the SPEI at 3-, 6-, 9- and 12-month timescales for 36 stations with complete records; (ii) document the frequency of drought and wet categories and their spatial pattern; (iii) identify and characterize drought events using run theory; and (iv) evaluate recent

tendencies with the Mann-Kendall test and Sen's slope estimator. The multiscalar design allows short-lived meteorological deficits (SPEI-3), agricultural droughts developing over a growing season (SPEI-6), and slowly evolving deficits relevant to water resources (SPEI-9 and SPEI-12) to be examined within a single framework.

2. MATERIAL AND METHOD

2.1. Study Area and Data

The study area spans the Central Anatolia Region of Türkiye between approximately 37.0-40.9°N and 31.3-38.1°E, covering the Konya Closed Basin, the Tuz Gölü (Salt Lake) depression, the Cappadocian plateau and the upper Kızılırmak valley (Figure 1). Elevations of the plateau floor generally range between 900 and 1,300 m a.s.l. The climate is continental semi-arid: winters are cold, summers hot and dry, and precipitation peaks in winter and spring, while the summer months are characterized by a pronounced climatic water deficit. Mean annual precipitation at the study stations for 2010-2024 ranges from 280 mm at Boğazlıyan to 561 mm at Hadım on the Taurus margin, while mean annual air temperature ranges from 8.0 °C at Kangal to 14.1 °C at Beypazarı (Table 1). Monthly total precipitation and monthly mean air temperature series were obtained from the automated observation network (OMGİ) of the Turkish State Meteorological Service (MGM). From an initial pool of 42 stations, 36 stations with fully complete precipitation and temperature records over January 2010-December 2024 (180 months) were retained; stations with shorter or discontinuous records (Çumra, Konya Airport, Sivrihisar, Seydişehir, Kaman and Ürgüp) were excluded to avoid infilling artifacts. The 15-year analysis period is imposed by the length of the automated precipitation records; its implications for the robustness of the standardization are discussed in Section 3.5. Station locations and

mean climatic characteristics are given in Table 1 and mapped in Figure 1.

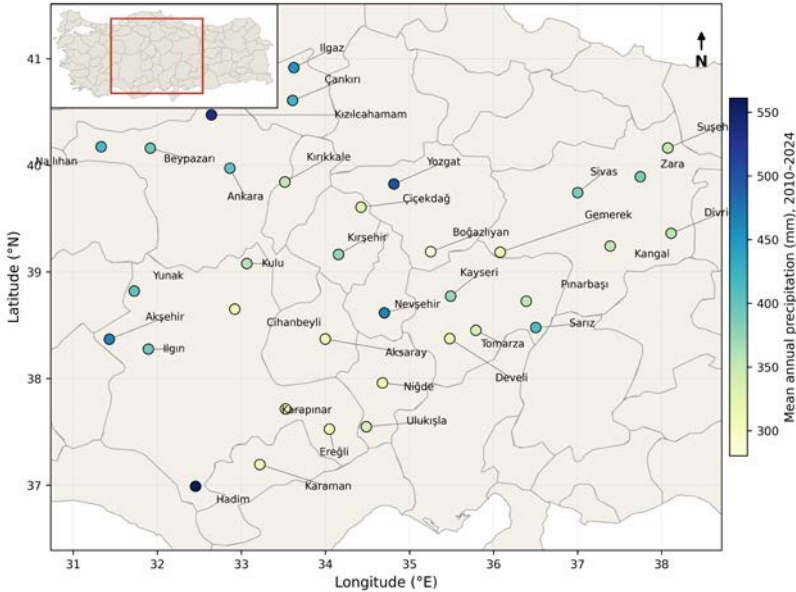


Figure 1. Location of the 36 meteorological stations used in this study, colored by mean annual precipitation (2010-2024). The inset shows the position of the study area within Türkiye.

Table 1. Stations used in the study and their mean climatic characteristics for 2010-2024 (T: mean annual air temperature; P: mean annual precipitation; PET: mean annual potential evapotranspiration by the Thornthwaite method)

Station	Lat. (°N)	Lon. (°E)	T (°C)	P (mm)	PET (mm)
Aksaray	38.3705	33.9987	13.6	313	769
Akşehir	38.3688	31.4297	12.9	463	733
Ankara	39.9727	32.8637	13.5	401	766
Beyşehir	40.1608	31.9172	14.1	393	798
Boğazlıyan	39.1897	35.2532	10.9	280	666
Cihanbeyli	38.6506	32.9219	12.7	310	739
Develi	38.3744	35.4797	12.5	318	720
Divriği	39.3618	38.1142	12.6	357	748
Ereğli	37.5255	34.0485	13.2	310	752

Station	Lat. (°N)	Lon. (°E)	T (°C)	P (mm)	PET (mm)
Gemerek	39.1850	36.0805	10.4	313	658
Hadım	36.9893	32.4557	10.9	561	654
İlgaz	40.9156	33.6258	11.7	448	695
İlgin	38.2763	31.8940	12.3	393	710
Kangal	39.2428	37.3890	8.0	353	584
Karaman	37.1932	33.2202	13.3	314	752
Karapınar	37.7147	33.5261	12.2	306	714
Kayseri	38.7730	35.4908	11.8	374	702
Kulu	39.0788	33.0657	11.9	358	706
Kırıkkale	39.8433	33.5181	13.7	354	782
Kırşehir	39.1639	34.1561	12.7	378	735
Kızılcahamam	40.4729	32.6441	11.0	533	671
Nallıhan	40.1733	31.3320	13.2	418	754
Nevşehir	38.6163	34.7025	12.0	464	699
Niğde	37.9587	34.6795	12.5	316	720
Pınarbaşı	38.7251	36.3904	8.9	355	605
Sarız	38.4781	36.5035	8.7	412	595
Sivas	39.7437	37.0020	10.5	387	658
Suşehri	40.1623	38.0752	11.2	350	677
Tomarza	38.4522	35.7912	9.3	336	618
Ulukışla	37.5480	34.4867	10.7	335	657
Yozgat	39.8243	34.8159	10.3	500	643
Yunak	38.8205	31.7258	12.3	403	711
Zara	39.8928	37.7473	9.3	387	618
Çankırı	40.6082	33.6102	12.3	421	728
Çerkeş	40.8150	32.8831	9.0	455	604
Çiçekdağ	39.6067	34.4235	13.3	328	759

2.2. Potential Evapotranspiration

Monthly PET was estimated with the temperature-based Thornthwaite (1948) method, which requires only monthly mean air temperature and station latitude. For each year, a heat index was accumulated from the monthly values, PET was computed from the standard power-law formulation, and the result was corrected for day length and the number of days in each month. Although physically simpler than radiation-based formulations, the Thornthwaite method is the formulation originally adopted for the SPEI (Vicente-Serrano et al., 2010) and is appropriate when

only temperature observations are available; sensitivity analyses have shown that the choice of PET scheme has a limited effect on the temporal behavior of the index in water-limited climates (Beguería et al., 2014).

2.3. The Standardized Precipitation- Evapotranspiration Index

The SPEI is based on the monthly climatic water balance $D = P - PET$, aggregated over the timescale of interest (here $k = 3, 6, 9$ and 12 months) as a moving sum. For each calendar month, the aggregated series was fitted with a three-parameter log-logistic distribution whose parameters were estimated by probability-weighted moments, following the original formulation of Vicente-Serrano et al. (2010) and the parameter-fitting recommendations of Beguería et al. (2014); the underlying L-moment theory is given by Hosking (1990). The fitted cumulative probabilities were transformed to the standard normal variate to yield the SPEI. Values were bounded to the interval $[-3, +3]$, as index magnitudes beyond this range correspond to return periods far exceeding the support of the calibration sample. Drought and wet categories follow the conventional classification (Table 2), and a month with $SPEI \leq -1$ is considered to be in drought.

Table 2. Classification of dry and wet conditions according to SPEI values (Vicente-Serrano et al. (2010))

Category	SPEI range
Extremely wet	$SPEI \geq 2.0$
Severely wet	$1.5 \leq SPEI < 2.0$
Moderately wet	$1.0 \leq SPEI < 1.5$
Near normal	$-1.0 < SPEI < 1.0$
Moderate drought	$-1.5 < SPEI \leq -1.0$
Severe drought	$-2.0 < SPEI \leq -1.5$
Extreme drought	$SPEI \leq -2.0$

2.4. Drought Event Characterization and Trend Analysis

Drought events were extracted from the SPEI-12 series with run theory (Yevjevich, 1967). An event begins when the index falls below the truncation level of -1 and ends when it returns above that level; events shorter than two months were disregarded. For each event, duration (months), severity (the absolute cumulative sum of the index during the event), intensity (severity divided by duration) and peak (the minimum index value) were computed. Events were identified both for the individual stations and for the regional mean series obtained by averaging the 36-station series. Monotonic tendencies in the SPEI series were assessed with the non-parametric Mann-Kendall test (Mann, 1945; Kendall, 1975) with the standard tie-corrected variance, and the magnitude of change was quantified with Sen's (1968) slope estimator, expressed in SPEI units per year. Significance was evaluated at the 5% level. Because the record is only 15 years long and the SPEI series are serially correlated by construction, the trend results should be interpreted as descriptive of the 2010-2024 window rather than as evidence of long-term climatic change.

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1. Regional Climatology

Figure 2a summarizes the mean monthly climatology averaged over the 36 stations. Precipitation exhibits the typical continental-Mediterranean regime of the interior plateau, with maxima in December-May and a marked minimum in July-September, when monthly totals fall below 15 mm. PET, in contrast, peaks sharply in July (about 140 mm month⁻¹), so that the climatic water balance is strongly negative from May to October. The interannual series (Figure 2b) show the wet years of

2010-2012, 2015 and 2019 alternating with the dry years of 2013-2014, 2016-2017, 2020-2021 and 2024; regional mean annual temperature displays a clear upward drift over the window, with 2024 among the warmest years, amplifying the evaporative demand precisely when precipitation was deficient.

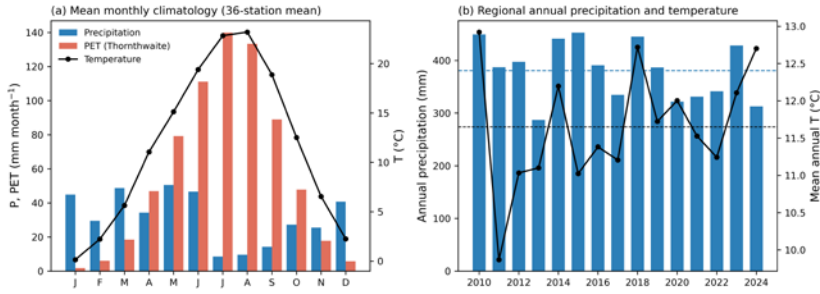


Figure 2. (a) Mean monthly precipitation, Thornthwaite PET and air temperature averaged over the 36 stations (2010-2024); (b) regional annual precipitation totals (bars) and mean annual temperature (line); dashed lines show the 2010-2024 means.

3.2. Temporal Evolution of the SPEI

The regional mean SPEI series at the four timescales are shown in Figure 3. The well-known smoothing effect of the aggregation scale is evident: SPEI-3 fluctuates rapidly, capturing intra-annual dry spells such as the autumn deficits of 2016 and 2019, while SPEI-9 and SPEI-12 isolate the persistent, water-resources-relevant episodes. Four regional drought episodes stand out in the SPEI-12 series: the winter-spring drought of 2013-2014, the exceptional 2020-2021 event, a short episode in early 2023, and a renewed drought developing from mid-2024 that had not terminated by December 2024 (regional SPEI-12 of -1.45 in the final month of the record). The 2020-2021 episode is consistent with national assessments reporting winter precipitation 20-40% below normal at the start of the 2020/21 hydrological year and index values below -2 in large parts of the country (Gumus, 2023; Serkendiz et al., 2024).

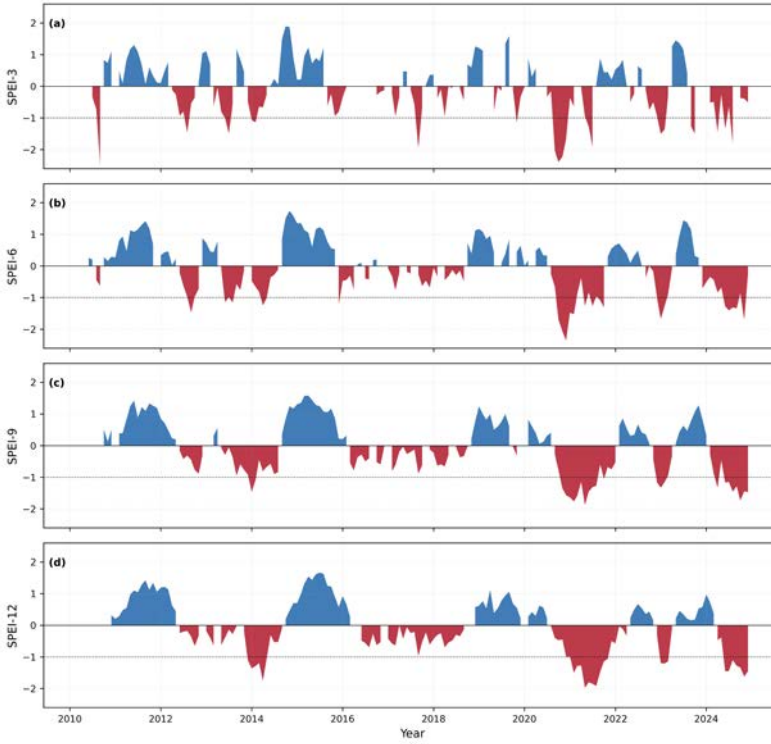


Figure 3. Regional mean SPEI series for Central Anatolia at (a) 3-, (b) 6-, (c) 9- and (d) 12-month timescales, 2010-2024. Blue and red shading denote wet and dry conditions; the dotted line marks the drought threshold ($SPEI = -1$). Category frequencies computed over all station-months (Table 3) are remarkably stable across timescales: 20.4-22.5% of months fall in drought ($SPEI \leq -1$), of which 5.5-6.2% are extreme. The proportion of extreme drought months exceeding the theoretical expectation of approximately 2.3% under the standard normal distribution reflects the concentration of severe conditions in 2013-2014 and especially 2020-2021 and 2024 within a short calibration window, and it also mirrors the tendency of the SPEI, relative to precipitation-only indices, to deepen drought categories when high temperatures coincide with precipitation deficits (Gumus, 2023).

Table 3. Frequency (%) of SPEI categories over all station-months (36 stations × 2010-2024), by timescale

Category	SPEI-3	SPEI-6	SPEI-9	SPEI-12
Extreme drought	5.6	5.5	6.2	5.7
Severe drought	6.1	6.5	6.5	7.4
Moderate drought	8.7	8.8	9.8	8.9
Near normal	59.5	58.8	55.7	56.4
Moderately wet	11.0	10.7	11.5	11.4
Severely wet	7.3	8.4	9.5	9.0
Extremely wet	1.9	1.3	0.9	1.2

3.3. Spatial Patterns of Drought Occurrence

The station-by-month evolution of SPEI-12 (Figure 4) shows that the major episodes were spatially coherent across the plateau: during 2021 and again in late 2024, nearly all 36 stations were simultaneously in drought, whereas the 2013-2014 event was somewhat stronger in the west and center of the region. Figure 5 ranks the stations by the frequency of drought months. The most drought-affected stations form a distinct cluster in the southwest of the study area, Karapınar and Karaman (28.4% of months in drought at the 12-month scale), Ilgın (26.6%), and Aksaray and Hadim (25.4%), encompassing the Konya Closed Basin and its Taurus margin. The least affected stations (Nevşehir, Kızılcahamam, Divriği, Zara and Ilgaz, 14-18%) lie on the wetter northern and eastern peripheries. This spatial gradient agrees with earlier assessments identifying the Konya sub-region as the drought core of Central Anatolia (Türkeş et al., 2009; Altın et al., 2023) and is of particular concern because the same area sustains intensive irrigated agriculture on a structurally overdrawn aquifer, where drought episodes accelerate groundwater decline, land subsidence and sinkhole formation (Demir, 2022; Orhan et al., 2024).

3.4. Drought Events, the 2020-2021 Drought and Recent Tendencies

Run-theory statistics for the regional SPEI-12 series are listed in Table 4. The 2021 event dominates all severity measures: it lasted 10 months (February-November 2021), accumulated a severity of 15.3 and reached a regional peak of -1.98, an exceptional value for a 36-station average, implying near-saturation of drought conditions across the plateau. At the station scale, 223 individual SPEI-12 drought events were identified (mean duration 5.5 months; mean severity 9.8), and the ten most severe station events (Table 5) have durations of 13-17 months, with eight of the ten reaching the -3 bound. Six of these events belong to the 2020-2021 drought, while the remainder correspond to the earlier dry episodes of 2012-2015 and 2016-2018 in the eastern part of the region. The 2024 regional event (June-December, severity 9.7 by the end of the record) was still in progress at the close of the study period, consistent with reports of renewed severe drought conditions in Central Anatolia during the 2023/24 hydrological year.

Table 4. Drought events in the regional mean SPEI-12 series (run theory, truncation level -1). Severity is the absolute cumulative SPEI-12 during the event; intensity is severity divided by duration

Onset	End	Dur. (mo)	Severity	Intensity	Peak
2013-12	2014-05	6	7.8	1.30	-1.75
2021-02	2021-11	10	15.3	1.53	-1.98
2023-01	2023-03	3	3.5	1.18	-1.21
2024-06	2024-12	7	9.7	1.38	-1.62

Table 5. The ten most severe station-level SPEI-12 drought events, 2010-2024

Station	Onset	End	Dur. (mo)	Severity	Peak
Kayseri	2012-06	2013-09	16	38.4	-3.00
Gemerek	2013-11	2014-12	14	37.0	-3.00
Niğde	2020-07	2021-11	17	36.8	-3.00
Develi	2014-01	2015-01	13	33.0	-3.00
Boğazlıyan	2016-11	2018-03	17	32.6	-3.00
Çiçekdağ	2020-08	2021-08	13	31.9	-3.00
İlgaz	2020-08	2021-11	16	29.8	-2.75
Tomarza	2020-09	2021-10	14	29.7	-3.00
Kırşehir	2020-09	2021-11	15	29.4	-3.00
Pınarbaşı	2020-09	2021-11	15	29.3	-2.62

Figure 6a maps the minimum SPEI-12 reached at each station during 2020-2022. The event attained extreme intensity (index at or near the -3 bound) over a broad west-central belt including Ankara, Aksaray, Karaman, Karapınar, Ereğli, Develi and Divriği, while the northern periphery experienced severe rather than extreme conditions. The spatial signature, deepest over the endorheic interior, helps explain the documented environmental cascade of 2021: record-low reservoir and lake levels, an acceleration of groundwater abstraction, and a surge in collapse-sinkhole occurrence in the Karapınar area (Orhan et al., 2024). Trend statistics are summarized in Figure 6b and Table 6. At the 12-month scale, 21 of the 36 stations exhibit statistically significant Mann-Kendall trends ($p < 0.05$), of which 20 are negative; the median Sen's slope is -0.06 SPEI-12 units per year. Significant drying is concentrated in the west and centre, whereas a single station (Ulukışla, at the southern margin of the plateau) shows a significant wetting tendency. Comparable numbers hold at the 9-month scale (22 significant, 21 negative). It must be stressed that these figures describe a 15-year window that begins in a relatively wet phase (2010-2012) and ends in the 2024 drought; they are therefore strongly influenced by low-frequency

variability and cannot, by themselves, be attributed to anthropogenic climate change. They are, however, directionally consistent with long-record studies that report significant drying of Central Anatolia over 1970-2020 and with projections of intensifying, increasingly temperature-driven drought for the Anatolian interior (Altın et al., 2023; Serkendiz et al., 2024; Türkiye et al., 2025).

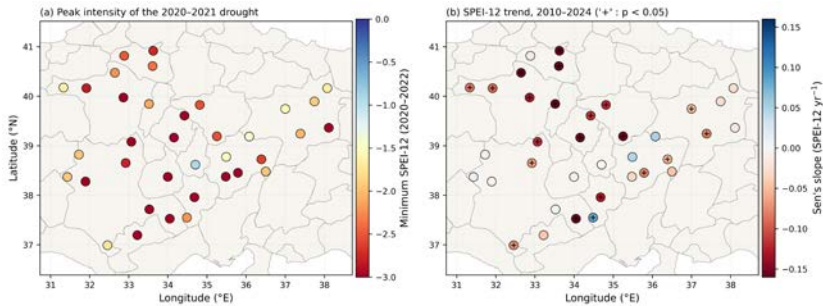


Figure 6. (a) Minimum SPEI-12 recorded at each station during 2020-2022, showing the peak intensity of the 2020-2021 drought; (b) Sen’s slope of the SPEI-12 series over 2010-2024, with “+” marking stations where the Mann-Kendall trend is significant at $p < 0.05$

Table 6. Mann-Kendall Z statistics of the SPEI series by timescale and Sen’s slope of SPEI-12 (units yr^{-1}), 2010-2024. * and ** denote significance at $p < 0.05$ and $p < 0.01$, respectively

Station	Z (SPEI-3)	Z (SPEI-6)	Z (SPEI-9)	Z (SPEI-12)	Sen’s slope
Aksaray	-0.19	-0.59	-0.86	-0.47	-0.010
Akşehir	-0.10	-0.03	0.16	0.61	0.013
Ankara	-2.79**	-3.80**	-4.21**	-5.00**	-0.131
Beyşehir	-2.60**	-3.60**	-3.60**	-3.76**	-0.092
Boğazlıyan	-4.16**	-5.47**	-6.02**	-6.13**	-0.153
Cihanbeyli	-1.67	-1.91	-2.03*	-2.54*	-0.069
Develi	-0.69	-1.68	-2.07*	-1.25	-0.035
Divriği	0.72	0.40	-0.55	-0.82	-0.013
Ereğli	-4.54**	-6.13**	-7.37**	-8.44**	-0.195

Station	Z (SPEI-3)	Z (SPEI-6)	Z (SPEI-9)	Z (SPEI-12)	Sen's slope
Gemerek	0.13	-0.25	0.71	1.85	0.051
Hadim	-0.92	-1.51	-2.84**	-2.98**	-0.074
İlgaz	-5.15**	-6.49**	-7.26**	-7.92**	-0.168
İlgin	0.15	-0.53	-0.55	-0.31	-0.008
Kangal	-1.83	-2.94**	-3.31**	-3.54**	-0.081
Karaman	-0.25	-0.10	-0.99	-1.65	-0.042
Karapınar	-1.21	-1.01	-0.12	0.17	0.004
Kayseri	-0.25	0.34	1.31	1.61	0.047
Kulu	-2.37*	-3.39**	-4.60**	-4.94**	-0.118
Kırıkkale	-5.93**	-7.65**	-8.43**	-9.12**	-0.194
Kırşehir	-3.32**	-5.35**	-6.10**	-7.06**	-0.164
Kızılcahamam	-4.05**	-6.03**	-8.37**	-9.69**	-0.173
Nallıhan	-2.26*	-3.31**	-3.69**	-3.47**	-0.083
Nevşehir	-0.69	-0.91	-0.80	-0.48	0.000
Niğde	-2.60**	-4.36**	-4.59**	-5.43**	-0.129
Pınarbaşı	-0.71	-1.57	-1.57	-2.38*	-0.058
Sarız	-1.58	-2.38*	-2.54*	-1.91	-0.046
Sivas	-1.03	-1.71	-2.05*	-2.07*	-0.049
Suşehri	-1.81	-2.04*	-1.59	-1.27	-0.028
Tomarza	-1.33	-1.71	-2.36*	-3.20**	-0.076
Ulukışla	0.44	1.03	2.02*	3.31**	0.083
Yozgat	-2.10*	-2.91**	-4.68**	-5.43**	-0.119
Yunak	-1.01	-0.87	-0.88	-0.32	-0.008
Zara	-0.54	-0.99	-1.34	-1.39	-0.030
Çankırı	-5.12**	-6.30**	-6.85**	-7.17**	-0.161
Çerkeş	-1.64	-1.20	-0.57	-0.56	-0.013
Çiçekdağ	-3.30**	-3.92**	-4.20**	-4.33**	-0.114

3.5. Limitations

Three methodological caveats deserve emphasis. First, the calibration period is only 15 years, dictated by the length of the automated (OMGİ) precipitation records; distribution parameters fitted to 15 values per calendar month are inevitably noisier than the 30 years or more recommended for standardized indices, and index values at the tails should be read as ordinal rather than precise probabilities. The bounding of the index at ± 3 partly

reflects this limitation. Second, the Thornthwaite PET scheme, while standard for the SPEI, responds only to temperature and day length and may understate evaporative demand during windy or exceptionally dry episodes; radiation- or Penman-based formulations could refine the water balance where the required variables exist (Beguería et al., 2014). Third, all indices used here describe meteorological drought; propagation into soil moisture, streamflow and groundwater involves additional lags and human influences, particularly acute in the intensively pumped Konya aquifer system, that a meteorological index cannot capture. Extending the precipitation series backward with the conventional (manual) MGM network, and complementing the SPEI with soil-moisture and groundwater-based indicators, are natural next steps.

4. CONCLUSION

This chapter assessed meteorological drought over Central Anatolia for 2010-2024 using the SPEI at four timescales computed from 36 complete station records. Roughly one month in five was in drought at every timescale examined, and extreme drought was two to three times more frequent than the Gaussian expectation, concentrated in a handful of severe episodes. The 2020-2021 drought stands out as the event of record within the window, ten consecutive months of regional SPEI-12 below -1, with extreme intensities across the Konya Closed Basin and central plateau, followed by a still-active drought emerging in 2024. Drought exposure is greatest in the semi-arid southwest (Karapınar, Karaman, Iğın, Aksaray, Hadım), precisely where irrigated agriculture depends on a declining aquifer, and most stations exhibit drying tendencies over the study window. For a region whose water balance is already marginal, these findings underline the value of multiscalar, evapotranspiration-aware

drought monitoring for early warning, of demand-side management in the Konya Closed Basin, and of adaptation strategies, crop-pattern change, irrigation efficiency and conjunctive water management, that anticipate more frequent and more intense droughts in a warming Anatolia.

REFERENCES

- Altın, T. B., Türkeş, M., & Altın, B. N. (2023). Evolution of drought climatology and variability in the Central Anatolia Region, Turkey, for the period 1970-2020. *Pure and Applied Geophysics*, 180, 3105-3129.
- Baltacı, H. (2025). Spatiotemporal variations of meteorological drought in Türkiye and its linkage with large-scale atmospheric circulation. *International Journal of Climatology*. Advance online publication. <https://doi.org/10.1002/joc.8901>
- Beguería, S., Vicente-Serrano, S. M., Reig, F., & Latorre, B. (2014). Standardized precipitation evapotranspiration index (SPEI) revisited: Parameter fitting, evapotranspiration models, tools, datasets and drought monitoring. *International Journal of Climatology*, 34(10), 3001-3023. <https://doi.org/10.1002/joc.3887>
- Demir, V. (2022). Trend analysis of lakes and sinkholes in the Konya Closed Basin, in Turkey. *Natural Hazards*, 112, 2873-2912. <https://doi.org/10.1007/s11069-022-05327-6>
- Gumus, V. (2023). Evaluating the effect of the SPI and SPEI methods on drought monitoring over Turkey. *Journal of Hydrology*, 626, 130386. <https://doi.org/10.1016/j.jhydrol.2023.130386>
- Hosking, J. R. M. (1990). L-moments: Analysis and estimation of distributions using linear combinations of order statistics. *Journal of the Royal Statistical Society: Series B*, 52(1), 105-124.
- IPCC. (2021). *Climate change 2021: The physical science basis. Contribution of Working Group I to the Sixth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*. Cambridge, UK: Cambridge University Press.

