



Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem
Nukleáris Technikai Intézet

NÉGYSZÖGRÁCSBA RENDEZETT PÁLCAKÖTEGBEN KIALAKULÓ TURBULENS ÁRAMLÁS VIZSGÁLATA

Konzulens:

Dr. Tóth Sándor
egyetemi adjunktus

Készítette:

Tiborcz Livia
Energetikai mérnöki alapszakos hallgató
IV. évfolyam

Budapest, 2012

A dolgozat bemutatását a TÁMOP - 4.2.2.B-10/1--2010-0009
"Új tehetséggondozó programok és kutatások a Műegyetem tudományos
műhelyeiben" című program támogatta.

Tartalomjegyzék

Jelölések jegyzéke	III
1. Bevezetés	1
2. Szakirodalmi áttekintés	2
2.1. Az atomenergia jelenlegi helyzete	2
2.2. Fűtőelem-kötegek	3
2.3. A MATIS-H kísérleti berendezés	5
2.4. Pálcakötegben kialakuló áramlás vizsgálata	9
2.5. A CFD alapjai	10
2.5.1. Alapegyenletek	10
2.5.2. Alkalmazott turbulenciamodellek	13
3. CFD számítások	14
3.1. Hálófüggetlenség-vizsgálat	15
3.1.1. Szubcsatorna modell	15
3.1.2. A hálófüggetlenség-vizsgálat eredményei	18
3.2. A MATIS-H berendezés szabad pálcakötegében kialakuló áramlás vizsgálata	23
3.2.1. A teljes szabad pálcaköteg CFD modellje	23
3.2.2. A számítások eredményei és azok összehasonlítása mérési adatokkal	24
4. Összefoglalás	38
Irodalomjegyzék	39

Jelölések jegyzéke

Latin betűk

Jelölés	Megnevezés	Mértékegység
a_3	konstans az SST modellben	-
C_i	számolt érték az i. pontban	
D_{ij}	diffúzió a RSM modellben	kg/ms^3
D	átlagos eltérés	
F_1	súlyfaktor	-
g	gravitációs gyorsulás	m/s^2
i	fajlagos belső energia	J/kg
k	turbulens kinetikus energia	m^2/s^2
k_s	második viszkozitás	Pas
N	átlagolandó pontok száma	-
M_i	mért érték az i. pontban	
p	nyomás	Pa
P_{ij}	produkció a RSM modellben	kg/ms^3
P_k	turbulens kinetikus energia keletkezése	kg/ms^3
r_i	helyvektor i. komponense	m
S	forrástag	egyenletfüggő
T	hőmérséklet	$^{\circ}\text{C}$
t	idő	s
u	sebességvektor	m/s
u_i	sebességvektor i. komponense	m/s
w_{bulk}	átlagsebesség	m/s
y^+	dimenziótlan fali távolság	-

Görög betűk

Jelölés	Megnevezés	Mértékegység
β, β_3	konstansok az SST modellben	-
ϕ	általános skalár	egyenletfüggő
ε	turbulens kinetikus energia disszipációja	m^2/s^3
ε_{ij}	disszipációs tag a RSM modellben	kg/ms^3
Φ	feszültségtenzor	Pa
λ	hővezetési tényező	W/mK
μ	molekuláris viszkozitás	Pas
μ_t	turbulens viszkozitás	Pas
Π_{ij}	redisztribúciós tag a RSM modellben	kg/ms^3
ρ	sűrűség	kg/m^3
$\sigma_{k3}, \sigma_{\omega 2}, \sigma_{\omega 3}$	konstansok az SST modellben	-
τ_{ij}	nyírófeszültség	Pa
ω	turbulens kinetikus energia specifikus disszipációja	$1/\text{s}$
Ω_{ij}	forgási tag a RSM modellben	kg/ms^3
Υ	viszkózus disszipáció	

1. Bevezetés

Világunk növekvő energiaigénye mellett egyre nagyobb hangsúlyt kap az energiaszolgáltatáson belül is a környezetvédelem, illetve a fenntarthatóság kérdése. Ennek következményeként a nukleáris energetika meghatározó részt képvisel a világ villamos energia ellátásában. Jelenleg a világ villamos energia felhasználásának 16%-át[1] fedezi a nukleáris erőművek termelése, ezért folyamatos fejlesztése, biztonságosabbá tétele, illetve a társadalommal való elfogadtatása fontos feladat. Ezen fejlesztések fő irányvonalai a gazdaságosabb és a biztonságosabb üzem elérésére törekednek.