- Kendall, M. G. (1975). *Rank correlation methods*. London, England: Griffin.
- Mann, H. B. (1945). Nonparametric tests against trend. *Econometrica*, 13(3), 245-259.
- McKee, T. B., Doesken, N. J., & Kleist, J. (1993). The relationship of drought frequency and duration to time scales. In *Proceedings of the 8th Conference on Applied Climatology* (pp. 179-184). Boston, MA: American Meteorological Society.
- Mishra, A. K., & Singh, V. P. (2010). A review of drought concepts. *Journal of Hydrology*, 391(1-2), 202-216. <https://doi.org/10.1016/j.jhydrol.2010.07.012>
- Orhan, O., Haghshenas Haghighi, M., Demir, V., Gökkaya, E., Gutiérrez, F., & Al-Halbouni, D. (2024). Spatial and temporal patterns of land subsidence and sinkhole occurrence in the Konya Endorheic Basin, Turkey. *Geosciences*, 14(1), 5. <https://doi.org/10.3390/geosciences14010005>
- Sen, P. K. (1968). Estimates of the regression coefficient based on Kendall's tau. *Journal of the American Statistical Association*, 63(324), 1379-1389.
- Serkendiz, H., Tatlı, H., Kılıç, A., Çetin, M., & Sungur, A. (2024). Analysis of drought intensity, frequency and trends using the SPEI in Turkey. *Theoretical and Applied Climatology*, 155, 2997-3012. <https://doi.org/10.1007/s00704-023-04772-y>
- Thornthwaite, C. W. (1948). An approach toward a rational classification of climate. *Geographical Review*, 38(1), 55-94.
- Türkeş, M., & Akgündüz, A. S. (2011). Assessment of the desertification vulnerability of the Cappadocian district

- (Central Anatolia, Turkey) based on aridity and climate-process system. *International Journal of Human Sciences*, 8(1), 1234-1268.
- Türkeş, M., Akgündüz, A. S., & Demirörs, Z. (2009). Drought periods and severity over the Konya sub-region of the Central Anatolia Region according to the Palmer Drought Index. *Coğrafi Bilimler Dergisi*, 7(2), 129-144 (in Turkish).
- Türkeş, M., Özdemir, O., & Yozgatlıgil, C. (2025). Forecasting drought phenomena using a statistical and machine learning-based analysis for the Central Anatolia Region, Turkey. *International Journal of Climatology*. Advance online publication. <https://doi.org/10.1002/joc.8742>
- Vicente-Serrano, S. M., Beguería, S., & López-Moreno, J. I. (2010). A multiscalar drought index sensitive to global warming: The Standardized Precipitation Evapotranspiration Index. *Journal of Climate*, 23(7), 1696-1718. <https://doi.org/10.1175/2009JCLI2909.1>
- Wilhite, D. A., & Glantz, M. H. (1985). Understanding the drought phenomenon: The role of definitions. *Water International*, 10(3), 111-120.
- World Bank. (2022). *Türkiye country climate and development report* (CCDR Series). Washington, DC: World Bank.
- Yevjevich, V. (1967). *An objective approach to definitions and investigations of continental hydrologic droughts* (Hydrology Paper No. 23). Fort Collins, CO: Colorado State University.

COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS (CFD) APPLICATIONS IN MEMBRANE BIOREACTORS

Veli BATMAZ¹

1. INTRODUCTION

Membrane Bioreactor (MBR) systems are widely preferred as a viable alternative to conventional activated sludge processes in wastewater treatment, owing to their advantages such as high effluent quality, compact design features, and low sludge production (Samstag et al., 2016). However, membrane fouling caused by the accumulation of suspended solids, macromolecules, and extracellular polymeric substances on the membrane surface during the filtration process reduces system permeability and leads to an elevation in transmembrane pressure (TMP). This phenomenon constitutes the most significant bottleneck threatening the sustainable operation of the system (Mohan, Kumar, & Rao, 2022). Flat-sheet membrane configurations are frequently employed in industrial-scale treatment plants due to their ability to provide more stable hydrodynamic conditions and their greater ease of mechanical cleaning compared to hollow fiber modules (Ndinisa, Fane, & Wiley, 2006).

The most common method applied to physically mitigate membrane fouling and delay cake layer accumulation is coarse bubble aeration provided from the bottom of the membrane module. In this process, the rising air bubbles and the induced

¹ Lecturer, Ph.D., Şırnak University, Faculty of Engineering, Department of Civil Engineering, ORCID: 0000-0002-4379-6462.

fluid motion generate local wall shear stress (WSS) and turbulent kinetic energy on the membrane surface, mechanically scouring the accumulated foulants off the surface. Real-time experimental monitoring of the internal hydrodynamics in systems with narrow channels (e.g., 6 to 10 mm plate gap), such as flat-sheet membrane modules, is extremely challenging due to the optical opacity of activated sludge and spatial constraints (Wang, Zhang, & Field, 2018). Furthermore, pilot-scale physical testing based on traditional trial-and-error approaches involves constraints such as high cost, time consumption, and the difficulty of scaling local flow profiles (Sengur et al., 2015). To overcome these limitations, Computational Fluid Dynamics (CFD) emerges as a powerful virtual prototyping tool to resolve in-reactor multiphase flow patterns, bubble trajectories, and WSS distributions on the membrane surface with high spatial and temporal resolution.

In this study, the hydrodynamic characteristics of two-phase (water–air) flow within the SINAP10 flat-sheet membrane module were simulated using a three-dimensional (3D) CFD model via ANSYS Fluent software. To quantitatively investigate the effects of aeration intensity on the local wall shear stress generated on the membrane surface, turbulent kinetic energy, and flow circulation profiles, the inlet air velocity was applied at three distinct levels: 0,5, 1,0, and 1,5 m/s. By keeping all other geometric and physical conditions constant in the model, the sole role of aeration intensity in mitigating membrane fouling was isolated. Thus, the advanced analytical capabilities provided by CFD modeling in the design and optimization processes of MBR systems have been contributed to the literature.

2. MATERIALS AND METHODS

In this section, the setup stages of the numerical model representing the hydrodynamic behavior of the flat-sheet

membrane module are systematically explained. The reliability of the results obtained in CFD studies is directly dependent on the accurate abstraction of the geometry, the quality of the mesh structure, the suitability of the selected physical models for the problem, and the success of the boundary conditions in representing actual operating conditions. For this reason, the assumptions made at each stage and their justifications are explicitly stated.

2.1. Model Geometry and Computational Domain

The physical domain considered in the numerical modeling studies was constructed with reference to experimentally optimized laboratory-scale submerged membrane bioreactor (SMBR) setups. Accordingly, in the model, two flat-sheet membrane panels were positioned inside a plexiglass reactor tank with its nominal dimensions. As the membrane panel, the geometric and physical properties of hydrophilic flat-sheet membranes coded SINAP-10-PVDF, manufactured by the SINAP company (Shanghai, China), were integrated. To continuously scour the membrane surface and physically mitigate cake layer formation, a horizontal aeration manifold (diffuser) containing 11 circular holes with a nozzle diameter of 2 mm was placed at the bottom of the reactor. The fundamental physical and operational characteristics of the SINAP10 membrane module, along with the geometric parameters defining the boundary conditions of the computational domain, are summarized in detail in Table 1.

Table 1. Main characteristics of the membrane module and the computational domain

Property	Value
Membrane module	SINAP10-PVDF
Effective membrane area	0,1 m ²
Panel dimensions (X × Y × Z)	220 × 320 × 6 mm
Aeration rate	0,5-1,0-1,5 m/s
Reactor tank dimensions (X × Y × Z)	220 × 470 × 120 mm
Diffuser type	Horizontal manifold
Diffuser hole diameter	2 mm
Number of diffuser hole	11
Computational domain	Three-dimensional (3D), symmetry plane applied

The computational domain defined in the numerical simulations was bounded in three dimensions (3D) to encompass the SINAP10 flat-sheet membrane panel, the narrow vertical flow channels (gap) between adjacent plates, the horizontal aeration manifold (diffuser pipe) with circular orifices positioned immediately below these channels, and the free liquid (air–water mixture) volume located in the upper section of the module. During the construction and digital import of the 3D geometry, secondary structural details and geometric imperfections that could adversely affect the convergence stability of the numerical solution and mesh quality were neglected and simplified. Conversely, geometric precision and resolution were preserved at the highest level in the primary critical regions that directly govern the two-phase flow regime, bubble trajectories, and the development of turbulent kinetic energy namely, at the diffuser orifice outlets (nozzles) and in the regions near the membrane surface where boundary layer gradients develop. This simplification and local mesh refinement strategy, widely adopted in the CFD literature and engineering applications, maximizes the solution accuracy of the numerical model by

establishing an optimal balance between computational cost (CPU time) and physical realism (Versteeg, 2007).

Figure 1(a) illustrates the overall three-dimensional view of the reactor, showing the position of the membrane panel within the tank and the horizontal diffuser pipe placed at the bottom. Figure 1(b) details the relative positions of the narrow channel formed by the membrane panel and the adjacent plate, and the diffuser pipe. Figure 1(c) presents a side cross-sectional view of the system, clearly revealing how small the channel width is in comparison to the membrane height. This high aspect ratio is a characteristic feature of flat-sheet MBR systems and causes the flow developing within the channel to acquire a largely unidirectional structure.

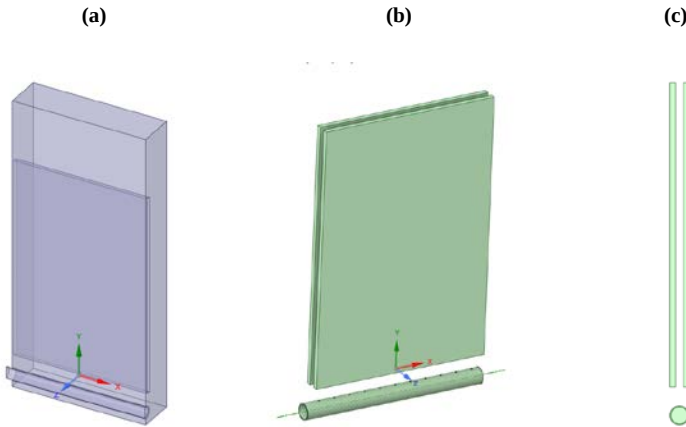


Figure 1. Geometric representation of the computational domain: (a) three-dimensional overview of the reactor, (b) relative positions of the membrane panel and the diffuser tube, (c) side cross-sectional view of the system.

2.2. Numerical Mesh Structure

In Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations, the Finite Volume Method (FVM), which discretizes the fluid volume into a finite number of small control volumes, is

employed to convert the differential conservation equations governing the flow field into sets of algebraic equations (Batmaz & Kayaalp, 2025). The numerical mesh structure, representing the geometric entirety of these control volumes, stands as the most critical parameter directly determining the accuracy of the solution (Sengur et al., 2015). A mesh structure configured with insufficient cell resolution can lead to the generation of misleading results that deviate from physical reality, even if convergence is achieved (Ahmad, Lau, Bakar, & Shukor, 2005; Fimbres-Weihs & Wiley, 2010).

In this study, the flow domain was discretized with an unstructured polyhedral mesh structure utilizing the ANSYS Fluent Meshing module (Figure 2). The use of polyhedral elements offers significant advantages over conventional tetrahedral or orthogonal cell types in mitigating numerical diffusion and more precisely resolving gradients in complex geometries. The fact that each cell is in contact with a greater number of neighboring cells enhances the quality of gradient calculations while reducing the computational cost by achieving the same level of accuracy with a substantially lower number of elements (Pinilla et al., 2020).

Figure 2(a) illustrates the overall mesh structure of the computational domain, whereas Figure 2(b) presents the local mesh refinement around the diffuser pipe. The diffuser orifice outlets and the boundary layer regions adjacent to the membrane surface, where flow and velocity gradients are the steepest, were resolved using significantly smaller element sizes compared to other regions in order to accurately capture the flow physics.

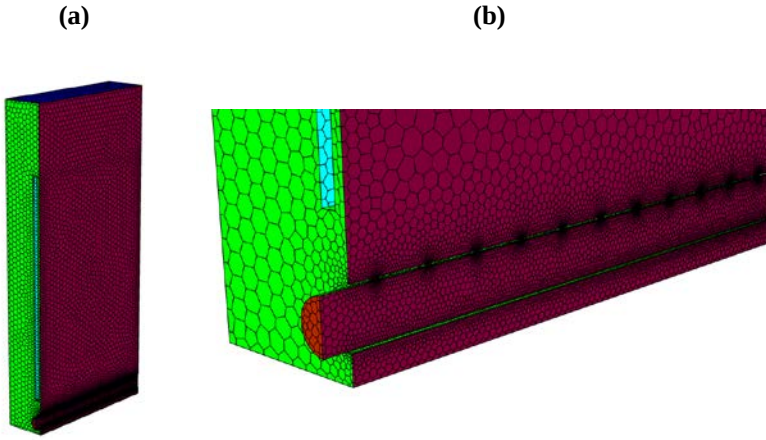


Figure 2. Polyhedral mesh used in the analyses: (a) overall view of the computational mesh, (b) detail of the local mesh refinement around the diffuser tube.

The clear definition of millimeter-scale small geometric components, such as diffuser orifices, by the numerical mesh is of critical importance to ensure that the air flow rate introduced into the system perfectly matches the analytical mass balance (Mamedov, 2018). To meet this requirement, curvature- and proximity-based local mesh refinement algorithms were activated on the orifice surfaces. The inability to fully represent orifice diameters due to inadequate mesh resolution leads to a mass flow of air entering the reactor that differs from the defined value, consequently causing systematic numerical errors in the estimation of wall shear stress (WSS) on the membrane surface (Mamedov, 2018; Samstag et al., 2016). The adequacy of the numerical mesh quality and resolution was evaluated through a systematic mesh independence study, and the final mesh structure was determined. The final mesh structure utilized in the analyses consists of a total of 116715 cells.

Regarding the boundary layer prediction accuracy of turbulence models, the dimensionless wall distance (y^+)

parameter, which determines the node position of the first computational cell closest to the solid wall, is of critical importance. In this study, under the selected mesh resolution and flow conditions, its value was designed to remain within the logarithmic layer range ($y^+ > 30$) where wall function approaches are mathematically valid. This approach is theoretically in full agreement with the semi-empirical wall function equations of the standard turbulence model (Cao, Gu, Sonnenburg, & Urban, 2020).

2.3. Model Setup

Membrane bioreactor (MBR) systems, by their physical nature, are highly complex three-phase systems consisting of liquid (wastewater), gas (air bubbles), and solid (biomass/activated sludge flocs) phases. However, because the buoyancy and drag forces generated in the liquid by the coarse air bubbles rising from the aeration diffusers are orders of magnitude greater than the gravitational settling force of the activated sludge flocs, the direct impact of the solid phase on the overall flow hydrodynamics can be neglected. Accordingly, the liquid phase (water) and the suspended solids (activated sludge) were treated as a single equivalent homogeneous fluid phase (primary phase), whereas the gas phase (air) was defined as the secondary phase. This two-phase (gas-liquid) simplification approach, which is widely adopted in the MBR literature where fluid mechanics and biological processes are modeled together, reduces the computational cost while preserving physical realism with high precision (Shen et al., 2023).

The Volume of Fluid (VOF) multiphase flow model was utilized for the numerical solution of the two-phase gas-liquid flow. In flat-sheet MBR modules, the primary mechanism that prevents membrane fouling is the high-speed circulation flows triggered in the boundary layer near the membrane surface by the

deformable bubbles rising in narrow vertical channels and the low-pressure "wake" regions formed behind them. Therefore, the interface-tracking VOF model was selected as the most appropriate numerical approach in this study (Min et al., 2024). The surface tension coefficient between the phases was defined as a constant value of 0,0728 N/m based on experimental room temperature conditions (20–25 °C).

The Standard turbulence model was preferred for the closure of the turbulent flow characteristics. All numerical parameters related to the model setup and Fluent solver settings are comprehensively presented in Table 2.

Table 2. Summary of the CFD model setup

Model component	Selected approach
Software	ANSYS Fluent
Solution method	Finite volume method (FVM)
Time formulation	Steady-state
Solver type	Pressure-based
Velocity formulation	Absolute
Gravity	9,81 m/s ² (vertical direction)
Multiphase model	Volume of Fluid (VOF), two-phase
Primary phase	Water
Secondary phase	Air
Surface tension coefficient	0,0728 N/m (20–25 °C)
Turbulence model	Standard k– ϵ
Near-wall treatment	Standard wall functions ($y^+ > 30$)
Pressure–velocity coupling	SIMPLE
Momentum discretisation	Second order upwind
Turbulence (k, ϵ) discretisation	Second order upwind
Mesh type	Unstructured polyhedral
Number of iterations	2500

2.4. Boundary Conditions and Solver Settings

The accurate definition of boundary conditions is decisive for the physical realism and numerical stability of the solution. Accordingly, to represent the aeration system whose flow rate is controlled by a blower, the diffuser inlet surface was defined as a velocity inlet. The free liquid surface located at the uppermost boundary of the reactor was modeled as a pressure outlet to allow the air injected into the system and the rising fluid to be discharged freely, and a nominal atmospheric pressure (0 Pa relative pressure) was defined at this boundary.

The surfaces of the SINAP10 membrane panels, as well as the solid boundaries of the tank and the plate walls, were defined as impermeable stationary walls under the no-slip condition to physically represent the frictional interactions of the fluid phases with the solid surface. Since the velocity of the water permeating through the membrane pores (permeate flux) (in the order of 10^{-6}) is orders of magnitude smaller compared to the main fluid velocities governing the air scouring and cross-flow processes, the effect of permeate suction on the local hydrodynamics and wall shear stress distributions was neglected. All defined boundary conditions are summarized in detail in Table 3.

Table 3. Boundary conditions defined in the numerical model

Boundary	Boundary condition type	Definition
Diffuser inlet surface	Velocity inlet	$v = 0,5 / 1,0 / 1,5 \text{ m/s}$; $\alpha_{air} = 1$
Reactor top surface	Pressure outlet	Atmospheric pressure; both phases discharged
Membrane surfaces	Wall	Impermeable, no-slip
Tank walls	Wall	Impermeable, no-slip
Symmetry plane	Symmetry	Zero normal gradients

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1. Evaluation of the Convergence Behavior of the Solution

The reliability of the numerical solution was evaluated by simultaneously monitoring the residual values and the target physical quantity. In Figure 3, the residual plot corresponding to the $v = 1,0$ m/s scenario is presented representatively.

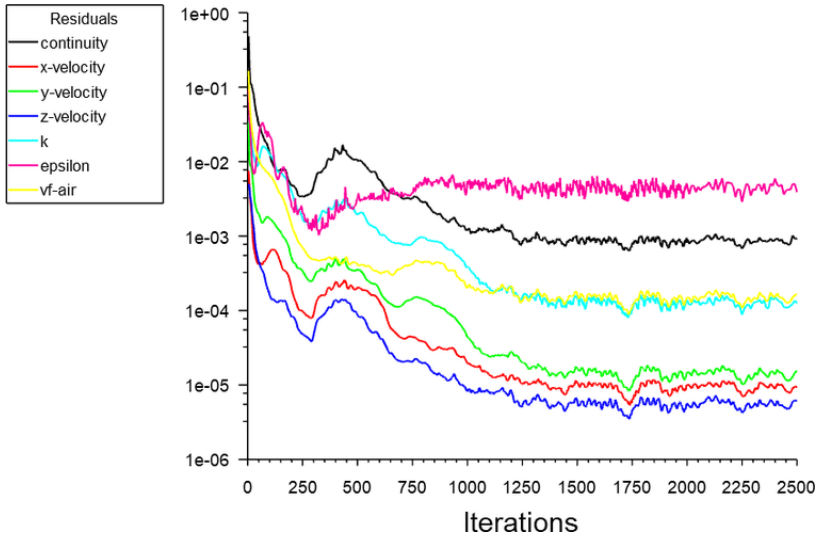


Figure 3. Residual plot for the $v = 1,0$ m/s scenario.

Upon examining the plot, it was observed that the residuals for all equations decreased rapidly up to approximately the 250th iteration, a temporary increase occurred in the continuity equation within the 400–500 iteration range, and subsequently, all residuals settled into a stable plateau starting from the 1000th iteration. This temporary increase in the continuity equation corresponds to the phase where the bubble jets develop and establish the main circulation loop within the reactor, which is an expected behavior in multiphase flow solutions.

In Figure 4, the evolution of the area-weighted average wall shear stress on the membrane surface over the iterations is presented collectively for the three scenarios. All three curves exhibited characteristic behavior. The initial sharp peak reflects the transient momentum shock generated by the sudden injection of air into the stagnant liquid. These peak values are approximately 0,66, 2,22, and 4,52 Pa, respectively, corresponding to 0,5, 1,2, and 2,0 times their steady-state values. The decline following the peak corresponds to the redistribution of the flow field with the establishment of the circulation loop.

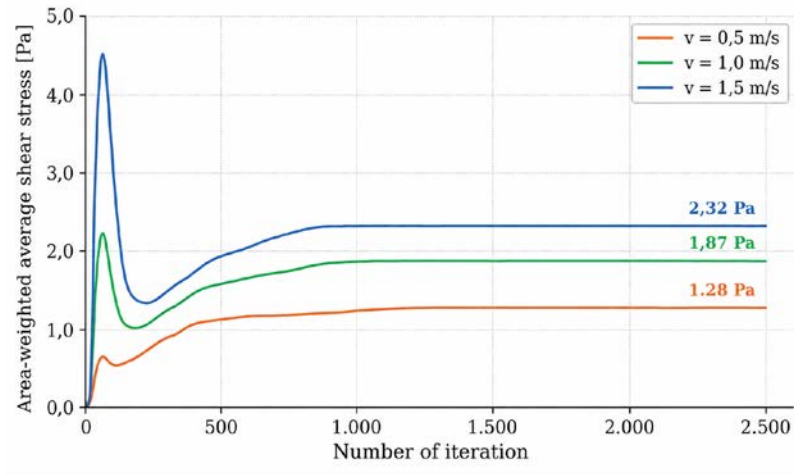


Figure 4. Evolution of the area-weighted average wall shear stress on the membrane surface over the iterations.

After approximately 1000–1300 iterations, all curves follow a completely horizontal trend. The standard deviation in shear stress during the last 500 iterations remained below 0,0003 Pa for $v = 0,5 \text{ m/s}$, 0,0011 Pa for $v = 1,0 \text{ m/s}$, and 0,0001 Pa for $v = 1,5 \text{ m/s}$. These values, which are in order of one thousandth of the mean, clearly indicate that the solution has fully reached a stable state.

The steady-state values were obtained as 1,28, 1,88, and 2,31 Pa, respectively. These three values formed the basis for all comparisons presented in the subsequent sections.

3.2. Air Volume Fraction Distribution

In Figure 5, the air volume fraction distributions on the symmetry plane of the membrane channel are presented comparatively for the three aeration scenarios. In all three scenarios, the air volume fraction reaches unity at the diffuser orifice outlets, and the discrete bubble jets rising from these points can be clearly distinguished. As the jets rise, they spread laterally and coalesce with each other, transforming into a more uniform gas distribution along the channel.

The area-weighted average volume fraction values calculated on the symmetry plane are presented in Table 4. The average volume fraction reported by the solver for the primary phase (water) decreases from 0,860 to 0,764 with the increase in aeration velocity; the corresponding secondary phase (air) volume fraction, on the other hand, increases from 0,140 to 0,236. Tripling the aeration velocity increases the average gas holdup on the symmetry plane by 68,1%. The fact that this increase remains significantly sublinear is explained by the strengthening of the liquid flow entrained by the rising bubbles, and consequently, the shortening of the residence time the bubbles spend in the channel. In other words, when more air was supplied to the system, this air was simultaneously discharged more rapidly.

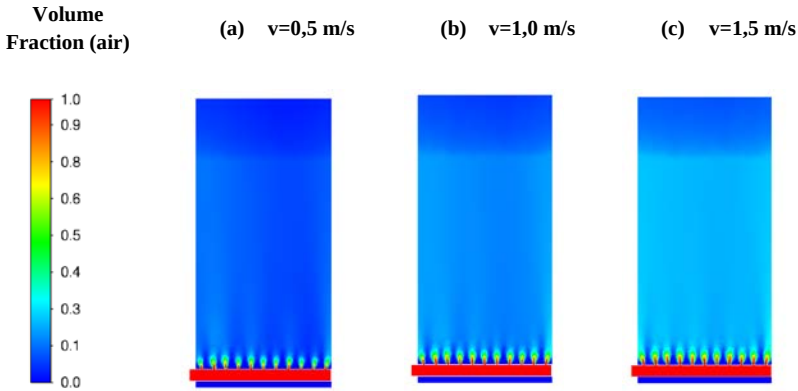


Figure 5. Comparison of the air volume fraction distribution on the symmetry plane: (a) $v = 0,5$ m/s, (b) $v = 1,0$ m/s, (c) $v = 1,5$ m/s.

The coalescence height of the jets is a distinct function of the aeration intensity. In the $v = 0,5$ m/s scenario, the discrete jets are maintained for approximately the first one-fifth of the channel height, above which the gas distribution dilutes substantially. Conversely, in the $v = 1,5$ m/s scenario, the jets coalesce earlier, and a significantly higher and more uniform gas holdup is formed along the channel. This behavior indicates that at low aeration flow rates, the upper regions of the membrane surface have insufficient contact with the gas phase, and thus the scouring effect weakens with height. It has been clearly demonstrated in the literature that inhomogeneity in the air volume distribution creates dead zones on the membrane surface, and particle accumulation accelerates due to the decrease in shear stress in regions where the gas fraction is low (Amini, Mehrnia, Mousavi, Azami, & Mostoufi, 2015; Liu et al., 2019).

Table 4. Area-weighted average volume fractions on the symmetry plane

Air inlet velocity (m/s)	Water volume fraction	Air volume fraction
0,5	0,8597	0,1403
1,0	0,8062	0,1938
1,5	0,7641	0,2359

3.3. Mixture Velocity Field and Circulation Structure

In Figure 6, the distribution of the mixture velocity magnitude on the symmetry plane is presented. The velocity contours facilitate the identification of acceleration and deceleration regions in the flow field, enabling the detection of turbulent and dead flow zones; furthermore, they clearly reveal the fluid recirculation paths and main circulation loops within the reactor.

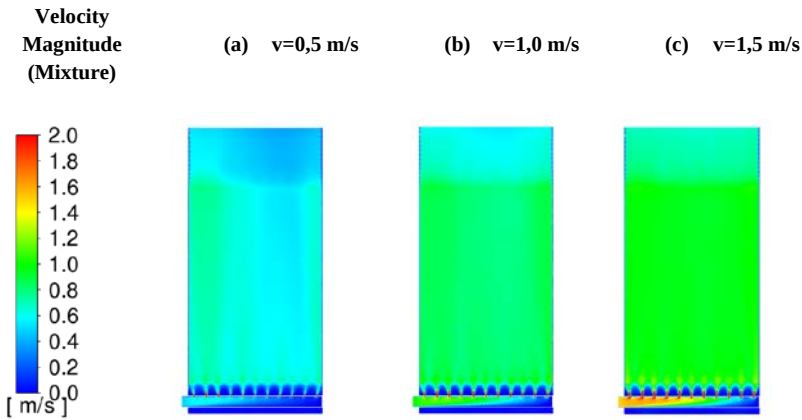


Figure 6. Comparison of the mixture velocity magnitude distribution on the symmetry plane: (a) $v = 0,5$ m/s, (b) $v = 1,0$ m/s, (c) $v = 1,5$ m/s.

The area-weighted average mixture velocity on the symmetry plane was calculated as 0,580 m/s for $v = 0,5$ m/s; 0,766 m/s for $v = 1,0$ m/s; and 0,907 m/s for $v = 1,5$ m/s (Table 5). Corresponding to a tripling of the air inlet velocity, the increase in average mixture velocity remained at only 56,5%; the velocity exhibited a relationship that visibly saturated with the inlet velocity. This saturation behavior is the most striking among all evaluated findings from a design perspective: the liquid movement within the channel is not a direct reflection of the aeration intensity but rather limits itself according to the balance

between buoyancy and wall friction. In narrow channel geometry, increasing gas flow rate beyond a certain point, instead of moving the liquid faster, largely increases the gas holdup within the channel and is dissipated through interphase slip.

Table 5. Area-weighted average mixture velocity magnitude on the symmetry plane

Air inlet velocity (m/s)	Mixture velocity magnitude (m/s)
0,5	0,5795
1,0	0,7656
1,5	0,9069

When the velocity distribution in the vertical direction is examined, it is observed that the velocity remains nearly constant along the channel. This indicates that the flow achieves a fully developed structure within the narrow channel, which is a characteristic behavior of flat-sheet MBR systems. The velocity decrease observed in the uppermost region of the channel stems from the flow approaching the free surface and expanding laterally.

In the $v = 0,5$ m/s scenario, distinctly higher velocities were observed in the left half of the channel compared to the right half. This asymmetry indicates that a single large-scale circulation cell dominates the flow field at low aeration flow rates. As the aeration intensity increases, this asymmetry gradually disappears, and in the $v = 1,5$ m/s scenario, the velocity field attains a largely symmetrical structure across the channel width. This observation demonstrated that evaluations based solely on average velocity values can be misleading; the spatial organization of the flow structure is at least as important as its magnitude.

3.4. Kinetic Energy Distribution (k)

Turbulent kinetic energy (k) is one of the most critical parameters characterizing the intensity of velocity fluctuations in the flow field and the resulting mixing capacity. It represents the mean fluctuation kinetic energy per unit mass and is a direct indicator of turbulence intensity. In Figure 7, the turbulent kinetic energy distributions for the three scenarios are presented comparatively.

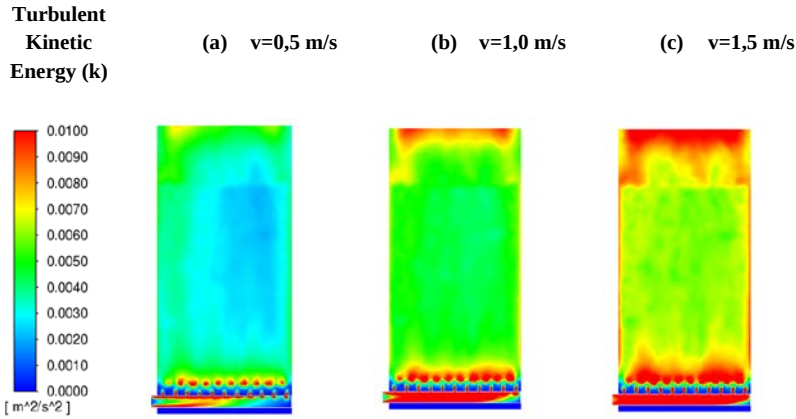


Figure 7. Comparison of the turbulent kinetic energy distribution on the symmetry plane: (a) $v = 0,5$ m/s, (b) $v = 1,0$ m/s, (c) $v = 1,5$ m/s.

In all three scenarios, the highest turbulent kinetic energy values were concentrated in the region immediately above the diffuser orifice outlets. In this region, the strong shear layer formed by the high-velocity injected air with the stagnant liquid constituted the dominant source of turbulence production. As the jets rose, the turbulent kinetic energy rapidly decreased, reaching a relatively uniform distribution along the channel.

The area-weighted average turbulent kinetic energy on the symmetry plane was calculated as $0,00441 \text{ m}^2/\text{s}^2$ for $v = 0,5$ m/s; $0,00829 \text{ m}^2/\text{s}^2$ for $v = 1,0$ m/s; and $0,01283 \text{ m}^2/\text{s}^2$ for $v = 1,5$ m/s (Table 6). Tripling the aeration velocity increased the average turbulent kinetic energy by approximately 2,9 times (a 191,2%

increase), and this quantity exhibited an almost linear relationship with the air inlet velocity. The fact that turbulent kinetic energy increased much faster than mixture velocity indicates that the increase in aeration intensity largely fed the fluctuation component rather than strengthening the mean flow field. Since the averages given in Table 6 also cover the intense turbulence production region at the diffuser orifice outlets, they may lie above the upper limit of the cropped color scale presented in Figure 7 to maintain visual readability.

Table 6. Area-weighted average turbulent kinetic energy on the symmetry plane

Air inlet velocity (m/s)	Turbulent kinetic energy, k (m^2/s^2)
0,5	0,004407
1,0	0,008295
1,5	0,012834

A notable finding is the re-elevation of turbulent kinetic energy in the upper region of the channel. This behavior stems from the additional shear layers formed in the region where the flow approaches the free surface, expands laterally, and the gas phase separates. However, since this region falls outside the membrane surface, it does not provide a direct contribution in terms of filtration performance.

3.5. Wall Shear Stress Distribution on the Membrane Surface

Shear stress is the most critical hydrodynamic parameter controlling fouling on the membrane surface in MBR systems. This shear force, generated because of fluid movement on the membrane surface, plays a direct role in removing particles and foulants accumulated on the surface. In Figure 8, the wall shear stress distributions on the membrane surface for the three aeration scenarios are presented comparatively.

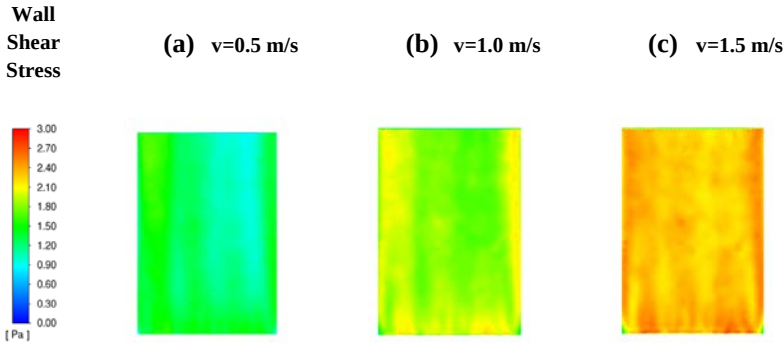


Figure 8. Comparison of the wall shear stress distribution on the membrane surface: (a) $v = 0,5$ m/s, (b) $v = 1,0$ m/s, (c) $v = 1,5$ m/s.

The area-weighted average shear stress values on the membrane surface were obtained as 1,278 Pa for $v = 0,5$ m/s; 1,877 Pa for $v = 1,0$ m/s; and 2,316 Pa for $v = 1,5$ m/s (Table 7). Increasing the aeration velocity from 0,5 m/s to 1,0 m/s provided a 46,8% increase in average shear stress, whereas increasing it from 1,0 m/s to 1,5 m/s produced an increase of only 23,4%. The total effect of tripling the aeration velocity is at the level of 81,2%.

Table 7. Area-weighted average wall shear stress on the membrane surface

Air inlet velocity (m/s)	Wall shear stress, $\bar{\tau}_w$ (Pa)
0,5	1,278
1,0	1,877
1,5	2,316

The obtained shear stress values are consistent with the range reported in the literature for flat-sheet MBR systems.

4. CONCLUSIONS

In this study, the two-phase water–air flow hydrodynamics in a submerged MBR system containing a Sinap10 (SINAP10-PVDF) flat-sheet membrane module was

modeled in three dimensions using ANSYS Fluent software. The flow was solved at steady state using the Volume of Fluid (VOF) multiphase model in combination with the standard $k-\varepsilon$ turbulence model; the air inlet velocity at the diffuser orifice outlet was varied across three levels (0,5, 1,0, and 1,5 m/s) to comparatively investigate the effect of aeration intensity on the hydrodynamic conditions on the membrane surface.

Tripling the aeration velocity increased the average air volume fraction on the symmetry plane from 0,140 to 0,236 (68,1%) and the average mixture velocity from 0,580 m/s to 0,907 m/s (56,5%). The fact that both increases remained significantly sublinear indicates that the flow within the narrow channel limits itself according to the balance between buoyancy and wall friction. In contrast, turbulence quantities increased much more rapidly: average turbulent kinetic energy rose approximately 2,9-fold (a 191,2% increase), while the turbulent dissipation rate increased approximately 11-fold (a 1006% increase). The area-weighted average wall shear stress on the membrane surface was obtained as 1,278, 1,877, and 2,316 Pa; the total increase remained at only 81,2%. The gain, which was 46,8% in the 0,5–1,0 m/s transition, declined to 23,4% in the 1,0–1,5 m/s transition, revealing that increasing aeration intensity results in diminishing marginal returns.

The fact that the dissipation rate increases approximately with the square of velocity while shear stress increases only on the order of the square root demonstrates that an increasingly larger fraction of the aeration energy is lost without converting into useful work on the membrane surface; indeed, the dissipation rate per unit shear stress increased from 1,59 to 9,69. The obtained shear stress values are consistent with the range reported in the literature. These findings point out that performance enhancement in flat-sheet MBR systems relies on redesigning the diffuser geometry rather than simply increasing the air flow rate.

REFERENCES

- Ahmad, A. L., Lau, K. K., Bakar, M. A., & Shukor, S. A. (2005). Integrated CFD simulation of concentration polarization in narrow membrane channel. *Computers & chemical engineering*, 29(10), 2087-2095.
- Amini, E., Mehrnia, M. R., Mousavi, S. M., Azami, H., & Mostoufi, N. (2015). Investigating the effect of sparger configuration on the hydrodynamics of a full-scale membrane bioreactor using computational fluid dynamics. *RSC Advances*, 5(127), 105218-105226.
- Batmaz, V., & Kayaalp, N. (2025). Computational Fluid Dynamics Analysis of a Venturi-Integrated Diffuser Design for Membrane Bioreactors. *Membranes*, 16(1), 10.
- Cao, Y., Gu, B., Sonnenburg, A., & Urban, W. (2020). CFD simulation of the aeration process and baffle influence in a full-scale commercial flat sheet module. *Water science and technology*, 81(9), 2004-2010.
- Fimbres-Weihs, G., & Wiley, D. (2010). Review of 3D CFD modeling of flow and mass transfer in narrow spacer-filled channels in membrane modules. *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 49(7), 759-781.
- Liu, X., Wang, Y., Shi, Y., Li, Q., Dai, P., Guan, J., . . . Leslie, G. (2019). CFD modelling of uneven flows behaviour in flat-sheet membrane bioreactors: From bubble generation to shear stress distribution. *Journal of membrane science*, 570, 146-155.
- Mamedov, T. (2018). CFD simulation of aeration and mixing processes in a full-scale oxidation ditch.
- Min, Y., Chen, D., Yang, S., Zhang, Y., Wang, B., Wu, J. J., & Field, R. W. (2024). Water treatment with free-bubbling

corrugated sheet MBR. *Journal of Water Process Engineering*, 59, 105097.

Mohan, T. R., Kumar, M. M., & Rao, L. (2022). An integrated hydrodynamic-biokinetic model to optimize the treatment processes in a laboratory-scale, pilot-scale, and full-scale bioreactor. *Journal of Water Process Engineering*, 49, 103108.

Ndinisa, N., Fane, A., & Wiley, D. (2006). Fouling control in a submerged flat sheet membrane system: part I–bubbling and hydrodynamic effects. *Separation Science and Technology*, 41(7), 1383-1409.

Pinilla, A., Berrio, J. C., Guerrero, E., Valdés, J. P., Becerra, D., Pico, P., . . . Ratkovich, N. (2020). CFD modelling of the hydrodynamics in a filtration unit with rotating membranes. *Journal of Water Process Engineering*, 36, 101368.

Samstag, R. W., Ducoste, J. J., Griborio, A., Nopens, I., Batstone, D. J., Wicks, J. D., . . . Laurent, J. (2016). CFD for wastewater treatment: an overview. *Water science and technology*, 74(3), 549-563.

Sengur, R., Deveci, G., Kaya, R., Turken, T., Guclu, S., Imer, D. Y., & Koyuncu, I. (2015). CFD modeling of submerged membrane bioreactors (sMBRs): a review. *Desalination and Water Treatment*, 55(7), 1747-1761.

Shen, L., Wu, Q., Ye, Q., Lin, H., Zhang, J., Chen, C., . . . Liao, B.-Q. (2023). Superior performance of a membrane bioreactor through innovative in-situ aeration and structural optimization using computational fluid dynamics. *Water research*, 243, 120353.

- Versteeg, H. K. (2007). *An introduction to computational fluid dynamics the finite volume method*, 2/E: Pearson Education India.
- Wang, B., Zhang, K., & Field, R. W. (2018). Novel aeration of a large-scale flat sheet MBR: A CFD and experimental investigation. *AIChE Journal*, 64(7), 2721-2736.

AĞIRLIK TİPİ İSTİNAT DUVARLARINDA KAYMA VE DEVRİLME STABİLİTESİNİN PARAMETRİK DEĞERLENDİRİLMESİ

Utku KÖKTAN¹

1. GİRİŞ

En genel tanımıyla zemini farklı kotlarda tutmak amacıyla kullanılan istinat duvarlarının, yanal zemin basınçlarına karşı yeterli stabiliteyi sağlayacak şekilde tasarlanması, inşaat mühendisliğinin en eski ve en sık karşılaşılan problemlerinden biridir. Zemin basınçlarının analizi ve bunlara karşı güvenli yapıların tasarlanmasına yönelik çalışmaların geçmişi birkaç yüzyıl öncesine kadar uzanmakta olup, bu süreçte geliştirilen bazı klasik teoriler günümüzde de istinat yapılarının analiz ve tasarımında temel yaklaşımlar olarak kullanılmaya devam etmektedir. Bu nedenle, yanal zemin basıncının doğru biçimde belirlenmesi ve bu basıncın yapı stabilitesi üzerindeki etkilerinin değerlendirilmesi, hem teorik hem de uygulamalı geoteknik mühendisliği açısından önemini korumaktadır (Cernica, 1995).

Yanal zemin basınçlarına karşı koymak amacıyla kullanılan yapılar; farklı tipte istinat duvarları, palplanşlar, destekli kazı sistemleri, ankrajlı yapılar, köprü kenar ayakları ve bodrum veya çukur duvarları gibi çok çeşitli sistemleri kapsamaktadır (Kramer, 1996). Bu yapılar, kendi geometrisi ve ağırlığıyla yanal stabilite sağlayabildiği gibi destek, payanda veya ankraj elemanlarından da yararlanabilmektedir. İstinat duvarlarının güvenli tasarımında, duvara etkiyen yanal zemin

¹ Dr., Ondokuz Mayıs Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, ORCID: 0000-0002-8287-9586.

basınçlarının doğru biçimde belirlenmesinin yanı sıra bu yükler altında yeterli dış stabilitenin sağlanması da temel tasarım gerekliliklerinden biridir. Bu kapsamda özellikle kayma ve devrilmeye karşı stabilite, duvar geometrisi, duvar ağırlığı, zemin özellikleri ve dış yüklerin birlikte etkisi altında değerlendirilmesi gereken başlıca davranış mekanizmaları arasında yer almaktadır.

Yanal zemin basınçlarının analitik olarak belirlenmesine yönelik ilk sistematik yaklaşımlar Coulomb ve Rankine tarafından geliştirilmiştir (Capper & Cassie, 1969). Coulomb (1776), istinat duvarı arkasında oluşan potansiyel bir zemin kamasının kuvvet dengesini esas alarak aktif ve pasif zemin basınçlarını tanımlamış; aktif durumda duvara etkiyen yanal itkinin minimum, pasif durumda ise zemin direncinin maksimum olduğu sınır koşullarını dikkate almıştır. Kritik kayma yüzeyinin önceden bilinmemesi nedeniyle farklı olası kayma düzlemlerinin değerlendirilmesini gerektiren bu yaklaşım, duvar-zemin sürtünmesi ve dolgu yüzeyi eğimi gibi koşulların analize dahil edilmesine olanak sağlamaktadır. Daha sonra Rankine (1857), zemin kütlelerinin sınır denge durumundaki gerilme koşullarını esas alan daha basitleştirilmiş bir yaklaşım geliştirerek aktif ve pasif yanal zemin basıncı katsayılarının analitik olarak belirlenmesini mümkün kılmıştır. Her iki yöntem farklı mekanik kabullere dayanmakla birlikte, istinat yapısına etkiyen yanal zemin basıncı dağılımının, buna karşılık gelen bileşke itkinin ve bu kuvvetin etki noktasının belirlenmesinde günümüzde de temel analitik yaklaşımlar arasında yer almaktadır (Özkan, 2017).

Statik koşullarda istinat duvarlarına etkiyen yanal zemin basınçlarının Coulomb veya Rankine gibi analitik yaklaşımlarla belirlenmesinin ardından, hesaplanan zemin itkileri esas alınarak duvarın stabilitesi değerlendirilmektedir. Bu kapsamda gerçekleştirilen dış stabilite kontrolleri genel olarak kayma, devrilme, taşıma gücü ve toptan göçme tahkikleri altında incelenmektedir (Kökten, 2024). Taşıma gücü tahkiki yalnızca

istinat duvarlarına özgü olmayıp, diğer yapı temellerinde olduğu gibi duvar temelinin zeminde oluşturduğu taban gerilmelerinin zeminin emniyetli taşıma kapasitesi ile karşılaştırılmasına dayanmaktadır. Toptan göçme tahkiki ise istinat duvarı ve çevresindeki zemin kütlelerini birlikte kapsayan genel bir stabilite problemini ifade etmektedir. Duvar yapısal olarak yeterli olsa dahi, duvarın arkasından veya altından geçen derin bir kayma yüzeyi boyunca zemin kütlesi ile hareket ederek stabilitesini kaybedebilmektedir. Kayma ve devrilme tahkikleri ise duvarın yatay zemin itkilerine karşı dış stabilitesini doğrudan değerlendirmektedir. Kayma kontrolünde yatay itkilere karşı koyan direnç kuvvetleri, devrilme kontrolünde ise devirmeye çalışan momentler ile devrilmeye karşı koyan momentler karşılaştırılarak ilgili güvenlik sayıları belirlenmektedir.

İstinat duvarlarının tasarımında söz konusu stabilite tahkikleri ayrı ayrı gerçekleştirilmekte ve her bir göçme mekanizması için gerekli minimum güvenlik koşullarının sağlanması amaçlanmaktadır. Bununla birlikte, rutin tasarım değerlendirmelerinde çoğunlukla nihai güvenlik sayılarının yeterliliğine odaklanılmakta; farklı zemin, geometri ve yükleme parametrelerinin kayma ve devrilme güvenliklerini birbirlerine göre nasıl etkilediği, hangi parametre seviyelerinde belirli bir stabilite mekanizmasının daha kritik hale geldiği veya kontrol edici mekanizmanın hangi koşullarda değiştiği ayrıca değerlendirilmemektedir. Bu durum, farklı parametre kombinasyonlarının kayma ve devrilme davranışları üzerindeki göreceli etkilerinin birlikte incelenmesini anlamlı hale getirmektedir.

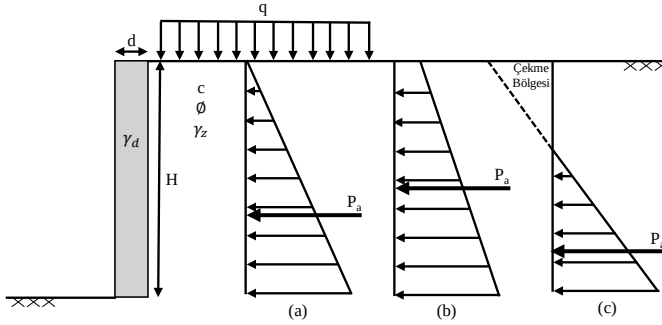
Bu çalışmada, idealize edilmiş dikdörtgen kesitli ağırlık tipi istinat duvarlarının statik koşullar altındaki kayma ve devrilme stabilitesi Rankine yaklaşımı esas alınarak parametrik olarak incelenmiştir. Zemin, geometri ve yükleme özelliklerini temsil eden farklı parametre değerlerinden oluşturulan 2880

analiz senaryosu kullanılarak, her bir parametrenin kayma ve devrilme açısından stabil olmayan durumların oluşumu üzerindeki etkisi değerlendirilmiştir. Bunun yanı sıra, kayma ve devrilme güvenlik sayıları aynı senaryo içerisinde karşılaştırılarak kontrol edici stabilite mekanizmasının farklı parametre değerlerine bağlı olarak nasıl değiştiği araştırılmıştır. Böylece çalışma kapsamında yalnızca nihai güvenlik sayılarının yeterliliğinin değil, kayma ve devrilme davranışlarının birbirlerine göre değişiminin ve kontrol edici mekanizmanın hangi koşullarda farklılaştığının ortaya konulması amaçlanmıştır.

2. MATERYAL VE METOT

2.1. İncelenen Model ve Analiz Parametreleri

Bu çalışmada, Şekil 1’de şematik olarak gösterilen ağırlık tipi istinat duvarının Rankine teorisine göre statik koşullar altındaki kayma ve devrilme stabilitesi incelenmiştir. Duvar geometrisi, duvar yüksekliği (H) ve genişliği (d) ile tanımlanmış olup duvar malzemesi birim hacim ağırlığı (γ_d) ile temsil edilmiştir. Dolgu zemini yatay yüzeyli kabul edilmiş ve yüzeye düzgün yayılı sürşarj yükü (q) uygulanmıştır. İncelenen duvar geometrisi ile farklı zemin ve yükleme koşullarında oluşabilecek aktif zemin basıncı dağılımları Şekil 1’de şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 1. İncelenen idealize edilmiş dikdörtgen kesitli ağırlık tipi istinat duvarının geometrisi ve olası aktif zemin basıncı dağılımlarının şematik gösterimi: (a) üçgen, (b) trapez ve (c) çekme çatlağı oluşması durumundaki basınç dağılımı

Analizlerde zemin kohezyonu (c), içsel sürtünme açısı (ϕ), zemin birim hacim ağırlığı (γ_z), duvar yüksekliği (H), duvar genişliği (d), duvar birim hacim ağırlığı (γ_d) ve sürşarj yükü (q) farklı değerlerde ele alınmıştır. Duvar tabanı ile zemin arasındaki ara yüzey sürtünme açısı (δ) bağımsız bir değişken olarak değerlendirilmemiş ve her senaryo için $\delta=0.67\phi$ olarak kabul edilmiştir. Analizlerde kullanılan parametrelere ait bilgiler Tablo 1’de sunulmuştur.

Tablo 1. Analizlerde kullanılan parametreler ve değerleri

Parametre	Değerler	Birim	Toplam sayısı (n)
Kohezyon (c)	0, 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40	kPa	320
İçsel sürtünme açısı (ϕ)	0, 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40	°	320
Zemin birim hacim ağırlığı (γ_z)	15, 18, 21, 24	kN/m ³	720
Duvar yüksekliği (H)	3, 5, 7, 9	m	720
Duvar genişliği (d)	0.25, 0.5, 0.75, 1.0, 1.25, 1.5, 1.75, 2.0	m	360
Duvar birim hacim ağırlığı (γ_d)	15, 18, 21, 24, 27	kN/m ³	576
Sürşarj yükü (q)	0, 5, 10, 15, 20	kPa	576

Tablo 1’de verilen toplam sayı (n), ilgili parametrenin her bir değerinin 2880 senaryolu veri setinde kaç kez yer aldığını göstermektedir. Buna göre c ve ϕ ’nin her bir değeri 320, γ_z ve H ’nin her bir değeri 720, d ’nin her bir değeri 360, γ_d ve q ’nun her

bir değeri ise 576 kez temsil edilmiştir. Böylece her parametreye ait farklı değerlerin veri setinde eşit sayıda yer alması sağlanarak belirlenen parametre değerlerinin farklı kombinasyonlarını temsil etmek üzere toplam 2880 benzersiz analiz senaryosu oluşturulmuştur. Senaryoların oluşturulmasında parametre değerleri rastgele eşleştirilmiş, bununla birlikte her bir parametreye ait değerlerin eşit sayıda temsil edilmesi korunmuştur. Bu yaklaşım sayesinde herhangi bir parametre değerinin veri setinde sayısal olarak baskın hale gelmesi önlenmiş ve dengeli bir analiz veri seti elde edilmiştir.

2.2. Rankine Yaklaşımına Göre Aktif Zemin Basıncı ve Stabilite Tahkikleri

İstinat duvarına etkiyen aktif yanal zemin basınçlarının belirlenmesinde Rankine yaklaşımı esas alınmıştır. Yatay dolgu yüzeyi için aktif zemin basıncı katsayısı (K_a), zeminin içsel sürtünme açısına (ϕ) bağlı olarak;

$$K_a = \tan^2 \left(45^\circ - \frac{\phi}{2} \right) \quad (1)$$

eşitliği ile hesaplanmıştır. Kohezyon ve yüzey sürüşarjının etkileri dikkate alındığında, zemin yüzeyinden itibaren z derinliğindeki aktif yatay zemin basıncı;

$$\sigma_h(z) = K_a(\gamma_z z + q) - 2c\sqrt{K_a} \quad (2)$$

şeklinde belirlenmiştir. Kohezyonlu zeminlerde üst bölgede negatif yatay basınç elde edilmesi durumunda zeminin çekme gerilmesi taşımadığı kabul edilmiş ve negatif basınçlar hesaplamaya dahil edilmemiştir. Bu nedenle incelenen zemin ve yükleme koşullarına bağlı olarak aktif basınç dağılımı Şekil 1'de gösterildiği üzere üçgen, trapez veya çekme çatlağı bölgesi içeren üçgen biçimde oluşabilmektedir.

Duvara etkiyen bileşke aktif zemin itkisi (P_a), oluşan basınç dağılımının alanından, kuvvetin etki noktası ise ilgili basınç diyagramının ağırlık merkezinden belirlenmiştir. Birden fazla geometrik bileşenden oluşan (trapez) basınç dağılımlarında bileşke kuvvet ve etki noktası süperpozisyon esasına göre hesaplanmıştır.

Kayma ve devrilmeye karşı stabilite, sırasıyla yatay doğrultudaki karşı koyan ve zorlayan kuvvetler ile karşı koyan ve devirici momentlerin oranlanmasıyla değerlendirilmiştir. GS_k kaymaya karşı, GS_d ise devrilmeye karşı güvenlik sayıları olmak üzere Eşitlik (3) ve (4)'te gösterildiği şekilde hesaplanmaktadır.

$$GS_k = \frac{\sum F_{\text{karşı koyan}}}{\sum F_{\text{kaydıran}}} \quad (3)$$

$$GS_d = \frac{\sum M_{\text{karşı koyan}}}{\sum M_{\text{deviren}}} \quad (4)$$

Kayma tahkikinde duvar tabanı ile zemin arasındaki sürtünme ve kohezyon direnci dikkate alınmış, ara yüzey sürtünme açısı her senaryo için $\delta=0.67\phi$ olarak kabul edilmiştir. Duvar önündeki pasif zemin direnci her iki tahkikte de hesaplamalara dahil edilmemiştir. Devrilme tahkikinde duvarın ön alt köşesi dönme noktası olarak alınmıştır. Rankine aktif zemin basıncı ve istinat duvarlarının dış stabilite hesaplarına ilişkin ayrıntılı bilgi için Capper and Cassie (1969), Cernica (1995), Das (2010), Coduto (1999) gibi kaynaklara başvurulabilir.

2.3. Sonuçların Değerlendirilmesi

Hesaplanan kayma ve devrilme güvenlik sayılarının değerlendirilmesinde, limit denge koşulunu temsil eden $GS=1.0$ değeri referans alınmıştır. Buna göre $GS<1.0$ olan durumlar ilgili göçme mekanizması açısından stabil olmayan, $GS\geq 1.0$ olan

durumlar ise stabil durumlar olarak sınıflandırılmıştır. Burada $GS=1.0$ değeri herhangi bir tasarım yönetmeliğinde öngörülen minimum güvenlik koşulunu değil, kayma ve devrilme mekanizmalarının karşılaştırılmasına yönelik teorik sınır denge durumunu ifade etmektedir.

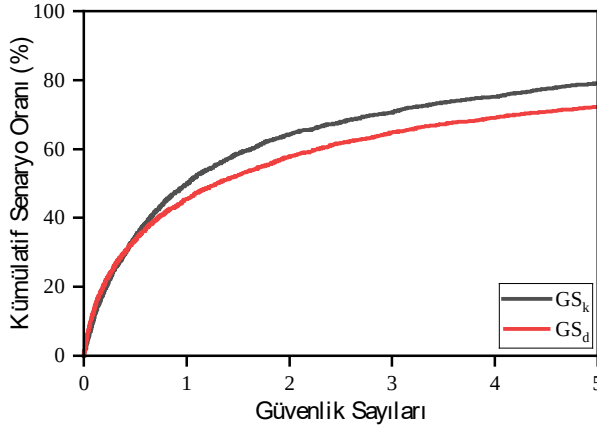
Kayma (GS_k) ve devrilme (GS_d) güvenlik sayıları birlikte değerlendirilerek analiz senaryoları; her iki mekanizma açısından stabil, her iki mekanizma açısından stabil olmayan, yalnızca kayma açısından stabil olmayan ve yalnızca devrilme açısından stabil olmayan durumlar şeklinde sınıflandırılmıştır. Ayrıca her bir senaryoda daha düşük güvenlik sayısına sahip tahkik kontrol edici stabilite mekanizması olarak kabul edilmiştir. Buna göre $GS_k < GS_d$ olması durumunda kayma, $GS_d < GS_k$ olması durumunda ise devrilme daha kritik mekanizma olarak değerlendirilmiştir.

Parametrelerin kayma ve devrilme davranışları üzerindeki etkilerinin karşılaştırılabilmesi amacıyla, her bir parametre değeri için stabil olmayan senaryoların ve kontrol edici stabilite mekanizmalarının yüzdesel dağılımları belirlenmiştir. Analizlerde 2880 senaryonun tamamı değerlendirmeye dahil edilmiş ve herhangi bir sonuç veri setinden çıkarılmamıştır. Bununla birlikte, bazı parametre kombinasyonlarında aktif zemin etkisinin oldukça düşük değerlerde kalması nedeniyle çok yüksek güvenlik sayıları elde edilmiştir. Bu değerlerin grafiklerin ölçeğini ve okunabilirliğini olumsuz etkilemesini önlemek amacıyla sürekli güvenlik sayısı gösterimlerinde $GS=5.0$ üst gösterim sınırı olarak kullanılmış; $GS>5.0$ değerleri sayısal ve kategorik değerlendirmelerde gerçek değerleriyle korunmuştur.

3. BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1. Genel Kayma ve Devrilme Stabilitésinin Değerlendirilmesi

Oluşturulan 2880 analiz senaryosu için hesaplanan kayma ve devrilme güvenlik sayıları genel olarak değerlendirildiğinde, her iki stabilize tahkikinde de stabil ve stabil olmayan durumların veri setinde önemli oranlarda temsil edildiği görülmüştür. Kayma tahkikine göre 1448 senaryo (%50.28) $GS_k \geq 1.0$ koşulunu (stabil) sağlarken, 1432 senaryo (%49.72) $GS_k < 1.0$ (stabil olmayan) değerinde kalmıştır. Devrilme tahkikinde ise 1573 senaryo (%54.62) stabil, 1307 senaryo (%45.38) stabil olmayan durumda belirlenmiştir. Bu sonuçlar, incelenen parametre aralıklarının yalnızca yüksek veya düşük güvenlik düzeylerinde yoğunlaşmadığını, sınır denge durumunun her iki tarafını da kapsayan geniş bir stabilize davranışı oluşturduğunu göstermektedir. Kayma ve devrilme güvenlik sayılarının genel dağılımlarının karşılaştırılabilmesi amacıyla elde edilen kümülatif dağılımlar Şekil 2’de verilmiştir.