A fejlesztéseket megalapozó elemzések közül a fűtőelem-köteg hűtésére használt közeg áramlási jellemzőinek és hőmérséklet-eloszlásának meghatározása mindig is nagy jelentőséggel bírt. Az utóbbi időben a CFD (Computational Fluid Dynamics) kódokat egyre szélesebb körben alkalmazzák az említett területen is. Az egyik alkalmazási lehetőség a fűtőelem-pálcák rögzítésére használt távtartórácsok áramlási folyamatokra gyakorolt hatásának vizsgálata.

Egy az OECD NEA (Organization for Economic Co-operation and Development, Nuclear Energy Agency) által szervezett nemzetközi kutatás keretei között a résztvevők két különböző geometriájú távtartórács áramlásra gyakorolt hatását vizsgálták CFD kódokkal [2]. A számítási eredményeket a MATIS-H (Measurement and Analysis of Turbulent Mixing in Subchannels-Horizontal) berendezésen végzett mérések eredményivel hasonlították össze.

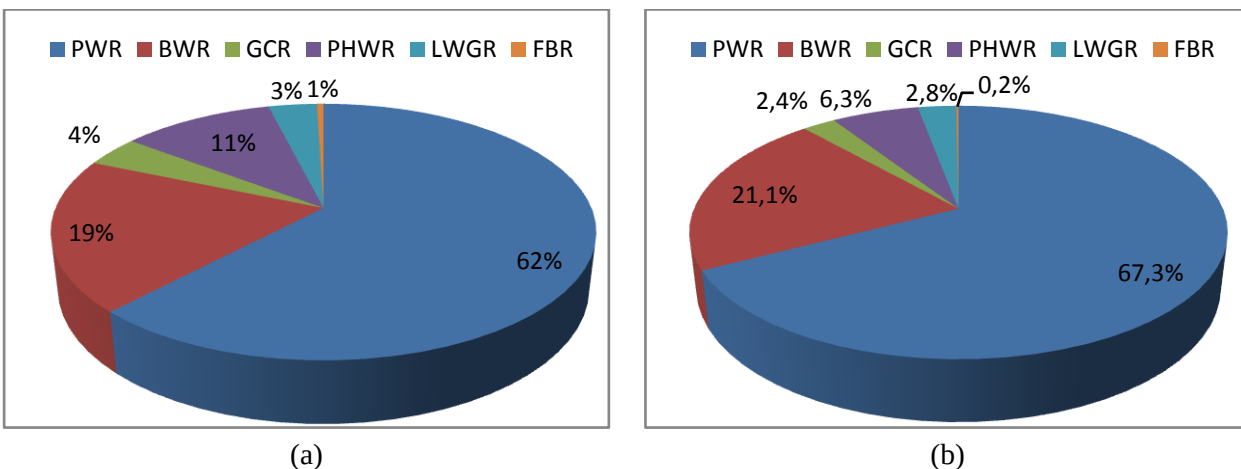
A pontos CFD számítások érdekében fontos a megfelelő belépő peremfeltételek megadása. Munkám során a MATIS-H berendezés szabad pálcakötegének modelljét építettem meg az ANSYS CFX kódban, hogy a távtartórács számításokhoz szükséges belépő peremfeltételeket meghatározzam. A vizsgált geometria egy 1,3-as rácsosztás/pálcaátmérő viszonytalal jellemzett, négyszögrácsba rendezett 5x5-ös szabad pálcaköteg.