Şekil 2. Kayma ve devrilme güvenlik sayılarının kümülatif dağılımı

Şekil 2’de yatay eksen güvenlik sayısını, dikey eksen ise belirli bir güvenlik sayısına eşit veya daha düşük değere sahip

senaryoların toplam analizler içerisindeki kümülatif yüzdesini göstermektedir. Buna göre herhangi bir güvenlik sayısı için eğri üzerinden okunan değer, analiz senaryolarının ne kadarının söz konusu güvenlik düzeyine kadar olan aralıkta yer aldığını ifade etmektedir. Kayma güvenlik sayılarının kümülatif dağılımının devrilme güvenlik sayılarına kıyasla genel olarak daha düşük güvenlik düzeylerinde yoğunlaştığı görülmektedir. Sayısal sınıflandırmaya göre GS=1.0 sınırının altında kalan senaryoların oranı kayma tahkikinde %49.72, devrilme tahkikinde ise %45.38 olarak belirlenmiştir. Bu durum, incelenen senaryolar genelinde kayma açısından stabil olmayan durumların devrilmeye göre bir miktar daha fazla olduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, her iki dağılımın da geniş bir güvenlik sayısı aralığına yayılması, farklı parametre kombinasyonlarının kayma ve devrilme stabilitesinde önemli değişimler meydana getirdiğini göstermektedir. Çok yüksek güvenlik sayılarının grafik ölçeğini olumsuz etkilemesini önlemek amacıyla Şekil 2’de güvenlik sayısı eksenini GS=5.0 ile sınırlandırılmış, bu değer üzerindeki sonuçlar ise sayısal değerlendirmelerde gerçek değerleriyle korunmuştur.

Tablo 2. Kayma ve devrilme tahkiklerinin birlikte değerlendirilmesine göre stabilite durumları

Stabilite durumu	Senaryo sayısı (n)	Oran (%)
Her iki tahkikte stabil	1325	46.01
Her iki tahkikte stabil değil	1184	41.11
Yalnız kayma açısından stabil değil	248	8.61
Yalnız devrilme açısından stabil değil	123	4.27
Toplam	2880	100.00

Tablo 2’ye göre analiz senaryolarının %46.01’inde hem kayma hem de devrilme açısından stabilite koşulu sağlanırken, %41.11’inde her iki güvenlik sayısının da 1.0’ın altında kaldığı belirlenmiştir. Bunun yanında, senaryoların %8.61’inde yalnızca kayma, %4.27’sinde ise yalnızca devrilme açısından stabilite koşulu sağlanamamıştır. Böylece toplam 371 senaryoda (%12.88)

iki tahkikten biri stabilite koşulunu sağlarken diğerinin sağlamadığı görülmüştür. Bu sonuç, kayma ve devrilme kontrollerinin birbirinden bağımsız olarak değerlendirilmesinin gerekliliğini ortaya koymakta ve herhangi bir tahkikte elde edilen yeterli güvenlik düzeyinin diğer stabilite mekanizması için doğrudan bir güvence oluşturmadığını göstermektedir.

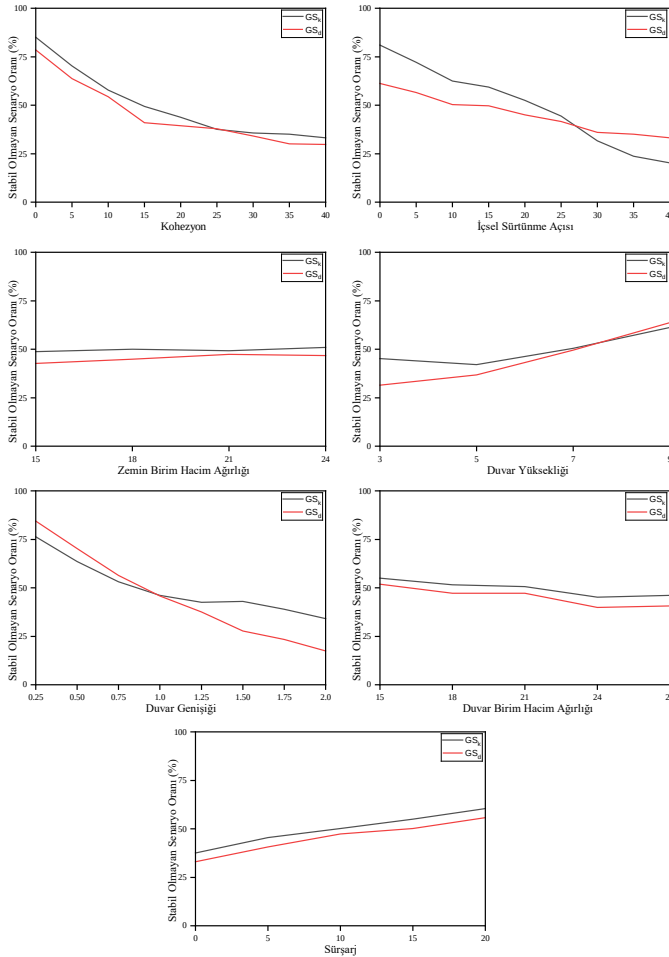
3.2. Analiz Parametrelerinin Kayma ve Devrilme Stabilitesine Etkileri

Genel stabilite sonuçları kayma ve devrilme davranışlarının tüm analiz senaryolarındaki dağılımını ortaya koymakla birlikte, gözlenen farklılıkların hangi zemin, geometri ve yükleme parametreleriyle ilişkili olduğunu tek başına açıklamamaktadır. Bu nedenle, her bir analiz parametresinin farklı değerleri için kayma ve devrilme açısından stabil olmayan senaryoların yüzdesel dağılımları ayrı ayrı değerlendirilmiştir. Her parametre değeri için $GS_k < 1.0$ ve $GS_d < 1.0$ koşullarını sağlayan senaryoların, ilgili parametre değerindeki toplam senaryo sayısına oranı hesaplanmış ve elde edilen sonuçlar Şekil 3'te sunulmuştur.

Kohezyon değerindeki artışın hem kayma hem de devrilme açısından stabil olmayan senaryo oranlarını belirgin biçimde azalttığı görülmüştür (Şekil 3). $c=0$ kPa için kayma açısından stabil olmayan senaryo oranı %85.00, devrilme açısından ise %78.44 olarak belirlenirken, bu oranlar $c=40$ kPa için sırasıyla %33.13 ve %29.69 değerlerine düşmüştür. Azalış eğiliminin özellikle düşük kohezyon değerlerinde daha belirgin olduğu, yüksek kohezyon değerlerinde ise eğrilerin daha yataya yakın seyrettiği görülmektedir. Ayrıca genel olarak çoğu kohezyon değerinde kayma açısından stabil olmayan senaryo oranı devrilmeye göre bir miktar daha yüksek kalmıştır.

İçsel sürtünme açısındaki artış da her iki stabilite tahkikinde stabil olmayan senaryo oranlarını azaltmıştır (Şekil 3).

Ancak bu azalma kayma tahkikinde daha belirgin gerçekleşmiştir. Nitekim $\phi = 0^\circ$ için kayma açısından stabil olmayan senaryo oranı %80.94 iken, $\phi = 40^\circ$ için bu oran %20.31'e gerilemiştir. Aynı aralıkta devrilme açısından stabil olmayan senaryo oranı ise %61.25'ten %33.13'e düşmüştür. Bu durum, içsel sürtünme açısındaki artışın özellikle kayma davranışı üzerinde daha güçlü bir iyileştirici etki oluşturduğunu göstermektedir.



Şekil 3. Analiz parametrelerine bağlı olarak kayma ve devrilme açısından stabil olmayan senaryoların yüzdesel değişimi

Zemin birim hacim ağırlığının etkisi diğer parametrelere kıyasla daha sınırlı kalmıştır (Şekil 3). γ_z değerinin 15–24 kN/m³ aralığında değişmesi durumunda kayma açısından stabil olmayan senaryo oranı yaklaşık %48.75–50.97, devrilme açısından ise %42.64–47.36 aralığında gerçekleşmiştir. Bu sonuç, incelenen aralıkta zemin birim hacim ağırlığının kayma ve devrilme stabilitesi üzerinde belirgin bir farklılaşma oluşturmadığını göstermektedir.

Duvar yüksekliği arttıkça her iki tahkikte de stabil olmayan senaryo oranlarının yükseldiği belirlenmiştir (Şekil 3). H=3 m için kayma ve devrilme açısından stabil olmayan senaryo oranları sırasıyla %45.14 ve %31.39 iken, H=9 m için bu oranlar sırasıyla %61.25 ve %63.75'e yükselmiştir. Özellikle devrilme açısından elde edilen artışın daha belirgin olduğu görülmektedir. Bu durum, duvar yüksekliğinin artmasına bağlı olarak aktif zemin etkisinin büyümesi ve buna karşılık stabilite koşullarının olumsuz etkilenmesi ile ilişkilendirilebilir.

Duvar genişliği artışının stabil olmayan senaryo oranlarını önemli ölçüde azalttığı görülmüştür (Şekil 3). d=0.25 m için kayma ve devrilme açısından stabil olmayan senaryo oranları sırasıyla %76.39 ve %84.44 iken, d=2.0 m için bu oranlar %34.17 ve %17.50'ye düşmüştür. Azalışın her iki tahkikte de belirgin olduğu, ancak devrilme açısından çok daha güçlü bir iyileşme sağlandığı anlaşılmaktadır. Bu sonuç, duvar genişliğindeki artışın duvar ağırlığını ve buna bağlı karşı koyucu etkileri artırmasıyla açıklanabilir.

Duvar birim hacim ağırlığının artışı da genel olarak stabil olmayan senaryo oranlarını azaltmıştır (Şekil 3). $\gamma_d=15\text{kN/m}^3$ için kayma açısından stabil olmayan senaryo oranı %55.03, devrilme açısından ise %51.91 olarak belirlenmiştir. $\gamma_d=27\text{kN/m}^3$ için bu oranlar sırasıyla %46.18 ve %40.63'e gerilemiştir. Bununla birlikte, bu değişimin kohezyon, içsel sürtünme açısı, duvar

yüksekliği veya duvar genişliği kadar belirgin olmadığı görülmektedir.

Sürşarj yükü arttıkça hem kayma hem de devrilme açısından stabil olmayan senaryo oranlarının düzenli biçimde yükseldiği belirlenmiştir (Şekil 3). $q=0$ kPa için kayma ve devrilme açısından stabil olmayan senaryo oranları sırasıyla %37.50 ve %32.99 iken, $q=20$ kPa için bu oranlar %60.42 ve %55.73 değerlerine ulaşmıştır. Bu durum, yüzey yüklemeindeki artışın aktif yanal itkiyi büyüterek her iki stabilite mekanizmasını da olumsuz etkilediğini göstermektedir.

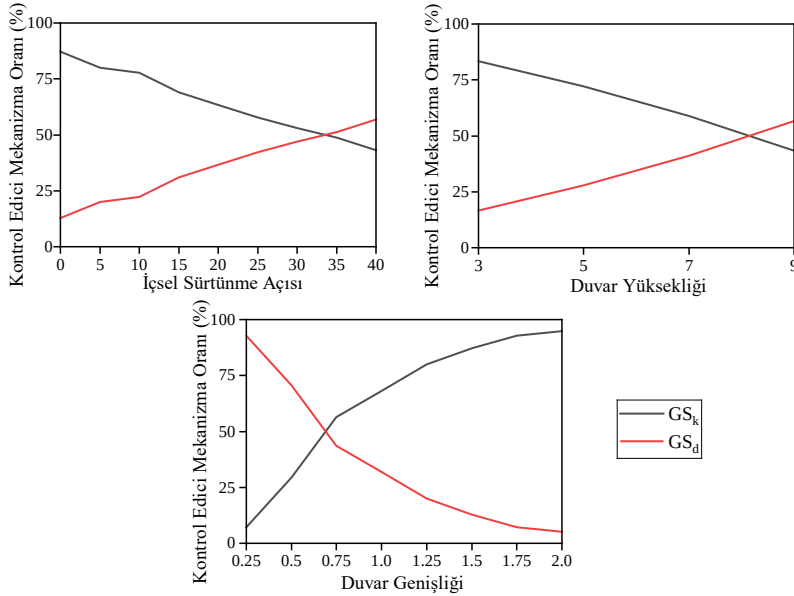
Şekil 3 genel olarak değerlendirildiğinde, kohezyon, içsel sürtünme açısı, duvar yüksekliği, duvar genişliği ve sürşarj yükünün kayma ve devrilme stabilitesi üzerinde daha belirgin değişimler oluşturduğu; zemin birim hacim ağırlığı ile duvar birim hacim ağırlığının etkisinin ise görece daha sınırlı kaldığı görülmektedir. Bununla birlikte, bu değerlendirme kayma ve devrilme davranışlarını ayrı ayrı ele almakta olup, hangi koşullarda hangi mekanizmanın daha kritik hale geldiğini doğrudan göstermemektedir. Bu nedenle, bir sonraki bölümde kayma ve devrilme güvenlik sayıları aynı senaryo içinde karşılaştırılarak kontrol edici stabilite mekanizmasının hangi parametre değerlerinde değiştiği incelenmiştir.

3.3. Kontrol Edici Stabilite Mekanizmasının Değerlendirilmesi

Kayma ve devrilme güvenliklerinin ayrı ayrı değerlendirilmesinin yanı sıra, her analiz senaryosunda hangi stabilite mekanizmasının daha kritik olduğu da incelenmiştir. Bölüm 2.3'te tanımlandığı üzere, $GS_k < GS_d$ olması durumunda kayma, $GS_d < GS_k$ olması durumunda ise devrilme kontrol edici mekanizma olarak kabul edilmiştir. Toplam 2880 senaryonun 1857'sinde (%64.48) kayma güvenlik sayısının, 1023'ünde (%35.52) ise devrilme güvenlik sayısının daha düşük olduğu

belirlenmiştir. Buna göre tüm analizler genelinde kayma daha sık kontrol edici mekanizma olmakla birlikte, senaryoların üçte birinden fazlasında devrilmenin daha kritik olması, kontrol edici mekanizmanın parametre koşullarına bağlı olarak değişebildiğini göstermektedir.

Parametre bazında yapılan değerlendirmede, kontrol edici mekanizmadaki en belirgin değişimlerin içsel sürtünme açısı, duvar yüksekliği ve duvar genişliği ile ilişkili olduğu görülmüştür. Bu üç parametreye göre kayma ve devrilmenin kontrol edici olduğu senaryoların yüzdesel dağılımları Şekil 4'te verilmiştir.



Şekil 4. İçsel sürtünme açısı, duvar yüksekliği ve duvar genişliğine bağlı olarak kontrol edici stabilite mekanizmasının değişimi

İçsel sürtünme açısının düşük değerlerinde kayma belirgin biçimde kontrol edici mekanizma olarak ortaya çıkmıştır. $\phi=0^\circ$ için senaryoların %87.19'unda kayma daha kritik iken, bu oran içsel sürtünme açısının artmasıyla düzenli olarak azalmış ve $\phi=40^\circ$ için %43.13'e gerilemiştir. Buna karşılık devrilmenin

kontrol edici olduğu senaryoların oranı aynı aralıkta %12.81'den %56.88'e yükselmiştir. Kayma ve devrilme mekanizmalarının göreceli üstünlüğünün $\phi = 30^\circ$ ile 35° arasında değiştiği görülmektedir. Bu davranış, içsel sürtünme açısındaki artışın aktif zemin basıncını azaltmasının yanı sıra, $\delta=0.67\phi$ kabulüne bağlı olarak duvar tabanındaki sürtünme direncini de artırması nedeniyle kayma güvenliğinde daha belirgin bir iyileşme meydana gelmesiyle açıklanabilir.

Duvar yüksekliği arttıkça da kontrol edici mekanizmanın kaymadan devrilmeye doğru değiştiği belirlenmiştir. $H=3.0$ m için senaryoların %83.47'sinde kayma kontrol edici iken bu oran $H=5.0$ m için %72.22'ye, $H=7.0$ m için %58.89'a ve $H=9$ m için %43.33'e düşmüştür. Buna karşılık $H=9$ m'de devrilme %56.67 oranla daha sık kontrol edici mekanizma haline gelmiştir. Bu değişim, duvar yüksekliğinin artmasıyla aktif zemin itkisi ve özellikle bu itkinin meydana getirdiği devirici momentin artması sonucunda devrilme davranışının göreceli önem kazanmasıyla ilişkilendirilebilir.

Kontrol edici mekanizmadaki en belirgin değişim duvar genişliği (d) için elde edilmiştir. $d=0.25$ m olduğunda senaryoların yalnızca %7.22'sinde kayma kontrol edici olurken, %92.78'inde devrilme daha kritik durumdadır. Duvar genişliği arttıkça bu dağılım hızla tersine dönmüş; $d=0.75$ m'de kayma %56.39 ile daha sık kontrol edici mekanizma haline gelmiş ve $d=2.0$ m'de bu oran %94.72'ye ulaşmıştır. Dolayısıyla incelenen parametre aralığında kontrol edici mekanizmanın yaklaşık $d=0.50-0.75$ m arasında devrilmeden kaymaya geçtiği görülmektedir. Dikdörtgen kesitli ağırlık tipi duvarda genişliğin artması hem duvar ağırlığını hem de kaymaya karşı direnci artırmakla birlikte, devrilmeye karşı koyan moment üzerinde duvar ağırlığına ek olarak moment kolunun da büyümesi nedeniyle daha güçlü bir etki oluşturmaktadır. Bu nedenle genişliğin artmasıyla devrilme güvenliği kayma güvenliğine göre

daha hızlı gelişmekte ve kayma görelili olarak kontrol edici hale gelmektedir.

Diğer parametreler açısından incelenen değer aralıklarında benzer bir mekanizma değişimi gözlenmemiştir. Kohezyon değerlerine bağlı olarak kaymanın kontrol edici olduğu senaryoların oranı %55.63–71.56, zemin birim hacim ağırlığı için %62.22–65.97 ve duvar birim hacim ağırlığı için %61.98–66.49 aralığında kalmış ve tüm değerlerde kayma daha sık kontrol edici mekanizma olmuştur. Sürşarj yükünün artmasıyla kaymanın kontrol edici olduğu senaryo oranı %72.57'den %58.68'e gerilemekle birlikte, incelenen sürşarj aralığında devrilmenin baskın hale geldiği bir geçiş meydana gelmemiştir.

Genel olarak değerlendirildiğinde, kayma ve devrilme arasındaki kontrol edici mekanizma yalnızca nihai güvenlik düzeyine değil, zemin ve özellikle duvar geometrisine bağlı olarak önemli ölçüde değişmektedir. İncelenen analiz alanında ϕ , H ve özellikle d , kontrol edici stabilite mekanizmasının değişimi açısından en belirgin parametreler olarak ortaya çıkmıştır. Bununla birlikte, belirlenen geçiş aralıklarının çalışmada kullanılan idealize edilmiş duvar geometrisi, parametre değerleri ve Rankine yaklaşımı kapsamında geçerli olduğu ve genel tasarım sınırları olarak değerlendirilmemesi gerektiği göz önünde bulundurulmalıdır.

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, idealize edilmiş dikdörtgen kesitli ağırlık tipi istinat duvarlarının statik koşullar altındaki kayma ve devrilme stabilitesi, Rankine yaklaşımı kullanılarak 2880 analiz senaryosu üzerinden parametrik olarak değerlendirilmiştir. Elde edilen başlıca sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

- Kayma tahkikinde senaryoların %49.72'si, devrilme tahkikinde ise %45.38'i $GS < 1.0$ koşulunda kalmıştır. Bu durum, incelenen parametre aralıklarında kayma açısından stabil olmayan durumların bir miktar daha yaygın olduğunu göstermiştir.
- Senaryoların %46.01'inde her iki tahkik açısından stabilite koşulu sağlanırken, %41.11'inde her iki mekanizma açısından da stabil olmayan sonuç elde edilmiştir. Ayrıca senaryoların %12.88'inde kayma ve devrilme tahkikleri farklı stabilite sonuçları vermiştir.
- Kohezyon ve içsel sürtünme açısındaki artış, kayma ve devrilme açısından stabil olmayan senaryo oranlarını belirgin biçimde azaltmıştır. Özellikle içsel sürtünme açısının kayma stabilitesi üzerindeki etkisinin devrilmeye kıyasla daha belirgin olduğu görülmüştür.
- Duvar yüksekliğinin artması özellikle devrilme açısından stabil olmayan durumların oranını artırırken, duvar genişliğinin artması her iki stabilite mekanizmasını iyileştirmiş ve bu iyileşme devrilme açısından daha belirgin gerçekleşmiştir. Sürşarj yükünün artışı ise her iki mekanizma açısından stabil olmayan senaryoların oranını artırmıştır.
- Tüm analizler genelinde kayma 1857 senaryoda (%64.48), devrilme ise 1023 senaryoda (%35.52) daha kritik mekanizma olarak belirlenmiştir. Bununla birlikte kontrol edici mekanizmanın özellikle içsel sürtünme açısı, duvar yüksekliği ve genişliği değerlerine bağlı olarak değiştiği görülmüştür.
- İncelenen parametre aralıklarında içsel sürtünme açısı ve duvar yüksekliği arttıkça kontrol edici mekanizma kaymadan devrilmeye doğru değişme eğilimi

gösterirken, duvar genişliği arttıkça bunun tersine devrilmeden kaymaya doğru bir geçiş meydana gelmiştir. Bu geçişlerin çalışmada kullanılan model ve parametre aralıklarına özgü olduğu dikkate alınmalıdır.

Genel olarak elde edilen bulgular, kayma ve devrilme davranışlarının yalnızca nihai güvenlik sayıları üzerinden değil, bu güvenlik sayılarının farklı zemin, geometri ve yükleme koşullarına bağlı olarak birbirlerine göre nasıl değiştiği üzerinden de değerlendirilmesinin yararlı olduğunu göstermiştir. Özellikle içsel sürtünme açısı, duvar yüksekliği ve duvar genişliği, kontrol edici stabilite mekanizmasının değişimi açısından belirgin parametreler olarak öne çıkmıştır. Bu yönüyle çalışma, kayma ve devrilme tahkiklerinin birbirinden bağımsız ancak birlikte değerlendirilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır.

Ancak elde edilen sonuçların çalışmada benimsenen model ve kabuller kapsamında değerlendirilmesi gerekmektedir. Analizler idealize edilmiş dikdörtgen kesitli ağırlık tipi bir istinat duvarı, yatay dolgu yüzeyi ve statik yükleme koşulları için gerçekleştirilmiş; yanal zemin basınçlarının belirlenmesinde Rankine yaklaşımı kullanılmıştır. Yeraltı suyu, sismik etkiler, duvar önündeki pasif zemin direnci, taşıma gücü, toptan göçme ve iç yapısal güvenlik değerlendirmeleri çalışma kapsamı dışında tutulmuştur. Ayrıca parametreler belirli ayrık değerlerle temsil edilmiş ve stabilite değerlendirmesinde teorik sınır denge koşulu olan $GS=1.0$ referans alınmıştır. Bu nedenle çalışmada elde edilen yüzdesel dağılımlar ve kontrol edici mekanizmaya ilişkin geçiş aralıkları doğrudan tasarım kriteri veya tasarım aracı olarak kullanılmamalı, yalnızca tanımlanan analiz alanındaki genel davranış eğilimlerini gösteren sonuçlar olarak değerlendirilmelidir.

KAYNAKÇA

- Capper, P. L., & Cassie, W. F. (1969). *The Mechanics of Engineering Soils*. London, England: E. & F.N. SPON.
- Cernica, J. (1995). *Geotechnical Engineering: Soil Mechanics*. New York, USA: John Wiley&Sons Inc.
- Coduto, D. I. P. (1999). *Geotechnical Engineering Principles and Practices*: PRENTICE HALL.
- Coulomb, C. (1776). An attempt to apply the rules of maxima and minima to several problems of stability related to architecture. *Mémoires de l'Académie Royale des Sciences*, 7, 343-382.
- Das, B. M. (2010). *Principles of Geotechnical Engineering, 7th Edition*: Cengage learning.
- Köktan, U. (2024). *Konsol İstinat Duvarlarının Dinamik Davranışının Yapay Zeka Yöntemleriyle Belirlenmesi*. (Doktora Tezi). Ondokuz Mayıs Üniversitesi, Samsun, Türkiye.
- Kramer, S. L. (1996). *Geotechnical earthquake engineering*: Pearson Education India.
- Özkan, M. Y. (2017). *Zemin Dinamiğine Giriş*: Nobel Akademik.
- Rankine, W. J. M. (1857). II. On the stability of loose earth. *Philosophical transactions of the Royal Society of London*(147), 9-27.

NEHİR BİRLEŞİM NOKTALARININ ÜÇ BOYUTLU HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ İLE MODELLENMESİ¹

Tutku Ezgi YÖNTER²

Ali ERCAN³

1. GİRİŞ

İki veya daha fazla nehir kolunun birleştiği nehir birleşim noktaları, önemli miktarda su ve sedimentin birleşerek ana kanala aktığı kritik noktalardır (Best, 1987). Yirminci yüzyılın ortalarından itibaren, nehir birleşim noktalarındaki akım dinamiklerinin araştırılması ve anlaşılmasına yönelik çeşitli çalışmalar gerçekleştirilmiştir (Taylor, 1944; Best, 1987; Rice vd., 2008; Shen vd., 2022). Nehir birleşim noktalarındaki akım davranışını inceleyen çok sayıda çalışma bulunmasına rağmen, bu bölgelerdeki baskın akım özelliklerini tanımlayan ve yaygın olarak kabul gören bir modele halen ihtiyaç duyulmaktadır (Best, 1987). Böyle bir model; sediment taşınımının, birikim desenlerinin, taban morfolojisinin ve nehir birleşim noktalarının tasarımında dikkate alınması gereken hususların anlaşılmasına katkı sağlayabilir.

Yönter (2023), Ohio ve Mississippi nehirlerinin birleşim bölgesini içeren gerçek bir durum için HEC-RAS kullanarak

¹ Tutku Ezgi Yönter'in "Modeling of River Flow and Flow Dynamics Near Junctions" başlıklı yüksek lisans tezinden üretilmiştir.

² Yüksek mühendis, Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, ORCID: 0000-0002-4773-9334.

³ Doç. Dr., Orta Doğu Teknik Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, ORCID: 0000-0003-1052-4302.

duyarlılık analizi gerçekleştirmiştir. Sonuçlar, HEC-RAS gibi tek boyutlu bir modelin iki nehir kolunun birleştiği durumlarda genel akım özelliklerini güvenilir şekilde temsil edebildiğini; ancak tek boyutlu modellerin basitleştirilmiş yapısı nedeniyle birleşim bölgesindeki ayrıntılı akım davranışının tam olarak belirlenemediğini göstermiştir. Bu nedenle, küçük ölçekli üç boyutlu analizlerin gerçekleştirilmesi, nehirlerin birleşim noktaları yakınındaki akım davranışının daha ayrıntılı olarak anlaşılmasına katkı sağlayabilir. Bu amaç doğrultusunda, burada Yöner (2023)'in rapor ettiği üç boyutlu Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) analizleri incelenmiştir.

Açık kanal serbest yüzeyli akımını temsil etmek amacıyla HAD aracı olarak FLOW-3D kullanılmıştır. FLOW-3D, hidrostatik olmayan Navier-Stokes denklemlerinin çözüldüğü ve hesaplama hızı, doğruluk ve kullanım kolaylığı açısından güçlü çözümler sunan bir HAD çözücüsüdür (Kim vd., 2022). Çözüm sürecinde akışkanın düşey ivmelerine ilişkin herhangi bir varsayım yapılmamaktadır. Yazılım, ağ oluşturmak için yapılandırılmış dikdörtgen hesaplama ağları kullanmış ve her bir kontrol hacminin ayrı bir eleman olarak tanımlanmasına olanak sağlamıştır. Açık kanal akımı çok fazlı bir bölge olarak ele alındığından, serbest yüzey FLOW-3D'de Akışkan Hacmi (Volume of Fluid, VOF) ve FAVOR yöntemleri kullanılarak modellenmiştir. Bu yöntemlere ilişkin ayrıntılı bilgi için Flow Science, Inc. (2019) incelenebilir.

Serbest yüzeyin takibi üç aşamada gerçekleştirilmiş ve herhangi bir hesaplama hücresindeki yüzey, hesaplama ağı içerisinde keskin bir ara yüz olarak belirlenerek izlenmiştir. Bu işlem, akışkan hacim oranının tanımlanmasıyla gerçekleştirilmiştir. Buna göre, hesaplama alanındaki her hücre bir hacim oranı değerine sahiptir; boş hücrelerde bu değer 0, tamamen akışkanla dolu hücrelerde ise 1'dir. Daha sonra, tek akışkan-boşluk yaklaşımı kullanılarak serbest yüzeye sınır koşulu

uygulanmıştır. Yazılım tarafından tanımlanan serbest yüzey ara yüzü, kullanıcının yalnızca tek bir akışkan fazını tanımlamasına olanak sağlamaktadır. Simülasyonların tamamlanmasının ardından sonuçların son işlemesi, FLOW-3D verileri için özel olarak geliştirilmiş bir son işlem yazılımı olan FlowSight kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Bu bölümde oluşturulan HAD modelleri ve bunlara ait sonuçlar sunulacaktır. İlk olarak, iki kanalın birleşim noktası için ağ bağımsızlığı analizi gerçekleştirilecek ve elde edilen sonuçlar değerlendirilecektir. Çok fazlı akış sistemini daha düşük hesaplama maliyetiyle ve kabul edilebilir doğrulukta çözebilme kapasitesi dikkate alınarak en uygun hesaplama ağı seçilecektir. Daha sonra, seçilen türbülans modellerinin sonuçlar üzerindeki etkileri tartışılacaktır. Bu amaçla, birçok HAD yazılımında yaygın olarak kullanılan standart k- ϵ , k- ω ve RNG k- ϵ türbülans modelleri kullanılacaktır. Türbülans modellerinin çözüm üzerindeki etkileri, iki kanalın 90° açılı ile birleştiği bir model üzerinden analiz edilecektir. Sonraki analizler, bu değerlendirme sonucunda seçilen türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilecektir.

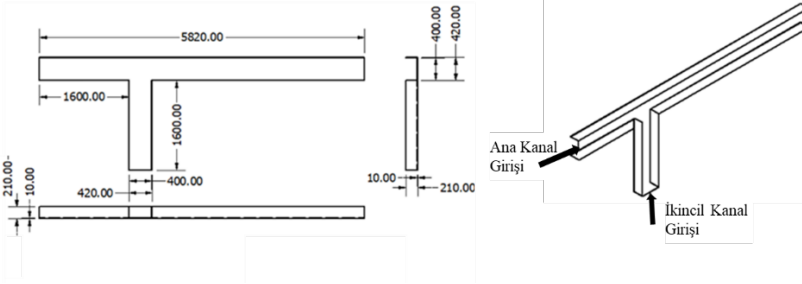
Ardından, seçilen türbülans modeli ve hesaplama ağı kullanılarak 60° ve 30° birleşim açlarına sahip kanal modelleri için de analizler gerçekleştirilecek ve birleşim açısının akım dinamikleri üzerindeki etkisi incelenecektir. Özellikle nehir birleşim bölgesi yakınında derinlik ortalamalı hız, türbülans kinetik enerjisi (TKE), yüzey hızı, toplam hidrolik yük ve Froude sayısı gibi parametreler incelenecektir.

2. MODEL KURULUMU

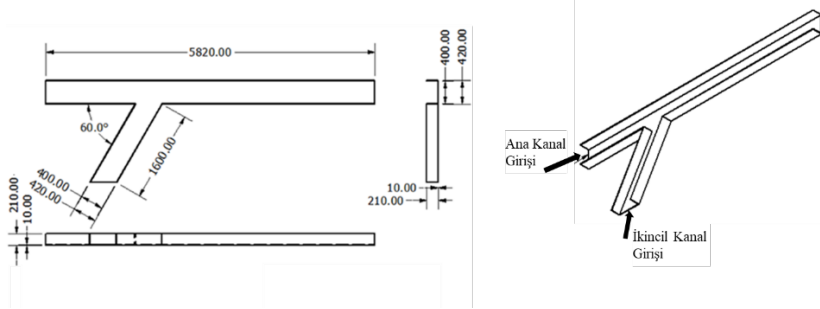
Bu çalışmada, Autodesk Inventor kullanılarak 90°, 60° ve 30° kanal birleşimlerini temsil eden üç farklı model geometrisi oluşturulmuştur (Şekil 1). Aşağıdaki şekillerde bu geometriler ve

bunlara karşılık gelen kanal boyutları milimetre cinsinden gösterilmektedir. Bu çalışma kapsamında oluşturulan üç kanal geometrisinde taban eğimi sıfır olarak alınmıştır. Bunun nedeni, nehir birleşim bölgesinin yalnızca küçük bir kısmının modellenmesi ve birleşim noktası yakınında kanal eğiminin ihmal edilebilir kabul edilmesidir. Aşağıda verilen geometriler bir ana kanal ve bir yan koldan oluşmaktadır. Ana kanalın uzunluğu 5,82 m, yan kolun uzunluğu ise 1,60 m'dir. Ana kanalın giriş ve çıkış sınırları, yan kolun birleşim noktasından 1,60 m uzaklıkta konumlandırılmıştır.

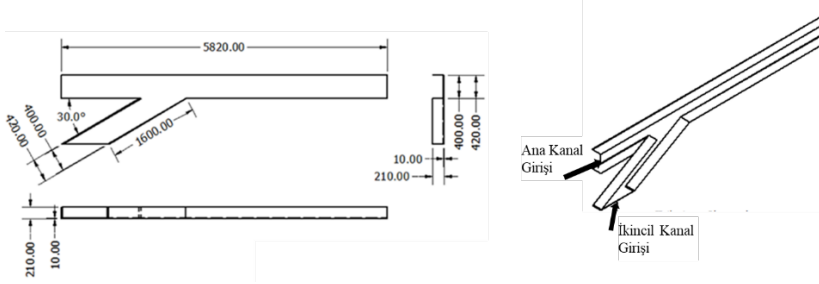
a)



b)



c)



Şekil 1. Autodesk Inventor kullanılarak oluşturulan a) 90°, b) 60°, c) 30° kanal birleşim modeli. Boyutlar milimetre cinsinden verilmiş olup modelin plan ve yan görünüşleri ilgili ölçülerle birlikte sunulmaktadır.

Ana kanal ve yan kol için kanal genişliği ve derinliği sırasıyla 0,40 m ve 0,20 m olarak tanımlanmıştır. Kanal duvarlarının kalınlığı tüm model boyunca 0,01 m olarak alınmıştır. Şekil 1a'da, analizlerin büyük bölümünde kullanılan birleşim geometrisi sunulmaktadır. Şekil 1b'de ise ana kanal ile yan kol arasındaki açının 60° olduğu kanal birleşim geometrisi gösterilmektedir. Kanal boyutları birleşim geometrisiyle aynı tutulmuştur. Şekil 1c'de 30° birleşim açısına sahip kanal birleşim geometrisi gösterilmektedir. Her üç şekilde de boyutlar milimetre cinsinden verilmiştir. Ana kanal ve yan kol uzunlukları, birleşim geometrilerinde kullanılan uzunluklarla aynı tutulmuştur. İki kanal arasındaki birleşim açısı azalmasına rağmen yan kol uzunluğu sabit tutulmuştur. Her iki kanalda karşılaştırılabilir Froude koşullarının oluşturulmasını kolaylaştırmak amacıyla dikdörtgen kesit kullanılmıştır (Hager, 1989). Tüm model geometrileri oluşturulduktan sonra FLOW-3D geometri düzenleyicisine aktarılmış; burada gerekli model girdileri tanımlanmış ve hesaplama ağı oluşturulmuştur.

3. AĞ BAĞIMSIZLIĞI

Almohammadi vd. (2013), yuvarlama, iterasyon ve ayırıklaştırma hataları gibi çeşitli faktörlerden kaynaklanan hataların azaltılmasında hesaplama ağının iyileştirilmesinin etkili bir yöntem olduğunu belirtmektedir. Chirica vd. (2019) tarafından ifade edildiği üzere, yüksek kaliteli bir hesaplama ağı, çözücünün daha düşük hesaplama maliyetiyle doğru sonuçlar elde etmesini sağlayan temel aşamalardan biridir. Buna karşılık, düşük kaliteli bir hesaplama ağı, güvenilir sonuçların elde edilmesini ve çözümün yakınsamasını olumsuz yönde etkileyebilir.

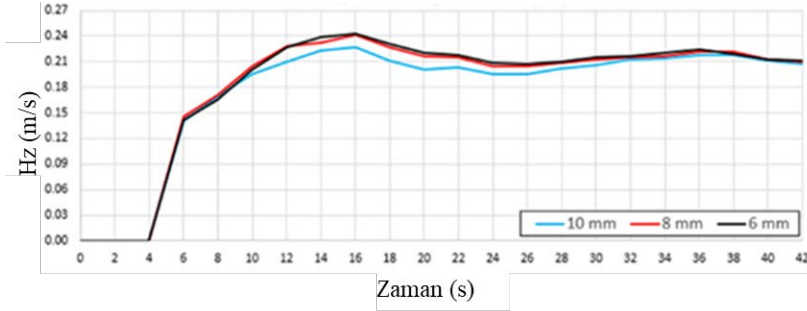
Ağ boyutu küçüldükçe ve hesaplama hücresi sayısı arttıkça çözümün daha doğru bir sonuca yakınsaması nedeniyle dinamik basıncın tepe değerlerinin daha iyi temsil edilmesi beklenmektedir (Chirica vd., 2019). Bates vd. (2005), ağ bağımsızlığı analizinin, ağ çözünürlüğünün kademeli olarak artırılması yoluyla kesme hatalarının sistematik olarak değerlendirilmesine ve çözüm doğruluğunun kontrol edilmesine olanak sağladığını belirtmektedir. Bununla birlikte, özellikle akım alanının daha ayrıntılı çözülmesi gereken bölgelerinde ağ bağımsızlığını sağlamak için çok sayıda hesaplama hücresine ihtiyaç duyulabilir. Bu durum hesaplama maliyetinin önemli ölçüde artmasına neden olabilir.

Bu çalışmada ağ bağımsızlığı analizi, kanal birleşim modeli için k - ϵ türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Yatay düzlemde 6 mm (ince), 8 mm ve 10 mm (kaba) olmak üzere üç farklı ağ boyutu kullanılmıştır.

FLOW-3D'nin, tolerans kabul edilebilir yakınsama aralığına ulaştığında kullanıcıya “çözüm kararlı duruma yaklaşmıştır” uyarısı verdiği görülmüştür. Bu analizde, denge durumundaki çözüme daha kısa simülasyon süresinde ulaşılması amaçlandığından, her bir simülasyon denge koşullarına

yaklaşıldığında sonlandırılmıştır. FLOW-3D, farklı hidrolik değişkenlere ilişkin verilerin elde edilebilmesi için kullanıcıların noktasal ölçüm konumu tanımlamasına olanak sağlamaktadır. Bu ağ bağımsızlığı analizinde ölçüm noktası, akım çizgilerinin birbirine paralel olduğu kanalın mansap ucunda seçilmiştir. Denge durumuna ulaşılmıncaya kadar bu noktada elde edilen hız değerlerinin zamana bağlı değişimi Şekil 2’de gösterilmektedir.

Altı ve sekiz milimetrelik ağ boyutlarıyla elde edilen hızlar arasındaki fark %1,15, sekiz ve on milimetrelik ağ boyutları arasındaki fark ise %1,01 olarak hesaplanmıştır. Bu değerler, 10 mm ağ boyutunun bu çalışma için yeterli ağ bağımsızlığı sağladığını göstermektedir. Simülasyon süresi 6 mm ağ boyutu için 6 saat 46 dakika, 10 mm ağ boyutu için ise 55 dakika olmuştur. Bu nedenle, sonraki bölümlerde gerçekleştirilen simülasyonlarda 10 mm ağ boyutu kullanılmıştır.



Şekil 2. 6 mm (2,735,007 hücre), 8 mm (715,600 hücre), ve 10 mm (593,600 hücre) ağ boyutları için hız değerlerine göre ağ bağımsızlığı analizi.

10 mm ağ boyutu için toplam hesaplama hücresi sayısı 90°, 60° ve 30° birleşimler için sırasıyla 593,600, 1,236,600 ve 1,250,400 olarak belirlenmiştir. Hesaplama ağlarının oluşturulmasının ardından, her bir model için başlangıç su derinliği 0,10 m olarak tanımlanmıştır. Simülasyon süresi, sistemin denge durumuna ulaşması için yeterli olacak şekilde 120 saniye olarak belirlenmiştir.

Ana kanal ve yan kol girişlerinde sınır koşulu olarak “hız (velocity)” seçilmiş ve başlangıç hızları 0,10 m/s olarak tanımlanmıştır. Kanal duvarlarında “duvar (wall)” sınır koşulu kullanılmıştır. Ana kanalın mansap ucundaki çıkış sınırı süreklilik sınır koşulu olarak tanımlanmıştır. Son olarak, serbest yüzey için simetri sınır koşulu uygulanmıştır.

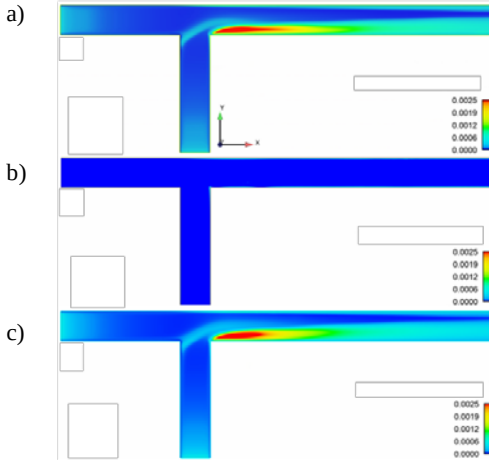
4. TÜRBÜLANS MODELLERİ

Bu bölümde, nehir birleşim noktaları yakınındaki akım dinamiklerinin modellenmesinde standart k- ϵ , k- ω ve RNG k- ϵ olmak üzere üç farklı türbülans modelinin performansı yalnızca 90° nehir birleşimi için incelenmiştir. Önceki bölümde belirtildiği üzere, modellerin denge durumuna ulaşma süreleri farklılık göstermektedir. Aşağıdaki şekillerde her bir durum için denge koşullarında elde edilen sonuçlar sunulmaktadır. Bu bölümde farklı akım parametreleri incelenmiş ve türbülans modellerinin çözüm sonuçları üzerindeki etkileri karşılaştırılarak en uygun türbülans modeli belirlenmiştir. Seçilen model sonraki analizlerde kullanılmıştır. Wilcox’a (2010) göre, bu çalışmada ele alınan türbülans modellerinin her birinin güçlü ve zayıf yönleri bulunmakta olup model seçimi, incelenen akım koşullarına ve istenen doğruluk düzeyine bağlıdır.

Standart k- ϵ türbülans modeli, türbülans kinetik enerjisi ve disipasyon oranına ilişkin denklemleri çözen, hesaplama açısından verimli iki denklemlilik bir modeldir (Menter, 1994). k- ω türbülans modeli, akım ayrılması ve yeniden bağlanma gibi karmaşık akım özelliklerini tahmin etme yeteneğiyle bilinmektedir. Bununla birlikte, geçiş akımlarının tahmininde daha düşük doğruluk gösterebilmekte ve standart k- ϵ modeline göre daha yüksek hesaplama maliyeti gerektirebilmektedir (Pope, 2000). Speziale ve Thangam’a (1992) göre, RNG k- ϵ türbülans modeli, standart k- ϵ modelinin geliştirilmiş bir versiyonudur. Bu

model, yüksek türbülans seviyelerine sahip akımlarda standart $k-\varepsilon$ modeline göre daha doğru sonuçlar verebilmekle birlikte, hesaplama maliyeti daha yüksektir ve belirli akım koşulları için ek kalibrasyon gerektirebilir (Abbaspour & Kia, 2014).

Bu modellerin performanslarını değerlendirmek amacıyla, bölümün devamında denge koşullarındaki farklı akım parametreleri karşılaştırılmıştır. Denge durumuna standart $k-\varepsilon$, $k-\omega$ ve RNG $k-\varepsilon$ modellerinde sırasıyla 67, 120 ve 74 saniyede ulaşılmıştır. Aşağıdaki şekillerde, 10 mm ağ boyutu kullanılarak modellenen 90° nehir birleşiminin plan görüşleri sunulmaktadır. Şekil 3'te, üç türbülans modeliyle elde edilen türbülans kinetik enerjisi (TKE) değerleri aynı ölçek kullanılarak karşılaştırılmıştır. TKE değerlerinin standart $k-\varepsilon$ ve RNG $k-\varepsilon$ modellerinde, $k-\omega$ modeline kıyasla daha belirgin olduğu görülmektedir. $k-\omega$ modeli, incelenen geometri ve akım koşullarında diğer iki türbülans modeliyle karşılaştırıldığında serbest yüzeydeki TKE değerlerini daha düşük tahmin etmektedir.



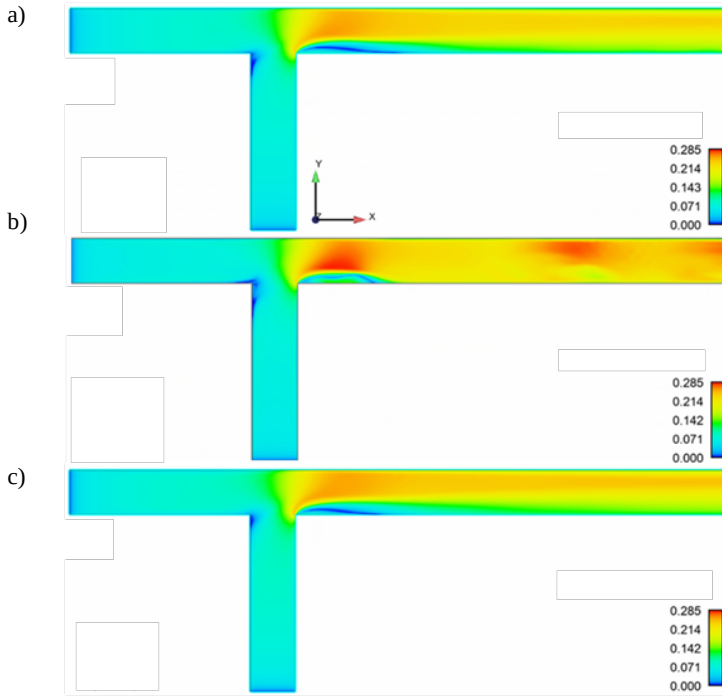
Şekil 3. 90° nehir birleşimi için üç farklı türbülans modeli kullanılarak elde edilen türbülans kinetik enerjisi (J/kg) dağılımlarının plan görüşü: a) standart $k-\varepsilon$, b) $k-\omega$ ve c) RNG $k-\varepsilon$.

Bu üç türbülans modeliyle elde edilen hız profillerine ait akım çizgileri Şekil 4’te gösterilmektedir. En dinamik akım çizgisi yapısı $k-\omega$ türbülans modeli ile elde edilmiştir. Akım ayrılma bölgesi yakınında oluşan vortekslerin simülasyon boyunca ileri ve geri yönde hareket ettiği gözlenmiştir. Bu vortekslerin şekli, genişlik ve uzunluk açısından zamanla değişkenlik göstermiştir. Standart $k-\epsilon$ modeli kısmen dinamik bir akım yapısı sergilerken, RNG $k-\epsilon$ modeli simülasyon boyunca daha kararlı bir yapı göstermiştir. RNG $k-\epsilon$ modelinde çözümün, diğer türbülans modellerine kıyasla denge durumuna daha erken ulaştığı gözlenmiştir.



Şekil 4. 90° nehir birleşimi için üç farklı türbülans modeli kullanılarak elde edilen akım çizgilerinin plan görünüşü: a) standart $k-\epsilon$, b) $k-\omega$ ve c) RNG $k-\epsilon$.

Şekil 5’te üç farklı türbülans modeli için elde edilen yüzey hızları gösterilmektedir. Nehir birleşim noktasının hemen mansabında meydana gelen akım ayrılması, bu bölgede oluşan vorteks nedeniyle belirgin şekilde görülmektedir. Standart k- ϵ ve RNG k- ϵ modellerinin sonuçları birbirine oldukça yakın olup yeniden bağlanma uzunlukları yaklaşık olarak aynı bölgede oluşmuştur. Yeniden bağlanma uzunluğu, akımın bir engelle karşılaşması sonucunda yüzeyden ayrıldığı noktadan, akımın yüzeye yeniden bağlandığı noktaya kadar mansap yönündeki mesafe olarak tanımlanmaktadır (Graziani vd., 2017).

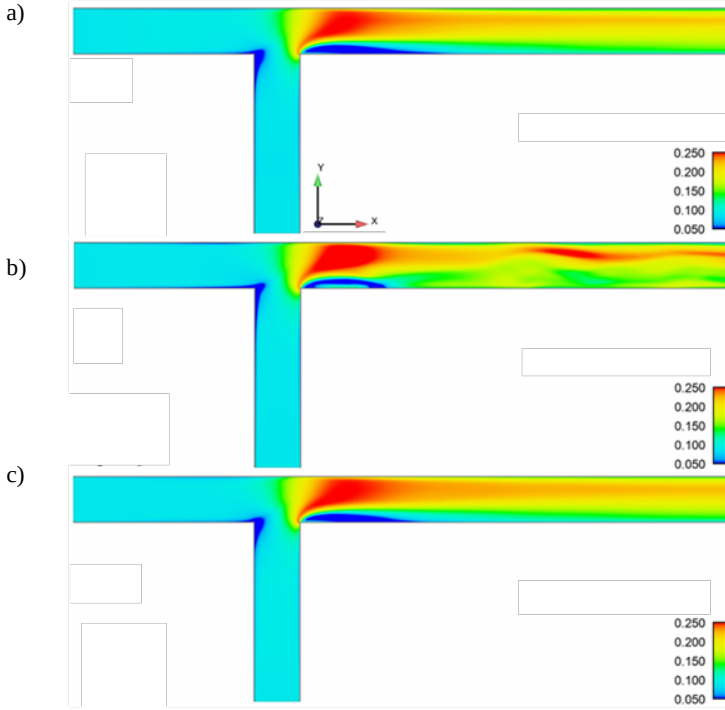


Şekil 5. 90° nehir birleşimi için üç farklı türbülans modeli kullanılarak elde edilen yüzey hızlarının (m/s) plan görünüşü: a) standart k- ϵ , b) k- ω ve c) RNG k- ϵ .

Akım bir engelle karşılaştığında hız kaybeder ve engelin oluşturduğu ters basınç gradyanını aşamaz. Bunun sonucunda,

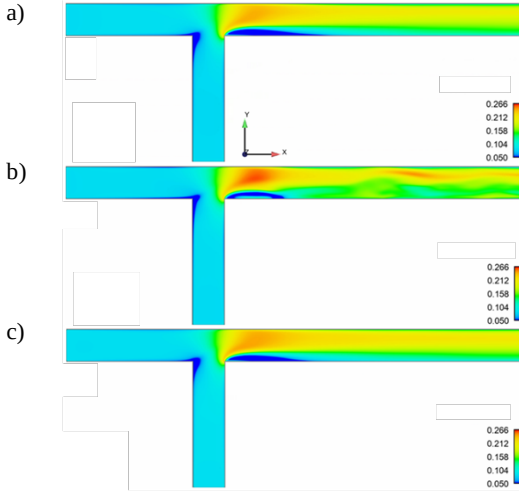
ayrılma kabarcığı (separation bubble) olarak adlandırılan ters yönlü akım bölgesi oluşur (Nezu & Nakagawa, 1989). Şekil 6'da bu modellerle elde edilen derinlik ortalamalı hızlar gösterilmektedir. $k-\omega$ modelinde hız dağılımının salınımlı bir davranış sergilediği görülmektedir. Bu durum, $k-\omega$ modelinin dinamik yapısından kaynaklanmakta olup simülasyon süresi daha uzun tutulmasına rağmen vorteks merkezlerinin hareketi nedeniyle çözüm zamana bağlı değişkenliğini sürdürmektedir.

Simülasyonlar, ana kanal ve yan kolda subkritik akım koşullarında gerçekleştirilmiştir. Birleşim bölgesindeki akımlara ait Froude sayıları Şekil 7'de gösterilmektedir. Standart $k-\varepsilon$ ve RNG $k-\varepsilon$ modelleri, $k-\omega$ modeline kıyasla birbirine benzer sonuçlar vermiştir. Standart $k-\varepsilon$ ve RNG $k-\varepsilon$ modellerinin yüzey hızları, derinlik ortalamalı hızlar ve Froude sayıları açısından benzer davranış gösterdiği görülmektedir. Ayrıca, modellerden elde edilen toplam hidrolik yük dağılımları karşılaştırılmıştır. Şekil 8'de üç türbülans modeli için elde edilen toplam hidrolik enerji yük dağılımları gösterilmektedir. Şekil 8'deki lejant ölçeği dar bir değer aralığında oluşturulmuştur. Bunun nedeni, toplam hidrolik yükteki değişimlerin oldukça küçük olmasıdır. Kanalların sıfır taban eğimiyle modellenmesi ve giriş hızlarının aynı olması nedeniyle toplam hidrolik yükte meydana gelen değişimler ihmal edilebilir düzeyde kalmıştır.

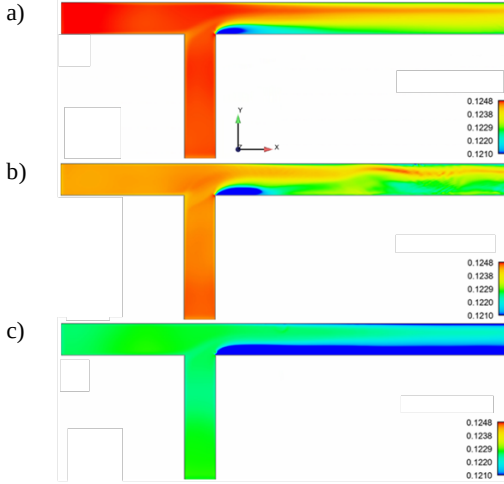


Şekil 6. 90° nehir birleşimi için üç farklı türbülans modeli kullanılarak elde edilen derinlik ortalama hızların (m/s) plan görünüşü: a) standart k-ε, b) k-ω ve c) RNG k-ε.

Bu bölümde üç farklı türbülans modeli incelenmiş ve sonuçları değerlendirilmiştir. Standart k-ε modeli, denge durumuna ulaşmak için gereken hesaplama süresi ve nehir birleşim bölgesindeki akımın dinamik özelliklerini temsil etme kapasitesi dikkate alınarak seçilmiştir. Bir sonraki kısımda, birleşim açısının akım özellikleri üzerindeki etkisine yönelik analizler gerçekleştirilecek ve sonuçları sunulacaktır. Standart k-ε modelinin daha düşük hesaplama süresi gerektirmesi ve literatürle uyumlu akım özelliklerini temsil edebilmesi nedeniyle, bu analizlerde standart k-ε türbülans modeli ve 10 mm ağ boyutu kullanılacaktır.



Şekil 7. 90° nehir birleşimi yakınında üç farklı türbülans modeli kullanılarak elde edilen Froude sayılarının plan görünüşü: a) standart k- ϵ , b) k- ω ve c) RNG k- ϵ .



Şekil 8. 90° nehir birleşimi için üç farklı türbülans modeli kullanılarak elde edilen hidrolik enerji dağılımlarının plan görünüşü: a) standart k- ϵ , b) k- ω ve c) RNG k- ϵ .

5. BİRLEŞİM AÇILARI

Rice vd. (2008), özellikle açılı birleşimler dikkate alındığında, doğal nehir birleşim noktalarına yönelik çalışmaların sınırlı olduğunu belirtmiştir. Birleşim açısı ve debi oranı, birleşim bölgesi yakınında oluşan akım bölgelerini etkileyen başlıca faktörlerdir (Rice vd., 2008). Best ve Reid (1984), bu değişkenlerin akım ayrılma bölgesinin boyutları üzerindeki etkisini ortaya koymuş ve birleşim açısı veya debi oranı arttıkça ayrılma bölgesinin genişlediğini ve birleşim bölgesindeki akım dinamikleri üzerindeki etkisinin giderek arttığını belirtmiştir.

Bu bölümde, birleşim açısının akım dinamikleri üzerindeki etkisi, daha önce seçilen standart k - ε türbülans modeli ve 10 mm ağ boyutu kullanılarak sayısal olarak incelenmiştir. Tüm olası birleşim açılarının incelenmesi pratik olmadığından, 90° , 60° ve 30° olmak üzere üç farklı birleşim açısı ele alınmıştır. Modellerin boyutları, bu üç farklı birleşim geometrisinin gösterildiği *Model Kurulumu* kısmında verilmiştir.

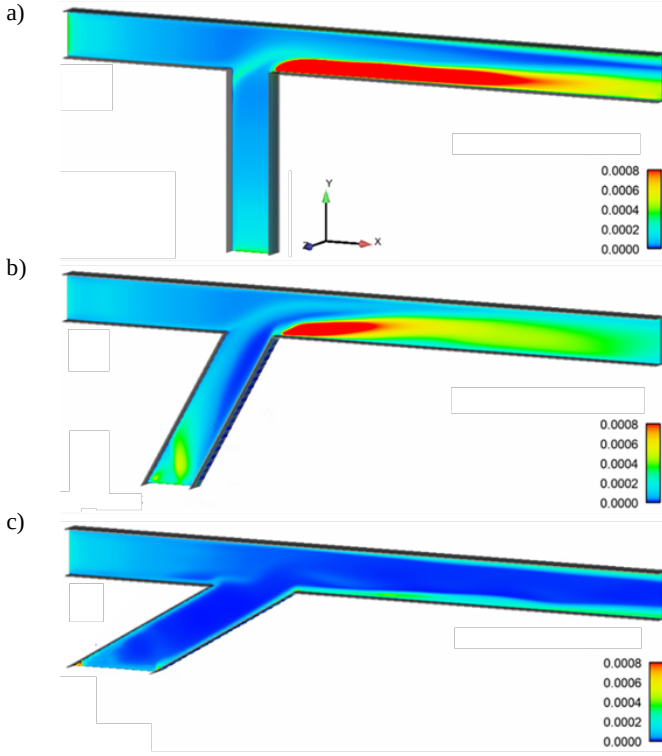
Bu bölümde, farklı model parametreleri incelenerek birleşim açısının akım dinamiklerinde meydana getirdiği değişimler değerlendirilecektir. Birleşen akımlar nedeniyle oluşan karakteristik akım bölgeleri incelenecek ve elde edilen sonuçlar literatürdeki bulgularla karşılaştırılacaktır. Giriş sınırlarındaki akım koşulları dikkate alınarak, ana kanal ve yan kol için giriş hızları 0,1 m/s, başlangıç su derinliği ise 0,10 m olarak belirlenmiştir. Kanallardaki akım subkritik akım koşullarındadır. Birleşim açısının akım dinamikleri üzerindeki etkisi; plan görünüşü ve enkesit görünüşü analizleri kullanılarak incelenecektir.

5.1. Plan Görünüşü Analizleri

Şekil 9'da 90° , 60° ve 30° birleşim açıları için türbülans kinetik enerjisinin plan görünüşündeki dağılımı gösterilmektedir. Birleşim açısı azaldıkça türbülans kinetik enerjisinin de azaldığı

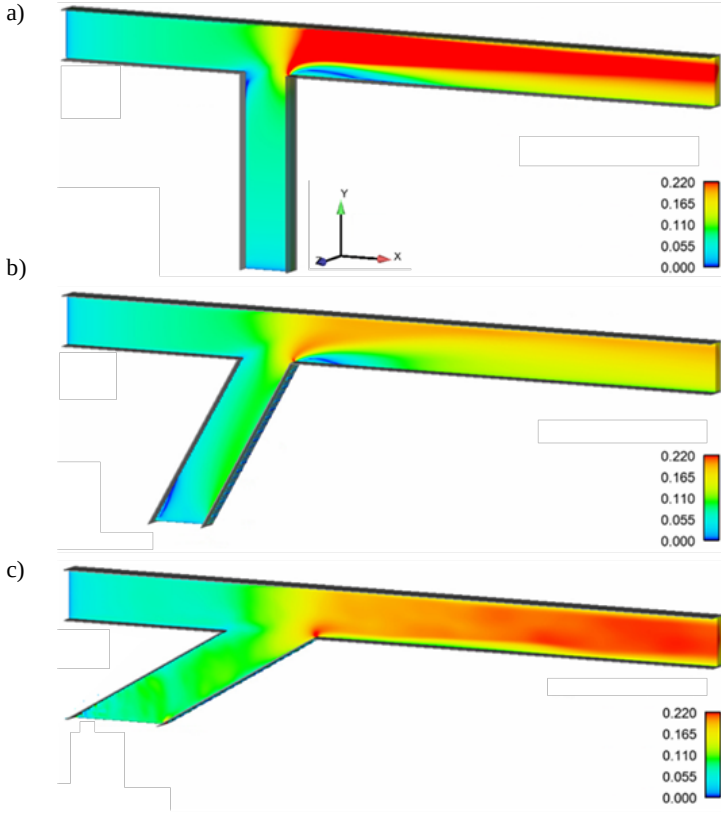
görülmektedir. 90° birleşim açısında, iki koldan gelen akımlar birbirleriyle daha büyük bir açıyla karşılaşmakta ve bunun sonucunda geniş bir akım ayrılma bölgesi oluşmaktadır. 60° birleşim açısında bu ayrılma bölgesinin daha küçük olduğu ve türbülans kinetik enerjisinin mansap kesiminde kanal genişliği boyunca dağıldığı görülmektedir. 30° birleşim açısında ise türbülans kinetik enerjisi ağırlıklı olarak mansap kesimindeki duvar yakınlarında gözlenmektedir. TKE'nin maksimum değerine birleşim bölgesinden daha uzakta ulaştığı görülmektedir. Oluşan vorteksin kalınlığı ve genişliği üç birleşim açısı için farklılık göstermektedir.

Şekil 10'da üç farklı birleşim açısı için elde edilen yüzey hızları sunulmaktadır. Aynı lejant ölçeği kullanıldığında, en yüksek yüzey hızının 90° kanal birleşiminde duvar boyunca olduğu ve mansap yönünde bu bölge boyunca ilerlediği görülmektedir. Birleşim noktası yakınında oluşan vorteks nedeniyle, bu bölgede ince bir tabaka boyunca hız büyüklüğü 0 m/s'ye yakın değerlere düşmektedir. 30° kanal birleşiminde ise hızın kanal genişliği boyunca daha düzenli bir şekilde dağıldığı gözlenmektedir.



Şekil 9. Standart k-ε modeli kullanılarak elde edilen türbülans kinetik enerjisinin (J/kg) plan görünüşü: a) 90°, b) 60° ve c) 30° nehir birleşimleri.

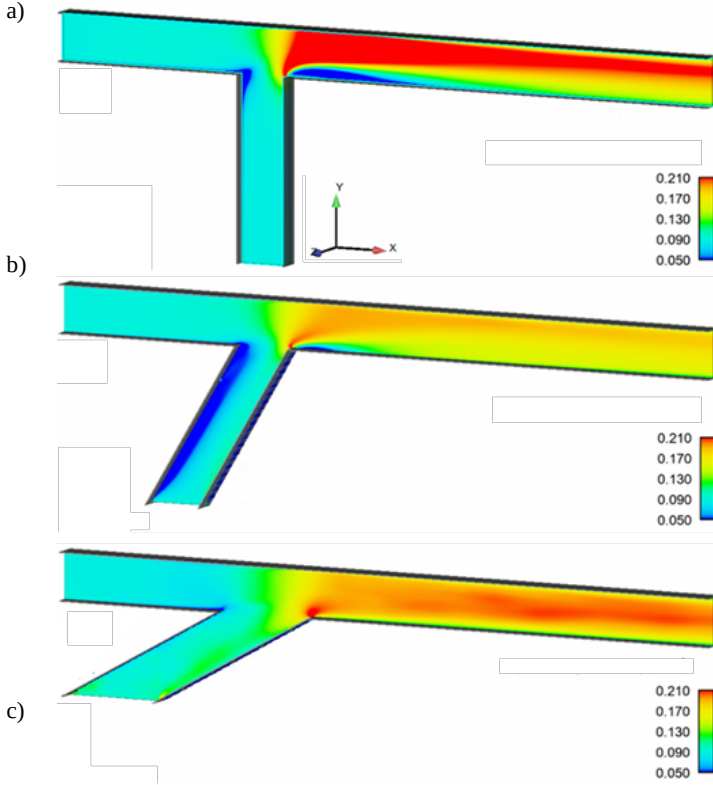
Derinlik ortalamalı hızlar Şekil 11’de sunulmakta olup, farklı birleşim açıları arasındaki değişimler açıkça görülmektedir. Şekil 11a’de gösterilen 90° birleşim açısında, birleşim noktası yakınında iç ve dış duvar bölgelerindeki derinlik ortalamalı hızların farklılaşması nedeniyle kayma tabakası belirgin şekilde gözlenmektedir. Literatürde tanımlanan karakteristik akım bölgeleri 90° birleşimde açıkça görülmekte olup elde edilen sonuçlar literatürdeki bulgularla uyumludur. Şekil 11b ve 11c’de gösterilen 60° ve 30° birleşimlerde ise birleşim açısı azaldıkça 90° birleşimde belirgin olan kayma tabakasının giderek zayıfladığı görülmektedir.



Şekil 10. Standart k-ε modeli kullanılarak elde edilen yüzey hızlarının (m/s) plan görünüşü: a) 90°, b) 60° ve c) 30° nehir birleşimleri.

Birleşim açısındaki bu azalma nedeniyle, birleşim sonrasında akım davranışı kanalın mansabı boyunca daha üniform bir yapıya yaklaşmaktadır. Birleşim açısı azaldıkça akım ayrılma ve durgunluk bölgeleri küçülmektedir. Birleşim noktasının hemen mansabında oluşan çevrinti (resirkülasyon) bölgesi de her bir birleşim açısı için farklılık göstermektedir. Wang ve Cheng (2000) tarafından belirtildiği üzere, ne çevrinti bölgesinin uzunluğu ne de genişliği yalnızca momentum akısı oranına bağlı değildir; sayısal sonuçlara dayanarak, çevrinti bölgesinin uzunluğu ve genişliğinin hız ve kanal genişlik

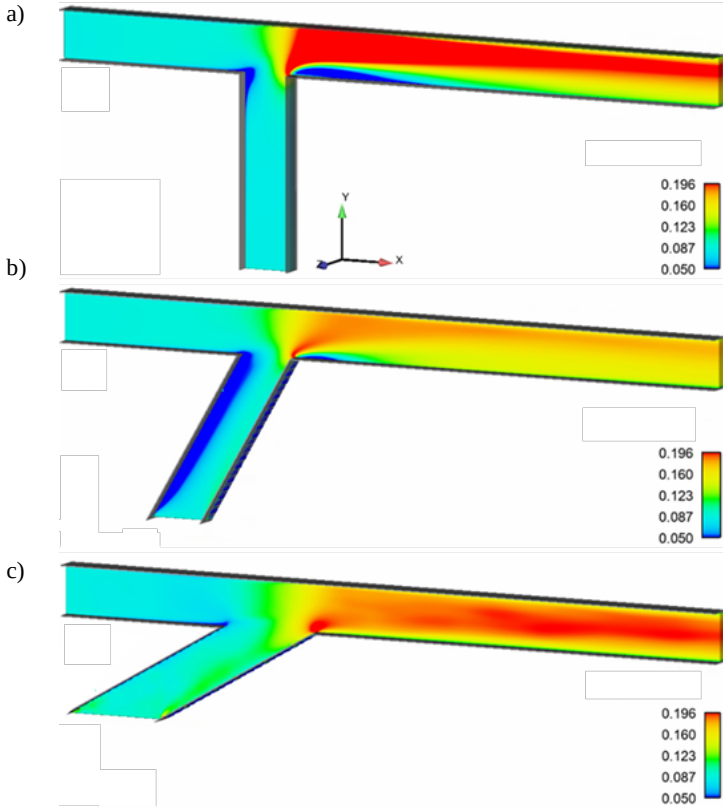
oranlarıyla ilişkisini gösteren korelasyon formülleri önerilmiştir. Bu doğrultuda, simülasyonlarda giriş hızı sabit tutulmuş ve bu bölümde incelenen modellerde değiştirilen tek parametre birleşim açısı olmuştur.



Şekil 11. Standart k-ε modeli kullanılarak elde edilen derinlik ortalamalı hızların (m/s) plan görünüşü: a) 90°, b) 60° ve c) 30° nehir birleşimleri.

Her bir birleşim açısı için Froude sayılarının plan görünüşleri oluşturulmuş ve elde edilen sonuçların diğer hidrolik değişkenlerle uyumlu olduğu görülmüştür. Şekil 12’de birleşim nedeniyle Froude sayısında meydana gelen değişimler gösterilmektedir. Bu dağılımların, derinlik ortalamalı hız dağılımlarıyla oldukça benzer olduğu görülmektedir.

Bu noktaya kadar sunulan şekillerde, girişlerden çıkışa kadar akım davranışını temsil eden farklı parametrelerin plan görünüşleri incelenerek farklı birleşim açılarının birleşim sonrası akım üzerindeki etkileri değerlendirilmiştir. Bu şekiller akımın genel davranışının anlaşılmasını sağlamaktadır. Bir sonraki bölümde ise, özellikle birleşim bölgesinin mansabında ana kanal boyunca yerleştirilen enkesitler üzerinden akım özellikleri daha ayrıntılı olarak incelenecektir.



Şekil 12. Standart k-ε modeli kullanılarak elde edilen Froude sayılarının plan görünüşü: a) 90°, b) 60° ve c) 30° nehir birleşimleri.

5.2. Enkesit Görünüşü Analizleri

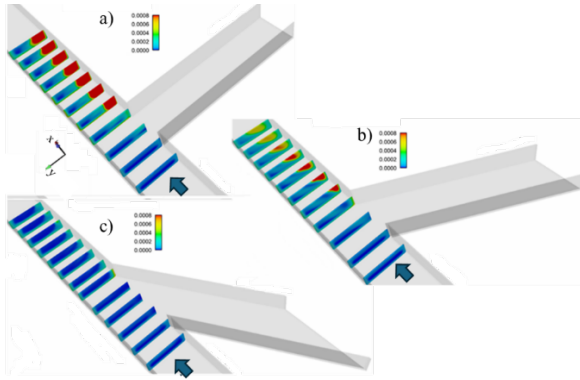
90°, 60° ve 30° birleşim açlarına sahip kanallar için ana kanalın birleşim bölgesi yakınında oluşturulan enkesitler üzerinden ek karşılaştırmalar yapılmıştır. Enkesitler, birleşim noktasının memba ve mansabında ana kanal boyunca 0,20 m aralıklarla (kanal genişliğinin yarısı) yerleştirilmiştir. Bu noktaya kadar farklı hidrolik değişkenler yalnızca plan görüşleri üzerinden sunulduğundan, enkesit görüşleri ana kanaldaki akım davranışının birleşim öncesinde ve sonrasında daha ayrıntılı olarak incelenmesine olanak sağlamaktadır. Bu amaçla türbülans kinetik enerjisi, hız, ve ikincil hızlara ait enkesit görüşleri oluşturulmuştur.

Birleşimin akım üzerindeki etkisi kanal enkesitlerinde daha belirgin olarak görülmektedir. Oluşturulan şekillerde akım yönleri de gösterilmiştir. Türbülans kinetik enerjisinin enkesit görüşü Şekil 13'te sunulmakta olup, birleşimin etkisinin 90° birleşimde daha yüksek olduğu görülmektedir. Ayrıca, birleşim açısı azaldıkça türbülansın yoğunlaştığı bölgenin (veya çevrinti bölgesinin) akım yönünde mansaba doğru ilerlediği görülmektedir. Şekil 14'te üç farklı birleşim açısı için hız büyüklüklerinin enkesit görüşleri, ilgili akım yönleriyle birlikte sunulmuştur. 90° birleşimde kayma tabakasının daha belirgin olduğu görülmektedir.

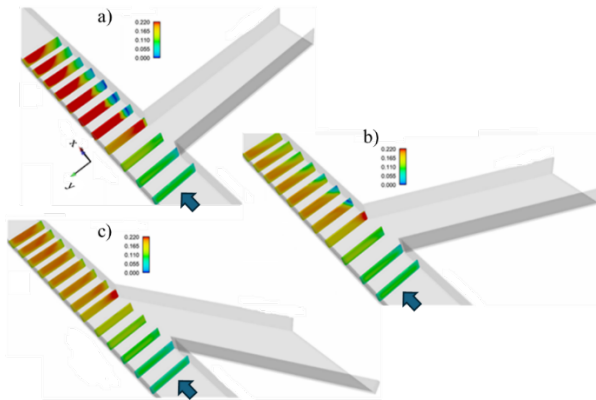
Şekil 15'te farklı birleşim açıları için yan kolun etkisiyle oluşan ikincil hızların büyüklükleri gösterilmektedir. Burada ikincil hız, yatay düzlemde ana akım yönüne dik olan y yönündeki hız bileşenini ifade etmektedir. Birleşim açısı arttıkça ikincil hızlar, özellikle birleşim noktasının mansabında daha belirgin hale gelmekte ve çevrinti bölgesinde önemli bir akım özelliği olarak ortaya çıkmaktadır.

Kanal enkesitlerinden elde edilen bulgular şu şekilde özetlenebilir: 1. Türbülans kinetik enerjisi, özellikle 90°

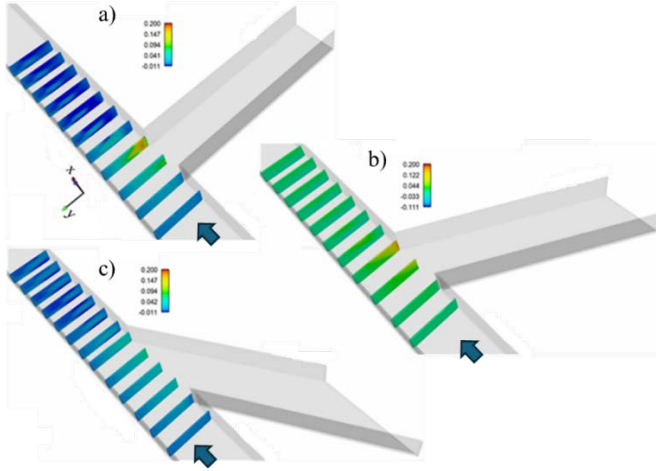
birleşimde belirgin olmak üzere, çevrinti bölgesi yakınında yüksek değerlere ulaşmaktadır. 2. Ana kanal ile yan kol arasındaki birleşim açısı azaldıkça türbülans kinetik enerjisi azalmaktadır. 3. Birleşim bölgesinin mansabındaki hız dağılımı, türbülans kinetik enerjisi dağılımına benzer bir davranış göstermektedir. 4. Wang ve Cheng'in (2000) bulgularıyla uyumlu olarak, birleşim açısı azaldıkça çevrinti bölgesinin genişliği ve uzunluğu azalmaktadır. 5. Birleşim açısı arttıkça ikincil hız büyüklükleri artmaktadır.



Şekil 13. Türbülans kinetik enerjisinin (J/kg) enkesit görünüşü: a) 90°, b) 60° ve c) 30° nehir birleşimleri.



Şekil 14. Hızların (m/s) enkesit görünüşü: a) 90°, b) 60° ve c) 30° nehir birleşimleri.



Şekil 15. İkincil (y-yönündeki) hızların (m/s) enkesit görünüşü: a) 90°, b) 60° ve c) 30° nehir birleşimleri.

6. SONUÇ DEĞERLENDİRMESİ

İki akımın birleştiği bölgenin mansabında önemli akım özellikleri olduğundan mansap akım özelliklerini etkileyen faktörlerin daha iyi anlaşılması önem taşımaktadır (Shen vd., 2022). Türbülans modellerinin karşılaştırılmasından elde edilen başlıca bulgular şu şekilde özetlenebilir: En dinamik akım çizgisi yapısı, diğer modellerle karşılaştırıldığında $k-\omega$ türbülans modeli ile elde edilmiştir. Standart $k-\epsilon$ modeli kısmen dinamik bir yapı gösterirken, RNG $k-\epsilon$ modeli simülasyon boyunca daha kararlı bir akım yapısı sergilemiştir. Yüzey hızları açısından standart $k-\epsilon$ ve RNG $k-\epsilon$ modelleri benzer sonuçlar vermiş ve yeniden bağlanma uzunlukları yaklaşık olarak aynı bölgede oluşmuştur. $k-\omega$ modelinde derinlik ortalamalı hız dağılımı, modelin dinamik yapısı nedeniyle salınımlı bir davranış göstermiştir. Hareketli vorteks merkezleri nedeniyle çözüm dinamik yapısını korumuş ve simülasyon süresi standart $k-\epsilon$ ve RNG $k-\epsilon$ modellerine göre daha uzun olmuştur. Birleşim açısının akım dinamikleri üzerindeki etkisi ise 30°, 60° ve 90° birleşim açıları için farklı akım

parametreleri analiz edilerek incelenmiştir. Elde edilen başlıca bulgular aşağıda sunulmaktadır: Birleşim açısı 90° 'den 30° 'ye azaldıkça, akım yüzeyindeki türbülans kinetik enerjisi değerlerinin de azaldığı görülmüştür. En yüksek yüzey hızları 90° kanal birleşiminde dış duvar boyunca gözlenmiş ve mansap yönünde bu bölge boyunca ilerlemiştir. Daha büyük birleşim açılarında, birleşim noktası yakınında oluşan vorteks nedeniyle hız büyüklüğü ince bir bölge içerisinde 0 m/s 'ye yakın değerlere düşmüştür. 30° kanal birleşiminde ise hızın kanal genişliği boyunca daha düzenli bir şekilde dağıldığı görülmüştür. Büyük birleşim açılarında, birleşim noktası yakınındaki iç ve dış duvar bölgelerinde derinlik ortalamalı hızların farklılaşması sonucunda belirgin bir kayma tabakası oluşmuştur. Bu kayma tabakasının etkisiyle, birleşim noktası yakınındaki Froude sayıları da değişmiş ve ana kanalın dış kıyısı boyunca artış göstermiştir.

Aynı birleşim açıları için enkesit görünüşleri üzerinden de analizler gerçekleştirilmiştir. 90° birleşimde kayma tabakasının belirgin olduğu görülmüştür. Birleşim açısı 30° 'den 90° 'ye arttıkça, ikincil hızların birleşim bölgesinin mansabında, özellikle çevrinti bölgesinde daha belirgin hale geldiği belirlenmiştir. Ayrıca, birleşim açısı azaldıkça çevrinti bölgesinin genişliği ve uzunluğunun azaldığı, buna karşılık birleşim açısı arttıkça ikincil hız büyüklüklerinin arttığı görülmüştür.

KAYNAKÇA

- Abbaspour, A., & Kia, S. (2014). Numerical investigation of turbulent open channel flow with semi-cylindrical rough beds. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 18(7), 2252–2260.
- Almohammadi, K. M., Ingham, D. B., Ma, L., & Pourkashan, M. (2013). Computational fluid dynamics (CFD) mesh independency techniques for a straight blade vertical axis wind turbine. *Energy*, 58, 483–493.
- Bates, P. D., Lane, S. N., & Ferguson, R. I. (2005). *Computational fluid dynamics: Applications in environmental hydraulics*. Chichester, England: John Wiley & Sons.
- Best, J. L. (1987). Flow dynamics at river channel confluences: Implications for sediment transport and bed morphology. *The Society of Economic Paleontologists and Mineralogists*, 1987, 39: 27-35.
- Best, J. L., & Reid, I. (1984). Separation zone at open-channel junctions. *Journal of Hydraulic Engineering*, 110(11), 1588–1594.
- Chirica, I., Angheluta, C. M., Perijoc, S. D., Hobjilă, A., & Frătita, M. (2019). Mesh independence of a transient multiphase fluid-solid interaction. *Journal of Physics: Conference Series*, 1297, 012026.
- Flow Science, Inc. (2019). *FLOW-3D version 12.0 users manual*. Santa Fe, NM.
- Graziani, A., Lippert, M., Uystepuyst, D., & Keirsbulck, L. (2017). Scaling and flow dependencies over forward-facing steps. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 67, 220–229.

- Hager, W. H. (1989). Transitional flow in channel junctions. *Journal of Hydraulic Engineering*, 115(2), 243–259.
- Kim, B.-J., Hwang, J.-H., & Kim, B. (2022). FLOW-3D model development for the analysis of the flow characteristics of downstream hydraulic structures. *Sustainability*, 14(17), 10493.
- Menter, F. R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, 32(8), 1598–1605.
- Nezu, I., & Nakagawa, H. (1989). Turbulent structure of backward-facing step flow and coherent vortex shedding from reattachment in open-channel flows. In *Turbulent shear flows 6* (pp. 313–337). Berlin, Germany: Springer.
- Pope, S. B. (2000). *Turbulent flows*. Cambridge, England: Cambridge University Press.
- Rice, S. P., Roy, A. G., & Rhoads, B. L. (Eds.). (2008). *River confluences, tributaries and the fluvial network*. Chichester, England: John Wiley & Sons.
- Shen, X., Li, R., Cai, H., Feng, J., & Wan, H. (2022). Characteristics of secondary flow and separation zone with different junction angle and flow ratio at river confluences. *Journal of Hydrology*, 614, 128537.
- Speziale, C. G., & Thangam, S. (1992). Analysis of an RNG based turbulence model for separated flows. *International Journal of Engineering Science*, 30(10), 1379–1388.
- Taylor, E. H. (1944). Flow characteristics at rectangular open-channel junctions. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, 109, 893–902.

- Wang, X. F., & Cheng, L. (2000). Three-dimensional simulation of a side discharge into a cross channel flow. *Computers & Fluids*, 29(4), 415–433.
- Wilcox, D. C. (2010). *Turbulence modeling for CFD* (3rd ed.). La Cañada, CA: DCW Industries.
- Yönter, T. E. (2023). *Modeling of river flow and flow dynamics near junctions* (Master's thesis). Middle East Technical University, Ankara, Türkiye.

YAPISAL DİNAMİK SİSTEMLERİN ANALİTİK ÇÖZÜMÜ VE SAP2000 İLE DOĞRULANMASI: TEK SERBESTLİK DERECELİ SİSTEMLER İÇİN ADIM ADIM MODELLEME

İhsan TÜRKEK¹

Mahmut BİLGEHAN²

1. GİRİŞ

Yapılar davranışlarına göre tek serbestlik dereceli ve çok serbestlik dereceli olarak ayrışmaktadır. Yapının davranışını sayısal olarak anlamak, mühendislik hesapları açısından oldukça önemlidir. Tek serbestlik dereceli sistemler, daha karmaşık dinamik sistemlerin temel davranış özelliklerini sade ve anlaşılır bir biçimde temsil etmektedir (Nogueira vd., 2024). Yapı davranışını bize anlatan en önemli parametrelerden birisi yapı periyodudur. Yapıların doğal titreşim periyodu yapının toplam kütlesi ve rijitlik özelliklerine bağlı olarak değişmektedir. 2018 Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY 2018)'de periyot değerleri için üst sınırlandırmalar tanımlanmıştır. Sismik izolasyon ve zemin iyileştirmeleri de bu periyodun farklılaşmasına sebep olduğu için bina güvenliğinde oldukça sık kullanılmaktadır. Yapı frekansının depremin baskın frekansına yaklaşması da rezonansa sebep olduğu için bu durumdan kaçınmak da yapı güvenliği açısından olmazsa olmazdır (Çelebi vd., 2014). Yapı periyodunu etkileyen faktörler bina ağırlığı ve

¹ Arş. Gör., Kastamonu Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, ORCID: 0000-0002-6841-0482.

² Prof. Dr., Kastamonu Üniversitesi, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, ORCID: 0000-0003-1210-2963.

rijitliğidir. Periyot ağırlıkla doğru orantılı artarken, rijitlikle ters orantılı bir şekilde artmaktadır. Formüllerle hesaplanmasının yanı sıra gelişmiş sayısal modelleme uygulanmasıyla da elde edilmesi oldukça önemlidir (Darılmaz, 2019). Yapı sağlığı açısından bir diğer önemli etmen de en büyük tepe yer değiştirmesidir. Bunun da kontrollü bir şekilde hesaplaması yapıya doğrusal bölümde kalıcı ve plastik deformasyona yol açmamalıdır (Lin ve Miranda, 2010). Burada matematik denklemleriyle yapılan hesaplamaların yapılması ve yaygın olarak kullanılan SAP2000 programında modellenme detayları verilecektir. Ayrıca oluşan farklar ve dikkat edilmesi gereken hususlar ve modelleme sıralaması da sunulacaktır. Analitik yöntemler ile sayısal analizlerden elde edilen sonuçların birlikte değerlendirilmesi, hem temel yapı dinamiği kavramlarının anlaşılması hem de sayısal modelleme sonuçlarının kontrol edilmesi açısından önem taşımaktadır.

Yapılar deprem, rüzgar, kar, zati ve hareketli yüklere maruz kalmaktadır. Ayrıca zamana bağlı etkiler altında dinamik davranışın belirlenmesinde yapının kütlesi, rijitliği ve sönüm özellikleri temel rol oynamaktadır (Türkel ve Bilgehan, 2025). Dinamik özelliklerin yapı davranışı üzerindeki etkisinin anlaşılabilmesi açısından doğal titreşim periyotlarının belirlenmesi önemli bir aşamadır (Türkel ve Bilgehan, 2026).

Bu bölümde farklı mesnet tiplerine ve taşıyıcı sistem özelliklerine sahip üç yapı ele alınmıştır. İncelenen yapılar için matematiksel hesaplamalar yapıldıktan sonra, akademik olarak yaygın kullanılan ve sonlu elemanlar esaslı bir program olan SAP2000 yapı analiz programı ile modelleme yapılmıştır.

Modelleme detayları, veri girişleri ve diğer dikkat edilecek hususlar rehber niteliğinde adım adım sunulmuştur. Birbirinden farklı bu yapılarda eşdeğer rijitliğin nasıl tanımlandığı ve doğal titreşim periyodu ile tepe yer değiştirme değerlerinin kıyaslanması gösterilmiştir.

2. TEK SERBESTLİK DERECELİ SİSTEMLERİN DİNAMİK DAVRANIŞI

Bir dinamik sistemin hareket halindeki konumunun tanımlanabilmesi için gerekli olan bağımsız yer değiştirme bileşenlerinin sayısı, sistemin serbestlik derecesini ifade etmektedir. Buna göre, hareketi yalnızca tek bir bağımsız yer değiştirme koordinatı ile tanımlanabilen sistemler tek serbestlik dereceli (TSD) sistemler olarak adlandırılmaktadır (Chopra, 2023). Tek serbestlik dereceli bir sistemin davranışı; kütle (m), rijitlik (k) ve sönüm (c) ile açıklanmaktadır.

Tek serbestlik dereceli doğrusal bir sistemin dinamik davranışı genel olarak hareket denklemiyle ifade edilir. Burada $u(t)$ sistemin zamana bağlı yer değiştirmesini, $\dot{u}(t)$ hızını, $\ddot{u}(t)$ ivmesini ve $p(t)$ sisteme etki eden zamana bağlı dış kuvveti göstermektedir (Okawa vd., 2007). Yer değiştirmenin birinci türevi hızı verirken, ikinci türevi ivmeyi vermektedir. Hızın ise birinci türevi ivmeyi vermektedir. Kütle yay sönüm modeli, tek serbestlik dereceli sistemlerin dinamik davranışının açıklanmasında kullanılan temel mekanik idealizasyonlardan biridir (Celep, 2014).

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) = p(t)$$

Sönüm ve dış kuvvet etkilerinin ihmal edildiği serbest titreşim durumunda hareket denklemi aşağıdaki gibidir.

$$m\ddot{u}(t) + ku(t) = 0$$

Doğal titreşim periyodu (T) ise $T = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k}}$ olarak elde edilir. Bu denkleme göre tek serbestlik dereceli bir sistemin doğal titreşim özellikleri esas olarak kütle ve rijitlik arasındaki ilişkiyle belirlenmektedir.

3. SAP2000 SONLU ELEMAN MODELLEMESİ

Matematiksel hesaplama sonuçlarının karşılaştırılması amacıyla ele alınan her bir sistem SAP2000 programında modellenmiştir. Matematik hesaplama ile program hesapları arasındaki mukayesenin anlamlı olabilmesi için taşıyıcı sistemde yapılan kabullerin programda tasarlanan modele aynı biçimde yansıtılması gerekir. Bu sebeple dikkat edilmesi gereken hususlar mevcuttur. Bunun için hatasız şekilde programa girilmesi gerekenler;

- Yapının mesnet koşulları
- Malzemelerin elastisite modülleri
- Taşıyıcı sistem elemanlarının atalet momentleri
- Elemanların ölü yükleri
- Yapının boyutları
- Düşey veya yatay yükler

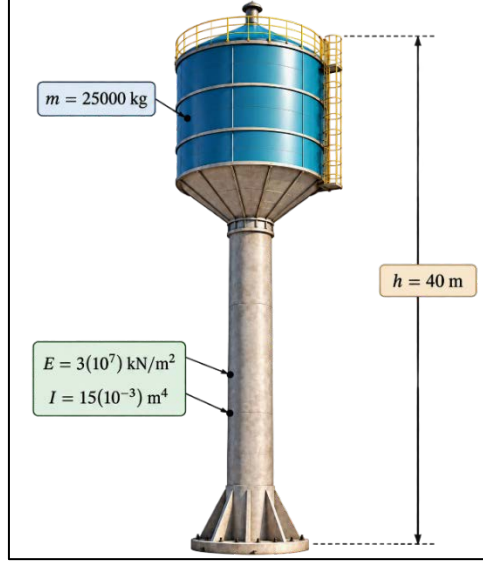
Matematiksel hesaplama ile SAP2000 programından elde edilen analiz sonuçları arasındaki görece fark aşağıdaki bağıntıyla değerlendirilmektedir.

$$\left(\frac{T_{sap} - T_{mat}}{T_{sap}} \right) \times 100 = \% (Fark)$$

Bu bölüm kapsamında ele alınan uygulamalar olan su tankı modeli, tek katlı çelik çerçeve modeli ve basit mesnetli çelik kiriş modeli, uygun eşdeğer kütle ve eşdeğer rijitlik tanımları kullanılarak tek serbestlik dereceli sistemler biçiminde idealize edilmiştir. Ele alınan sistemlerin doğal titreşim periyotları, yapı frekansları ve en büyük yer değiştirmeler değerleri matematiksel olarak hesaplanmak suretiyle sonlu elemanlar esaslı bir program olan SAP2000 programından elde edilen sayısal analiz sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Su tankı modeli, tek katlı çelik çerçeve modeli ve basit mesnetli çelik kiriş modeli aşağıda sunulmaktadır.

3.1. Su Tankı Modeli

Bu bölümde Şekil 1’de verilen narin bir kolon üzerinde bulunan su tankı matematiksel olarak ve SAP2000 ile incelenmiştir. Kolon ağırlığının tank kütlesine göre küçük olduğu kabul edilerek kolon kütlesi ihmal edilmiş, tank kütlesi kolonun tepe noktasında toplu kütle olarak idealize edilmiştir.



Şekil 1. İncelenen Su Tankı Modeli

3.1.1. Matematiksel Hesaplama

Serbest ucundan yatay kuvvet uygulanan bir konsol elemanın uç yer değiştirmesi $u = Ph^3/3EI$; rijitliği $k = 3EI/h^3$ denklemlerinden elde edilen sonuca göre; $k = 21.09375 \text{ kN/m}$ olarak elde edilmektedir.

Doğal titreşim periyodu ise $T = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k}}$ denkleminde

$T=6.84025761 \text{ sn}$ olarak hesaplanmaktadır. Yapı frekansı ise Yapının doğal titreşim periyodunun 6.84 sn ve $f = 1/T$ olarak periyodun tersi alınarak $f=0.1461931502 \text{ Hz}$ olarak düşük elde edilmesi, 40 m yüksekliğindeki narin kolonun yatay rijitliğinin

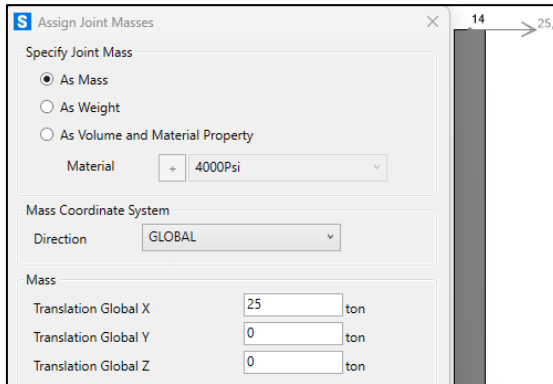
düşük olmasının doğrudan bir sonucudur. Bu örnek, kütle aynı kalsa dahi rijitliğin azalmasının doğal titreşim periyodunu önemli ölçüde büyütebileceğini göstermektedir.

3.1.2.SAP2000 ile Hesaplama Adımları

Şekilde yer değiştirme hesabında kullanılacak yatay yük büyüklüğü verilmediği için tepe yer değiştirmesi sayısal olarak hesaplanmamıştır. Yük değeri P tanımlandığında analitik yer değiştirme $\delta = PL^3/(3EI)$ bağıntısıyla elde edilirken; SAP2000 sonucu ise doğrusal statik analizden elde edilebilmektedir.

1. Program çalıştırılır.
2. File → New Model → Grid Only menüsü açılır.
 - a. Grid Spacing bölümünde $x = 1, y = 1, z = 40$ olarak giriniz.
 - b. Number of Grid Lines bölümünde $x = 2, y = 1, z = 2$ olarak giriniz.
 - c. First Grid line Location bölümünde $x = 0, y = 0, z = 0$ olarak giriniz.
3. Define → Materials → Add New Material → Region → User menüsü açılır
 - a. Weight per Unit Volume = 0 olarak giriniz.
 - b. Modulus of Elasticity = $3E7$ olarak giriniz.
 - c. Poisson = 0 olarak giriniz.
 - d. Coefficient of Thermal Expansion = 0 olarak giriniz.
4. Define → Section Properties → Frame Sections → Add New Property → Other → General → Section Properties menüsü açılır
 - a. Moment of Inertia about 3 axis = 0.015 olarak giriniz.

- b. Shear area in 2 direction = 0 olarak giriniz.
 - c. Material = MAT olarak yeni tanımlanan malzeme seçilir.
5. Draw → Draw Frame/Cable/Tendon seçilir.
 - a. İlk olarak mesnet atanacak nokta seçilir.
 - b. Sonrasında Z=40 olan düğüm noktası seçilir.
6. Mesnet ataması yapılacak düğüm noktası seçilir.
7. Assign → Joint → Restraints menüsü açılır
 - a. Ankastre mesnet ataması için Translation 1, 2 ve 3 kutucukları işaretlenir.
 - b. Rotation about 1,2 ve 3 kutucukları işaretlenir.
8. Assign → Joint → Masses menüsü açılır
 - a. As Mass menüsü seçilir
 - b. Mass Coordinate System → Global olarak seçilir.
 - c. Şekil 2’de verildiği şekilde Translation Global X =25 olarak giriniz.
9. Analyze → Run Analysis şeklinde analiz işlemi gerçekleştirilir.

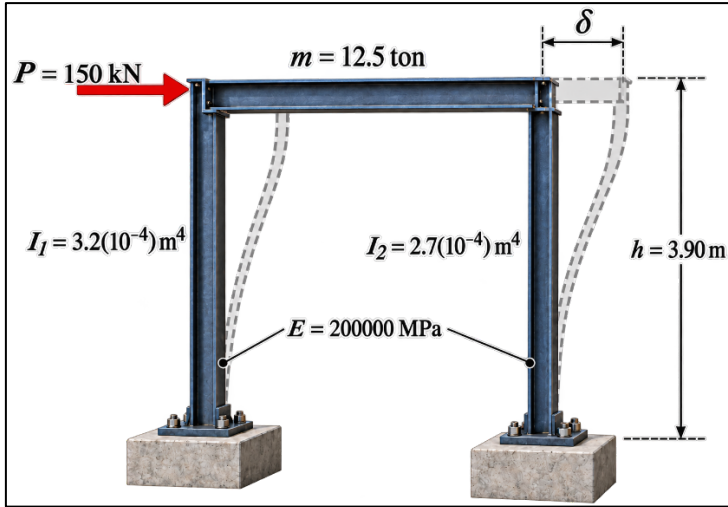


Şekil 2. Düğüm Noktasına Kütle (Joint Mass) Tanımlanması

SAP2000 analizinden elde edilen sonuçlar neticesinde doğal titreşim periyodu $T=6.840266$ sn olarak bulunmuştur. Yapı frekansı ise $f=0.1461931502$ Hz olarak elde edilmiştir. Analiz sonuçları ile matematiksel hesaplar karşılaştırıldığında neredeyse arada hiç fark olmadığı görülmektedir. Aradaki fark % 0.0001226 gibi oldukça düşük olduğu görülmektedir.

3.2. Tek Katlı Çelik Çerçeve Modeli

Bu bölümde Şekil 3’de verilen tek katlı bir yapı iki adet çelik kolon tarafından taşınmaktadır. Bu yapı matematiksel hesaplama ve SAP2000 analiziyle elde edilerek sonuçlar irdelenmiştir. Ağırlığın en tepe noktada tanımlandığı ve kiriş elemanın rijit davrandığı kabul edilmiştir.



Şekil 3. İncelenen Çelik Çerçeve Modeli

3.2.1. Matematiksel Hesaplama

Alt ucu ankastre, üst ucu dönmeye karşı kısıtlı bir kolonun yatay ötelenmeye karşı rijitliği $k = 12EI/h^3$ denklemi ile ifade edilir. Buna göre elde edilen sonuç $k = 23870.93 \text{ kN/m}$ ’dir. Tepe noktası yer değiştirmesi $u = P/k$ denkleminde $u=6.28$ mm olarak hesaplanmaktadır.

Doğal titreşim periyodu ise $T = 2 \pi \sqrt{\frac{m}{k}}$ denkleminde $T=0.144$ sn olarak hesaplanmaktadır. Yapı frekansı ise $f = 1/T$ olarak periyodun tersi olarak $f=6.96$ Hz olarak hesaplanmıştır.

3.2.2. SAP2000 ile Hesaplama Adımları

Kolonlar 3.90 m yüksekliğinde ve alt uçları ankastre mesnet olarak modellenenektir. Malzeme ve kesitler tanımlandıktan sonra zati yükü 12.5 ton olarak kirişe tanımlanır. Modal analiz neticesinde birinci doğal titreşim periyodu, 150 kN yatay yük için üst seviye yatay yer değıştirmesi bulunur.

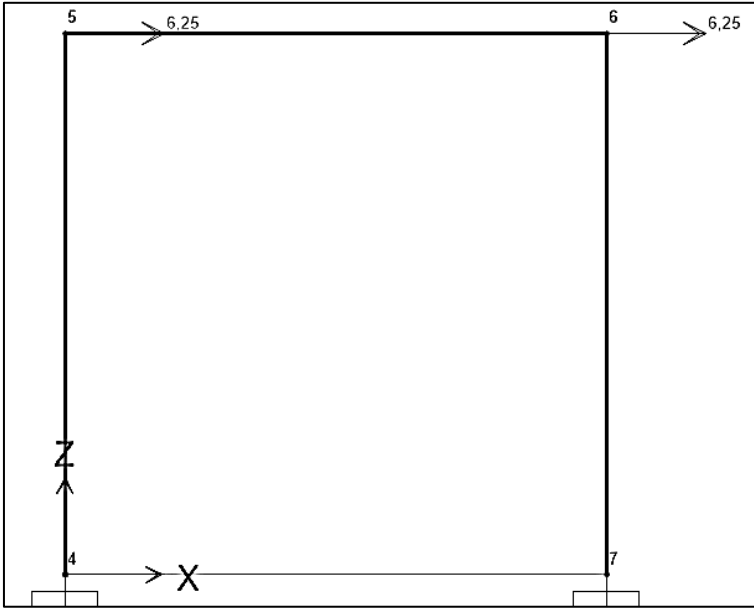
Bu örnekte matematiksel hesaplama ile SAP2000 analizleri arasındaki en kritik karşılaştırma noktası üst uç dönme koşuludur. Kirişin sonlu rijitlikte modellenmesi veya düğüm dönmelerinin serbest bırakılması, sistem rijitliğini ve dolayısıyla periyodu değıştirecektir. Analiz adımları aşağıda verilmektedir.

1. Program çalıştırılır.
2. File → New Model → 2D Frames menüsü açılır.
 - a. Number of Stories = 1 olarak giriniz.
 - b. Number of Bays = 1 olarak giriniz.
 - c. Story Height = 3.9 olarak giriniz.
 - d. Bay Width = 3.9 olarak giriniz.
3. Define → Materials → Add New Material → Region → User menüsü açılır
 - a. Weight per Unit Volume = 0 olarak giriniz.
 - b. Modulus of Elasticity = 2E8 olarak giriniz.
 - c. Poisson = 0 olarak giriniz.
 - d. Coefficient of Thermal Expansion = 0 olarak giriniz.

4. Define → Section Properties→ Frame Sections → Add New Property → Other → General → Section Properties menüsü açılır.
 - a. Moment of Inertia about 3 axis = 0.00032 olarak giriniz.
 - b. Shear area in 2 direction = 0 olarak giriniz.
 - c. Material = MAT olarak yeni malzeme seçilir.
 5. Define → Section Properties→ Frame Sections → Add New Property → Other → General → Section Properties menüsü
2. Kolon için tekrar açılır.
- a. Moment of Inertia about 3 axis = 0.00027 olarak giriniz.
 - b. Shear area in 2 direction = 0 olarak giriniz.
 - c. Material = MAT olarak yeni tanımlanan malzeme seçilir.
6. Define → Section Properties→ Frame Sections → Add New Property → Other → General → Section Properties menüsü
- Kiriş için tekrar açılır.
- a. Moment of Inertia about 3 axis = 1e10 olarak giriniz.
 - b. Shear area in 2 direction = 0 olarak giriniz.
 - c. Material = MAT olarak yeni tanımlanan malzeme seçilir.
7. Mesnet ataması yapılacak düğüm noktaları seçilir.
8. Assign → Joint → Restraints menüsü açılır
 - a. Ankastre mesnet ataması için Translation 1, 2 ve 3 kutucukları işaretlenir.
 - b. Rotation about 1,2 ve 3 kutucukları işaretlenir.

9. Assign → Frame → Frame Sections menüsü açılır ve ilgili kesitler elemanlar tanımlanır.
10. Assign → Joint → Masses menüsü açılır
 - a. As Mass menüsü seçilir
 - b. Mass Coordinate System → Global olarak seçilir.
 - c. Translation Global X =6.25 olarak 2 ve 4 düğüm noktasına giriniz.
11. Assign → Joint Loads → Forces menüsü açılır. Force Global X = 150 olarak yüklenir.
12. Analyze → Run Analysis şeklinde analiz işlemi gerçekleştirilir.

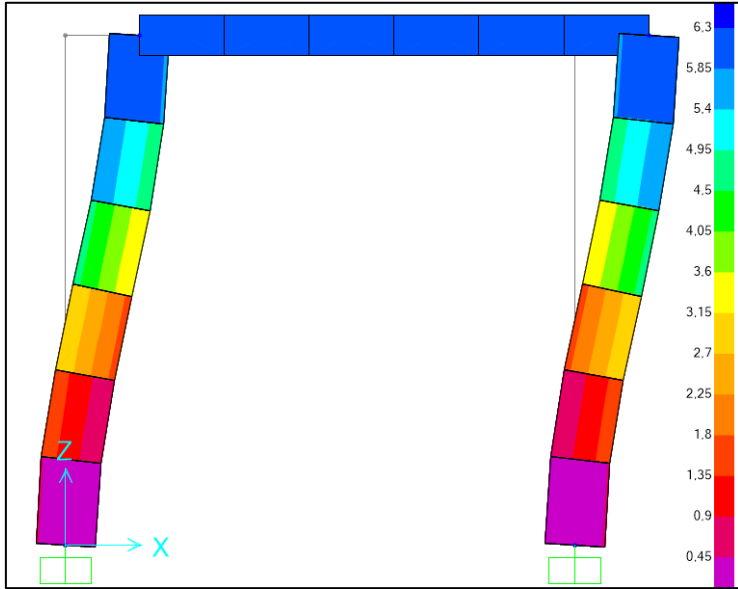
Analiz öncesinde, çerçeve kütlesi ilgili düğüm noktasına atanmış ve sayısal model analize hazır hale getirilmiştir. İlgili SAP2000 modeli Şekil 4'te gösterilmektedir.



Şekil 4. Kütlesi Tanımlanmış Sayısal Modelin Analiz Öncesi Görünümü

SAP2000 analizinden elde edilen sonuçlar neticesinde doğal titreşim periyodu $T=0.143781$ sn olarak bulunmuştur. Yapı frekansı ise $f=6.95503529$ Hz olarak bulunmuştur. Tepe noktası yer değiştirmesi ise $u=6.28307$ mm olarak elde edilmiştir. Analiz sonuçları ve matematiksel hesaplar karşılaştırıldığında neredeyse arada fark olmadığı görülmektedir. Aradaki farkın %0.00031 mertebesinde olduğu görülmektedir.

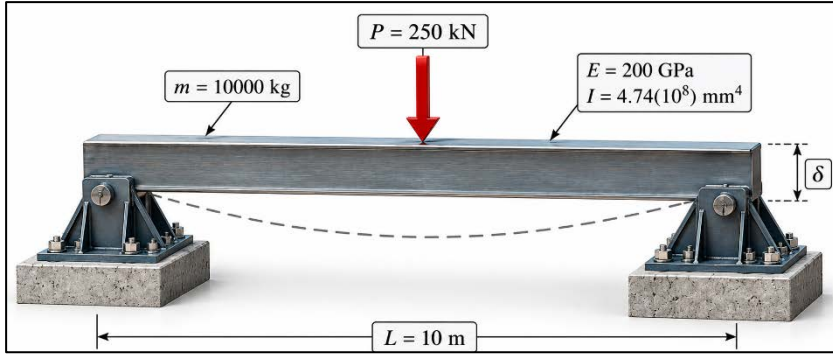
P yükü altında gerçekleştirilen doğrusal statik analiz sonucunda sistemde X doğrultusunda meydana gelen yatay yer değiştirme belirlenmiştir. Yük etkisi altında oluşan yatay yer değiştirme dağılımı Şekil 5'te gösterilmektedir.



Şekil 5. Sayısal Analiz Sonucu Oluşan Yatay Yer Değiştirme

3.3. Basit Mesnetli Çelik Kiriş Modeli

Bu bölümde Şekil 6'da verilen basit mesnetli çelik bir kiriş dikkate alınmıştır. İlgili yapı matematiksel hesaplama ve SAP2000 analiziyle incelenmiştir. Kirişin orta noktasında ağırlığın etki ettirildiği ve statik yer değiştirme hesabı için aynı noktaya düşey P kuvvetinin uygulandığı kabul edilmiştir.



Şekil 6. İncelenen Çelik Kiriş Modeli

3.3.1. Matematiksel Hesaplama

Basit mesnetli bir kirişin rijitliği $k = 48EI/L^3$ denkleminde elde edilen sonuca göre $k = 4550.4 \text{ kN/m}$ bulunmaktadır. Basit mesnetli bir kirişin orta noktasına uygulanan tekil yük altında meydana gelen maksimum düşey yer değiştirmesi ise $u = PL^3/48EI$ denklemi dikkate alındığında $u = 54.94 \text{ mm}$ olarak hesaplanmaktadır.

Doğal titreşim periyodu $T = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k}}$ denkleminde $T = 0.295 \text{ sn}$ olarak hesaplanmakta; yapı frekansı ise $f = 1/T$ olarak periyodun tersi alınarak $f = 3.395 \text{ Hz}$ şeklinde hesaplanmıştır.

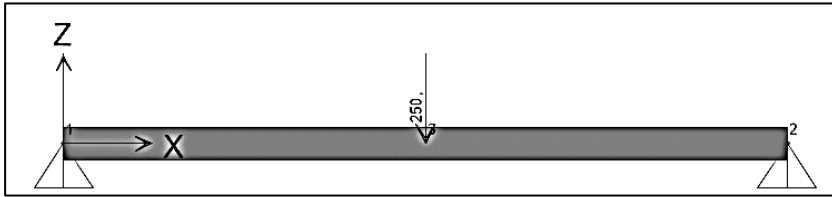
3.3.2. SAP2000 ile Hesaplama Adımları

10 m açıklığındaki kiriş iki ucu sabit mesnetli olarak modelleneyecektir. Malzeme ve kesit özellikleri tanımlandıktan sonra toplam zati yükü 10 ton olarak kirişe tanımlanır. 250 kN düşey yük kirişin orta noktasına uygulanır. Modal analiz neticesinde periyot; ilgili yük için düşey yer değiştirmesi bulunur.

Bu örnekte matematiksel hesaplama ile SAP2000 analizleri arasındaki en kritik karşılaştırma ağırlıkların tanımlanmasıdır. Şekil 7'de analiz öncesi görünüm verilmiştir.

1. Program çalıştırılır.
2. File → New Model → Beam menüsü açılır.
 - a. Number of Spans = 1 olarak giriniz.
 - b. Span Length = 10 olarak giriniz.
3. Define → Materials → Add New Material → Region → User menüsü açılır
 - a. Weight per Unit Volume = 0 olarak giriniz.
 - b. Modulus of Elasticity = 2E8 olarak giriniz.
 - c. Poisson = 0 olarak giriniz.
 - d. Coefficient of Thermal Expansion = 0 olarak giriniz.
4. Define → Section Properties → Frame Sections → Add New Property → Other → General → Section Properties menüsü açılır.
 - a. Moment of Inertia about 3 axis = 0.000474 olarak giriniz.
 - b. Shear area in 2 direction = 0 olarak giriniz.
 - c. Material = MAT olarak yeni tanımlanan malzeme seçilir.
5. Mesnet ataması yapılacak düğüm noktaları seçilir.
6. Assign → Joint → Restraints menüsü açılır
 - a. Sabit mesnet ataması için Translation 1, 2 ve 3 kutucukları işaretlenir.
7. Assign → Frame → Frame Sections menüsü açılır ve ilgili kesit elemana tanımlanır.
8. Assign → Joint → Masses menüsü açılır
 - a. As Mass menüsü seçilir

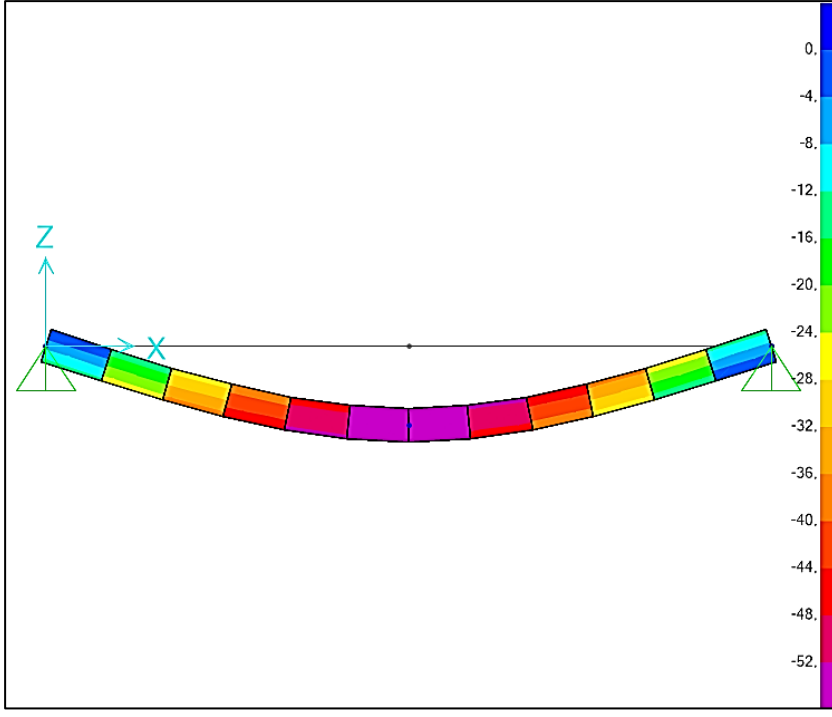
- b. Mass Coordinate System → Global olarak seçilir.
 - c. Translation Global Z =10 olarak kirişin orta noktasına giriniz.
9. Assign → Joint Loads → Forces menüsü açılır.
- a. Force Global Z = -250 olarak yüklenir.
10. Analyze → Run Analysis şeklinde analiz işlemi gerçekleştirilir.



Şekil 7. SAP2000 Analizi Öncesi Kiriş Modelinin Görünümü

SAP2000 analizinden elde edilen sonuçlar neticesinde doğal titreşim periyodu $T=0.294569$ sn; yapı frekansı ise $f=3.39478916901$ Hz olarak bulunmuştur. Kiriş orta noktası yer değiştirmesi ise $u=54.94835$ mm olarak elde edilmiştir. Analiz sonuçları ve matematiksel hesaplar karşılaştırıldığında neredeyse arada fark olmadığı görülmektedir. Aradaki fark doğal titreşim periyodu için %0.0074; kiriş orta noktası yer değiştirmesi için ise %0.0148 olduğu görülmektedir.

Analiz sonucunda, uygulanan yük etkisiyle çelik kirişte meydana gelen düşey deformasyon dağılımı ve kirişin analiz sonrası deforme olmuş şekli Şekil 8’de gösterilmektedir.



Şekil 8. Analiz Sonrası Çelik Kirişte Oluşan Düşey Deformasyon

4. MATEMATİKSEL HESAPLAR İLE SAP2000 SONUÇLARININ KARŞILAŞTIRILMASI

Ele alınan tüm modeller için matematiksel hesaplamalardan elde edilen sonuçlar Tablo 1’de özetlenmiştir. SAP2000 analiz sonuçları, sayısal sonuçlar ve yüzde farklar tabloya eklenerek doğrudan karşılaştırma yapılabilir (Tablo 3).

Tablo 1. Matematiksel Hesaplama Sonuçları

Model	Periyot (sn)	Frekans (Hz)	Yer Değiştirme (mm)
Su Tankı	6.84025761	0.146193150	-
Çelik Çerçeve	0.14378056	6.955043350	6.283792373
Çelik Kiriş	0.29454732	3.395040184	54.94022504

Matematiksel hesaplamaların sayısal analiz modeli sonuçlarıyla karşılaştırılabilmesi amacıyla, SAP2000 modelleri

üzerinden analizler gerçekleştirilmiştir. Bu analizler sonucunda sistemlerin doğal titreşim periyotları ile uygulanan yükler altında meydana gelen yer değiştirme değerleri belirlenmiştir. SAP2000 analizleri sonucunda elde edilen doğal titreşim periyotları, frekanslar ve yer değiştirme değerleri Tablo 2’de sunulmuştur.

Tablo 2. SAP2000 Analizi Sonuçları

Model	Periyot (sn)	Frekans (Hz)	Yer Değiştirme (mm)
Su Tankı	6.840266	0.14619315	-
Çelik Çerçeve	0.143781	6.95503529	6.283070
Çelik Kiriş	0.294569	3.394789169	54.94835

Matematiksel hesaplamaların ve sayısal analizlerin sonuçları arasındaki küçük farkların oluşması; sayısal çözüm hassasiyeti, kütle tanımlama yöntemi veya eleman rijitliklerinin programa aktarılmasındaki farklılıklardan kaynaklanmaktadır. Ancak belirgin sapmalar görülmesi durumunda öncelikle sınır koşulları, kütle kaynağı, serbestlik dereceleri ve kesit rijitliklerinin kontrol edilmesi gerekir.

Matematiksel hesaplamalar kullanılarak elde edilen sonuçlar ile SAP2000 ortamında gerçekleştirilen sayısal analizlerden elde edilen sonuçların birbiriyle uyum düzeyini değerlendirmek amacıyla yüzdesel farklar hesaplanmıştır. Bu karşılaştırmada doğal titreşim periyodu, frekans ve yer değiştirme parametreleri esas alınmıştır. Matematiksel hesaplamalar ile sonlu eleman analizleri arasındaki farklılıklar nicel olarak ortaya konulmuştur. Hesaplanan yüzdesel farklar, kullanılan analitik kabullerin SAP2000 modeli ile ne ölçüde örtüştüğünün değerlendirilmesine ve olası farklılıkların modelleme kabulleri, mesnet koşulları, kütle tanımları ve eleman rijitlikleri açısından yorumlanmasına olanak sağlamaktadır. Matematiksel hesaplamalar ile SAP2000 analizlerinden elde edilen sonuçlar arasındaki yüzdesel farklar Tablo 3’de sunulmaktadır.

Tablo 3. Matematiksel Hesaplamalar ve Analiz Sonuçlarının Karşılaştırılması

Model	Periyot Fark (%)	Frekans Fark (%)	Yer Değiştirme Fark (%)
Su Tankı	+0.00012	0.000000	-
Çelik Çerçeve	+0.00031	-0.000116	-0.011496
Çelik Kiriş	+0.00736	-0.007394	-0.014789

Karşılaştırma sonuçları irdelendiğinde, matematiksel hesaplamalar ile SAP2000 analizlerinden elde edilen değerler arasında oldukça yüksek bir uyum bulunduğu görülmektedir. Su tankı modelinde periyot farkı yalnızca %0.00012 düzeyinde kalırken frekans değerleri arasında fark oluşmamıştır. Çelik çerçeve modelinde periyot, frekans ve yer değiştirme farkları sırasıyla %0.00031, %-0.000116 ve %-0.011496 olarak hesaplanmıştır. Çelik kiriş modelinde ise bu farklar periyot için %0.00736, frekans için %-0.007394 ve yer değiştirme için %-0.014789 düzeyindedir. Elde edilen tüm farkların oldukça düşük seviyelerde kalması, kullanılan analitik bağlantıların SAP2000’de oluşturulan sayısal modellerle büyük ölçüde tutarlı sonuçlar verdiğini göstermektedir. Bu durum, basitleştirilmiş analitik çözümlerin ilgili sistemlerin dinamik ve statik davranışlarının ön değerlendirilmesinde güvenilir bir kontrol aracı olarak kullanılabileceğini ortaya koymaktadır.

Özellikle tek katlı çelik çerçeve uygulamasında rijitlik ve mesnet tanımlarının birebir uyumlu olması gerekir. Aksi halde aynı geometrik sistem analiz edilmiş olsa dahi iki farklı mekanik sistem incelenmesi münasebetiyle sonuçları karşılaştırmak imkansız olmaktadır.

Üç model birlikte değerlendirildiğinde doğal titreşim periyodunun yalnızca kütleyle bağlı olmadığı, sistem rijitliğinin taşıyıcı sistem ve mesnet koşullarına göre önemli ölçüde değiştiği görülmektedir. Su tankı modelinin yüksek olması ve eğilme rijitliğinin sınırlı kalması çok uzun bir doğal titreşim periyodu oluştururken, tek katlı çerçevede iki kolonun paralel çalışması

oldukça yüksek yatay rijitlik meydana getirmiştir. Sabit mesnetli çelik kiriş modelinde dönmelerin kısıtlanması sistemin genel rijitliğini artırmıştır. Kirişin orta noktasına uygulanan düşey yük kirişin eğilme davranışını ortaya koymakta olup, rijitliğin artması deformasyonun sınırlandırılmasında etkili olmuştur.

5. SONUÇ

Elde edilen sonuçlar, yapıların dinamik davranışının yalnızca kütleyle değil; aynı zamanda sistem rijitliğine, geometrik özelliklere, eleman kesitlerine ve mesnet koşullarına bağlı olarak önemli ölçüde değiştiğini göstermiştir.

Tek serbestlik dereceli sistemlerin matematiksel çözümünde kütle ve eşdeğer rijitlik değerleri kullanılarak periyot, frekans ve yer değiştirme büyüklükleri doğrudan hesaplanabilmiştir.

SAP2000 ortamda modellemede, matematiksel hesaplarda kabul edilen kütle, rijitlik ve mesnetlerin sayısal modele aktarılması sağlanmış ve analizler gerçekleştirilmiştir.

Matematiksel hesaplar ile SAP2000 analizinin sonuçları arasında çok düşük farkların elde edilmesi, oluşturulan sayısal modellerin doğru tanımlandığını ve kullanılan temel yapı dinamiği bağıntılarının geçerli sonuçlar verdiğini göstermiştir.

Doğal titreşim periyodu ve frekans sonuçlarının yaklaşık aynı olması, SAP2000 modal analizinin matematiksel hesaplarla yüksek uyum gösterdiğini ortaya koymuştur.

Matematiksel olarak hesaplanan yer değiştirmelerin SAP2000 analizleriyle başarılı şekilde doğrulanmıştır.

Matematiksel hesaplamalar ile SAP2000 analizlerinin birlikte kullanılması, hem teorik sonuçların kontrolü hem de

sayısal modelin doğrulanması açısından güvenilir ve öğretici bir yaklaşım sunmaktadır.

KAYNAKÇA

- TBDY 2018 (2018). Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği. Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı. Ankara.
- Celep, Z. (2024). Yapı dinamiği. İstanbul.
- Chopra, A. K. (2023). Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering (6th ed.). Pearson.
- Çelebi, M., Okawa, I., Kashima, T., Koyama, S., & Iiba, M. (2014). Response of a tall building far from the epicenter of the 11 March 2011 M 9.0 Great East Japan earthquake and aftershocks. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 23(6), 427-441.
- Darılmaz, K. (2019). Depreme dayanıklı binaların tasarımına giriş. İstanbul.
- Lin, Y. Y., & Miranda, E. (2010). Estimation of maximum roof displacement demands in regular multistory buildings. Journal of engineering mechanics, 136(1), 1-11.
- Nogueira, F. M., & Barbosa, F. S. (2024). Novel approach for precise identification of vibration frequencies and damping ratios from free vibration decay time histories data of nonlinear single degree of freedom models. International Journal of Non-Linear Mechanics, 167, 104867.
- Okawa, I., Ishiyama, Y., & Watabe, M. (2007). Fundamentals of Structural Dynamics. Lecture Note for IISEE, 96.
- SAP2000, CSI Inc., Berkeley, ABD. 2014
- Türkel, İ., & Bilgehan, M. (2025). The Effect of FPS Parameters in Seismic Isolation under Nonlinear Time History Analysis: Contribution of Curvature Radius of Isolator to Seismic Performance of Structure. Kastamonu University

Journal of Engineering and Sciences, 11(1), 32-39.
<https://doi.org/10.55385/kastamonujes.1678080>

Türkel, İ., & Bilgehan, M. (2026). Effect of Friction Pendulum System Isolators with Different Radius of Curvature and Friction Coefficient on Building Earthquake Performance. Afyon Kocatepe Üniversitesi Fen Ve Mühendislik Bilimleri Dergisi, 26(3), 705-717.
<https://doi.org/10.35414/akufemubid.1800790>

MENFEZ KESİT GEOMETRİSİNİN AYNI HİDROLİK KOŞULLAR ALTINDA HİDROLİK PERFORMANSA ETKİSİ

Burcu ERCAN¹

1. GİRİŞ

Doğal dere yataklarının veya akarsuların karayolları ve demiryollarının altından diğer tarafa geçebilmesini sağlayan drenaj amaçlı kullanılan, sanat yapılarına menfez adı verilir (Ulu ve Aydın, 2018). Yalnızca akış olan dere ve akarsularda değil, yağış sırasında akış meydana gelebilecek kuru dere yataklarında da inşa edilir. Köprüler ile kıyaslandığında menfezler; kolay imal edilen, maliyeti düşük, küçük yapılar olarak kabul edilmesine rağmen ulaşımın sürekliliği ve güvenliğinde büyük rol üstlenmektedir (Bakkour, 2022; Yılmaz, 2020). Doğru planlanmayan bir menfez taşkın gibi doğal afet durumlarında yolun işleyişini aksatarak sorunlara sebep olabilmektedir (Kök vd., 2026). Bu çalışmada aynı toplam tahliye kapasitesine sahip, 2 farklı menfez hidrolik yapısının su yüzü profilleri modellenmiştir.

Menfezlerin hidrolik tasarımında esas alınacak tasarım tekerrür aralığı, OHIO (2020) Drenaj Tasarım Prosedürü'nde belirtilen kriterler doğrultusunda, yolun işlevsel sınıfına ve günlük trafik hacmine bağlı olarak belirlenmektedir.

Sınırlı erişimli otoyollar ve çok şeritli yollar için 50 yıl, günlük trafik hacmi (ADT) 2000 ve üzerinde olan diğer

¹ Dr. Öğr. Üyesi, Kilis 7 Aralık Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, ORCID: 0000-0002-3185-1831.

karayolları ile otoyol bağlantı kolları için 25 yıl, günlük trafik hacmi 2000'in altında olan diğer karayolları için 10 yıl ve bisiklet yolları için 5 yıl tasarım tekerrür aralığı öngörülmektedir (OHIO, 2020). Ayrıca, tüm menfezler için 100 yıllık tekerrür aralığına sahip taşkın debisi esas alınarak bir taşkın tehlikesi değerlendirmesi (*Flood Hazard Evaluation*) yapılması öngörülmektedir (OHIO, 2020).

Bu çalışmada 2 adet göz açıklığına sahip yarım daire (semi circle culvert) ve betonarme kemer (conspan arch culvert) menfezlerin hidrolik performansları karşılaştırılırken ortak hidrolik sınır koşulları ve aynı toplam kesit alanı esas alınmıştır. Kanal eğimi $S: 0.002$, Pürüzlülük katsayısı kemer menfez için (betonarme) 0.013 , yarım daire için ise (dalgalı metal) 0.024 alınmıştır. Kanal uzunluğu 500 m olup, menfez 210 metrede konumlandırılmıştır. Her iki model için ayrı ayrı (PF 1) $Q_1=30$ m^3/s ve (PF 2) $Q_2=50$ m^3/s debiler altında davranışları incelenmiştir

2. MENFEZLER VE HİDROLİK PERFORMANS

Menfezlerde akış koşulları her menfez için farklı olmasının yanında, zaman içerisinde aynı menfezde de farklılık gösterebilmektedir (Norman vd., 2001). Menfezlerde akım koşulları; menfez geometrisi, memba ve mansap su seviyeleri, kanal eğimi, pürüzlülük katsayısı gibi birçok parametreyle ilişkilidir. Menfezlerde hidrolik davranışın incelenmesi 1 boyutlu ve 2 boyutlu sayısal modelleme yöntemleri ile yapılabilmektedir. Fakat 1B hesaplamalar ve modeller hesaplama kolaylığı sağlarken, 2B ve 3B modeller ihtiyaç doğrultusunda daha detaylı ve kompleks olayların (girdap, oyulma ve türbülans gibi) anlaşılabilmesi ve incelenmesine olanak sağlamaktadır (Zeyrek, 2025).

Model oluşturulurken seçilen yöntem ihtiyaç duyulan veriler ışığında seçilmektedir. Bu çalışmada iki farklı geometri, aynı kesit alanı ve farklı pürüzlülük katsayısına sahip modellerin su yüzü seviyeleri, enerji yükseklikleri ve oluşabilecek hidrolik farklar değerlendirilmiş olup, bu sebeple 1B model çözümü yeterli olmuştur. Model geometrisinde kesitler menfez yapısına uygun konumlandırılmıştır; bununla birlikte kesit konumları, menfez giriş ve çıkışındaki akım daralması/genişlemesini fiziksel olarak temsil edecek şekilde kontrol edilmiştir.

3. MATERYAL VE YÖNTEM

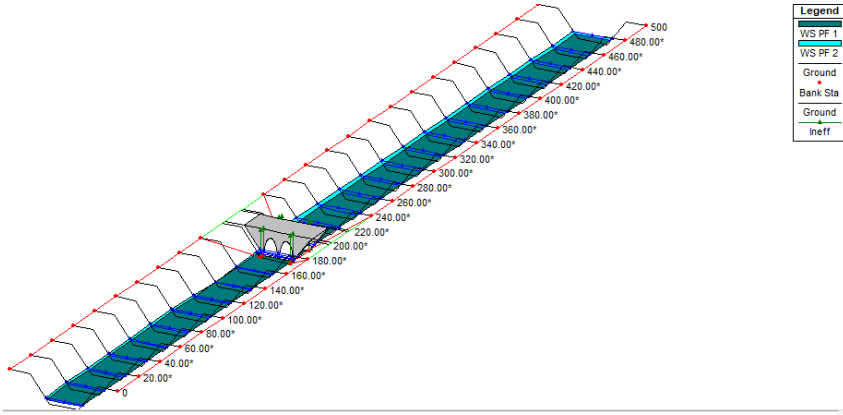
Menfez modellemesi sırasında seçilecek olan menfez tipinin taşıma kapasitesine ve mansapta oyulma, membada taşkın gibi problemlere sebep olmayacak geometriye ve özelliklere sahip olması beklenir. Bir menfez tasarımı sırasında enerji kayıplarının minimum olması beklenir. Doğal dere yatağında ani su hızı değişimleri verimliliği olumsuz yönde etkileyeceğinden dolayı, menfez içerisindeki akış hızının azaltılarak doğal dere yatağındaki akış hızına yaklaşması tasarım sırasında dikkat edilmesi gereken bir noktadır (Erduran vd., 2022).

HEC RAS hidrolik modelleme için gerekli akış modeli geometrisi, 1B ve 2B geometrik akış modelleri oluşturulmasını sağlayan ABD ordusunun yapmış ve geliştirmekte olduğu bir yazılımdır (Ercan vd., 2024). Trapez, dikdörtgen, yarım daire ve üçgen şekillerde modellenen açık kanalların tasarımını HEC RAS programında yapmak mümkündür (Ercan vd., 2019).

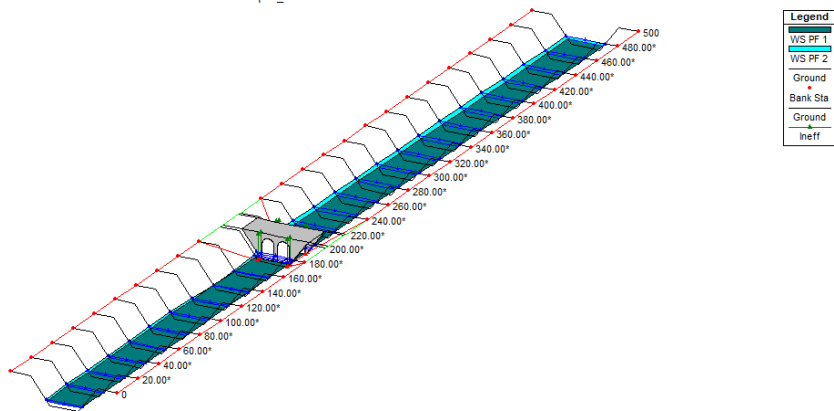
Kanal üzerinde bulunan menfez yapılarının memba ve mansap kısımlarına ikişer kesit eklenmesi gerekmektedir. Bu kesitler memba, mansap yüzlerinin önünde ve ayrıca bu yüzlere 3 ila 6 m uzaklıkta olmalıdırlar (Ardıçlıoğlu, 2017).

4. BULGULAR VE TARTIŞMA

Farklı debiler ($Q_1=30 \text{ m}^3/\text{s}$ ve $Q_2=50 \text{ m}^3/\text{s}$) altında, iki farklı malzemeden imal edilen, iki farklı geometriye sahip modellerin farklı debilerde su yüzü profilleri Şekil 1. ve Şekil 2. de görülmektedir. Modellemede kullanılan Q_2 debisi sınırlı erişimli otoyollar ve çok şeritli yollar yollar için OHIO (2020) 'nin belirlemiş olduğu debi miktarıdır.

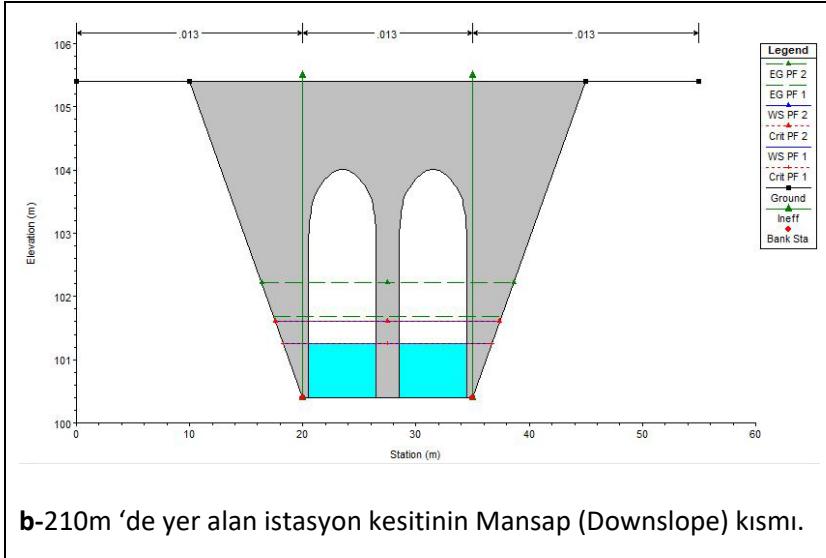
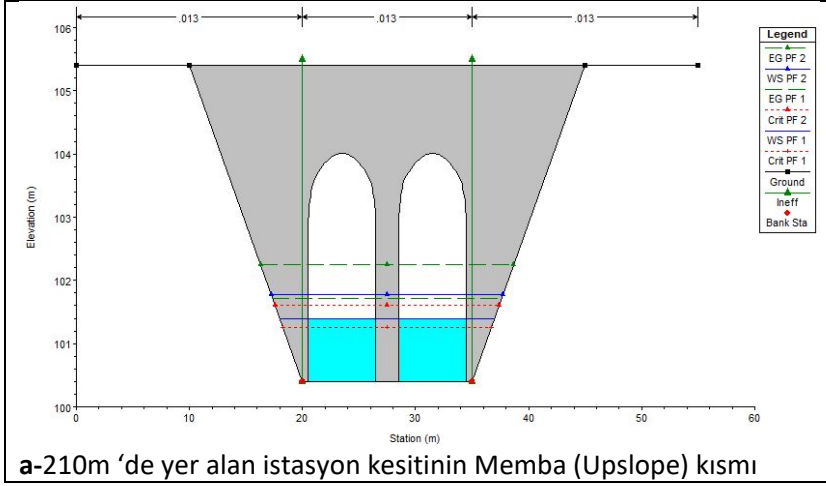


Şekil 1. Yarım daire menfez yapısının Q_1 ve Q_2 debileri altında su yüzü seviyesinin X-Y-Z profil görüntüsü.

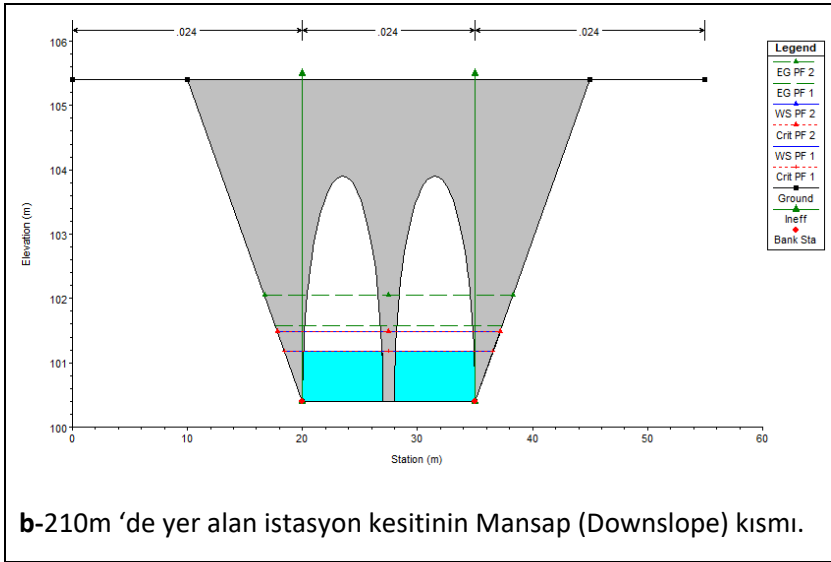
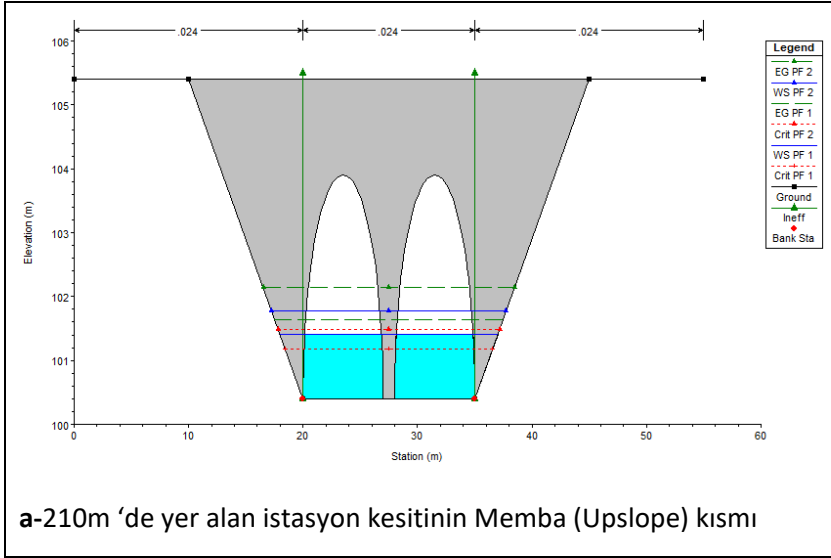


Şekil 2. Kemer menfez yapısının Q_1 ve Q_2 debileri altında su yüzü seviyesinin X-Y-Z profil görüntüsü.

Kemer menfez geometrisine sahip olan yapının memba ve mansap bölgelerine ait $Q_1=30 \text{ m}^3/\text{s}$ (PF1) ve $Q_2=50 \text{ m}^3/\text{s}$ (PF2) debilerine ait su yüzü profilleri, enerji çizgisi seviyeleri aşağıdaki Şekil 3a, Şekil 3b, Şekil 4a ve Şekil 4b 'de verilmiştir.



Şekil 3. Kemer menfezin memba ve mansap (upslope ve downslope) kesitlerindeki su yüzü profili ve enerji çizgileri.



Şekil 4. Yarım daire menfezin memba ve mansap (upslope ve downslope) kesitlerindeki su yüzü profili ve enerji çizgileri.

İki menfez modeline ait Q_2 debisi altında hidrolik verilerin özeti Tablo 1 'de verilmiştir. Bu tablo incelendiğinde; Kemer menfezde su yüksekliği memba tarafında, yarım daire menfez

yapısına göre 19 cm daha yüksektir. Kemer menfezde memba kısmında su hızı yavaşlayarak (sakin akış), daha fazla su hacmi depoladığı görülmektedir. Her iki yapı içinde mansap bölgesinde çıkış hızları eşit olduğu görülse de yarım daire menfezde beton malzemenin pürüzsüzlüğü nedeniyle pürüzlülük katsayısının düşük olması mansap akış hızının daha fazla olmasına sebep olmaktadır. Kemer menfezde enerji daha yüksek olup, sel rejimi hakimdir.

Tablo 1. Yarım daire ve Kemer menfezin $Q_2=50$ m³/s debi altında hidrolik verilerin özeti.

Hidrolik Parametreler	Yarım daire menfez	Kemer menfez
Giriş Su Kotu (W.S. Elev.)	102.13 m	102.32 m
Giriş Akış Alanı	25.93 m ²	28.87 m ²
Giriş Yaklaşım Hızı	1.93 m/s	1.73 m/s
Çıkış Hızı	3.19 m/s	3.19 m/s
Mansap Maksimum Hızı	3.66 m/s	3.78 m/s
Maksimum Froude Sayısı	1.35 (Superkritik)	1.42 (Superkritik)

Yarım daire menfez yapısının yüksek sürtünme direnci etkisi sonucu memba bölgesinde ($Q_2=50$ m³/s debide) kabarmalar meydana gelerek menfez tavanına kalan emniyet payı, Kemer menfez modeline göre daha düşük olduğu gözlemlenmiştir. Kemer menfez modelinde ise pürüzsüz beton kullanımından kaynaklı olarak daha kararlı, emniyetli ve şişme riski daha düşük serbest yüzeyli akım sunmaktadır. Pürüzlülük katsayısı sürtünme kayıplarını neredeyse yarı yarıya azaltmıştır.

5. SONUÇ

Hidrolik kapasite açısından her iki menfez çeşidi de 50 m³/s debi altında yeterli performans göstermektedir. Bununla birlikte, geometrik şekilleri, taşkın emniyeti ve hidrolik davranışları açısından iki model arasında farklar bulunmaktadır. Toplam kesit alanları eşit olmasına rağmen; kemer menfez, yarım

daire menfeze göre yatayda daha dar, düşeyde ise daha yüksek bir geometriye sahiptir.

Memba (upslope) kesitinde kemer menfezdeki su kotunun, yarım daire menfeze göre yaklaşık 19 cm daha fazla kabardığı görülmektedir. Kemer menfezin pürüzsüz beton malzemesinden imal edilmesi sebebiyle pürüzlülük katsayısının daha küçük olması, mansap kesitinde akış hızının ve dolayısıyla akış enerjisinin bir miktar daha yüksek olmasına sebep olmuştur.

$Q=50 \text{ m}^3/\text{s}$ debi altında yarım daire menfezde hava payı (freeboard) yaklaşık 1.77m iken, kemer menfezde bu değer 2.4 m civarındadır. Kemer menfezin, yarım daire menfeze göre hava payının daha yüksek olması, özellikle taşkın anında taşınan rusubat ve diğer malzemelerin kesitte oluşturabileceği daralmalar ve tıkanmalara karşı daha fazla emniyet payı sağlamaktadır. Yapılan modelleme sonucu iki menfez tipinin de bu şartlar altında hidrolik açıdan yeterli olduğunu, fakat kemer menfezin hava payı açısından daha avantajlı olabileceği söylenilebilir.

KAYNAKÇA

- Ardıçlıoğlu, M. (2017). *Açık Kanal Akımları ve HEC-RAS Uygulamaları*. Kayseri, e-book, 428 sayfa, Kasım 2017, https://www.academia.edu/39114149/A%C3%87IK_KANAL_AKIMLARI_ve_HEC-RAS_UYGULAMALARI.
- Bakkour, F. (2022). *BFRP ile güçlendirilmiş betonarme menfezlerin sonlu elemanlar yöntemiyle incelenmesi* (Yüksek lisans tezi). Ondokuz Mayıs Üniversitesi Açık Erişim Sistemi. <https://acikerisim.omu.edu.tr/entities/publication/f6aa6c68-681c-4a61-a1e5-d65eb041598b>.
- Ercan, B., Ünsal, M., Yağcı, A.E., & Söğüt K. (2024). *An Estimation of Flood Zone: QGIS Open Source Software and RiverGIS Toolbar*. 6. International Mediterranean Congress, (400-407). 13-15 August 2024, Rome, Italy.
- Ercan, B., Yağcı, A. E., & Ünsal, M. (2019). *Kahramanmaraş Domuz (Boğaz) Deresi Kuşaklama Kanalının HEC-RAS Modeli*. Doğal Afetler ve Çevre Dergisi, 5(1), 58-64. <https://doi.org/10.21324/dacd.425937>.
- Erduran, K. S., Ünal, U., Dokuz, A. Ş., & Nas, B. (2022). *Kutu ve dairesel kesitli menfez akımlarının deneysel ve sayısal olarak incelenmesi*. Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 11(4), 1053-1062. <https://doi.org/10.28948/ngumuh.1163945>.
- Kök, B. V., Yetkin, Z., Yalçın, E., & Özdemir, A. M. (2026). *Farklı teknik özelliklere sahip kutu menfezlerin işletme şartlarının belirlenmesi*. Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, (Advanced Online Publication).
- Norman, J. M., Houghtalen, R. J., & Johnston, W. A. (2001). *Hydraulic design of highway culverts* (2nd ed., Report No.

FHWA-NHI-01-020). Federal Highway Administration, Office of Bridge Technology. <https://rosap.nhl.bts.gov/view/dot/58539>.

ODOT (Ohio Department of Transportation), (2020). *Location and Design Manual*, Volume Two Revisions. January 17, 2020.

Ulu, A. E., & Aydın, M. C. (2018). HEC-RAS yardımıyla bir menfezin hidrolik analizi. Dicle Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Mühendislik Dergisi, 9(2), 939-946.

Yılmaz, N. (2020). Köprülerde taşkın etkisinin araştırılması (Yüksek lisans tezi). Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi Açık Erişim Sistemi. <https://acikkaynak.bilecik.edu.tr/server/api/core/bitstreams/4b4d6ebd-c4d4-4dbe-8cdf-7780ab0c92b0/content>

Zeyrek, O., Wang, F., & Xu, J. (2025). Behaviors of highway culverts subjected to flooding: A comprehensive review. *Water*, 17(20), Article 2937. <https://doi.org/10.3390/w17202937>.

**İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİNDE
GÜNCEL KONULAR VE
AKADEMİK DEĞERLENDİRMELER**

yaz
yayınları

YAZ Yayınları
M.İhtisas OSB Mah. 4A Cad. No:3/3
İscehisar / AFYONKARAHİSAR
Tel : (0 531) 880 92 99
yazyayinlari@gmail.com • www.yazyayinlari.com