A teljes szabad pálcaköteg modell megépítése előtt annak egy szubcsatornáján hálófüggetlenség-vizsgálatot végeztem, hogy meghatározzam az optimális felbontást. Az optimális hálósűrűséggel létrehoztam a teljes geometria CFD modelljét. A belépő peremfeltételek meghatározását több turbulenciamodellel (SST, BSL és SSG Reynolds-feszültség) végeztem el, hogy vizsgáljam a számítási eredmények arra való érzékenységét, és kiválasszam a problémát legjobban leíró modellt. Az eredmények validálását a MATIS-H berendezésen lézer doppler anemométerrel végzett mérések eredményei alapján végeztem el.

2. Szakirodalmi áttekintés

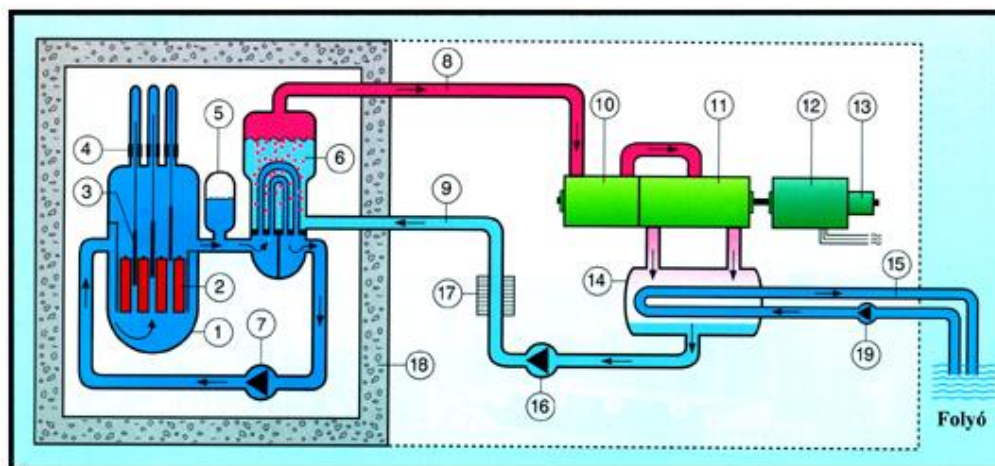
2.1. Az atomenergia jelenlegi helyzete

A világon jelenleg 435 atomerőmű blokk üzemel, közel 369 GW_e villamos teljesítményt szolgáltatva [1]. Ezen felül 65 blokk építése folyik. A villamosenergia-termelésben való részvételi arány országonként eltérő, néhány százaléktól (Irán, Brazília, India), 43,3%-on (Magyarország) át 77,7%-ig terjed (Franciaország). Az 1/a ábrán látható diagram mutatja a villamos hálózatra termelő reaktorok típus szerinti megoszlását. Mint látható jelenleg a legelterjedtebb atomerőmű típus a nyomottvizes reaktor, mely az összes üzemelő blokk 62%-át teszi ki, emellett a forralóvizes reaktorok képviselik a hálózatra termelő atomerőművek döntő többségét. Az 1/b ábrán diagramon az egyes típusok által termelt villamos energia megoszlása is látható. A termelt villamos energia közel 90%-át nyomott, illetve forralóvizes, azaz könnyűvizes reaktorokban termelik meg, míg pl. a gyors tenyésztőreaktorok részesedése elhanyagolható.



1. ábra: A világon működő atomreaktorok típus (a), illetve termelt villamos energia (b) szerinti megoszlása

A nyomottvizes reaktorokban a hűtővíz térfogati forrása nem megengedett, ennek megfelelően a kellően magas hőmérséklet eléréséhez nagy nyomásra van szükség. A jelenleg üzemelő nyomottvizes reaktorokban 120-160 bar nyomást alkalmaznak. A felhasznált friss üzemanyag általában alacsony (3-4%) dúsítású urán, ritkán kevert (MOX - Mixed OXide fuel) üzemanyag. Ezen reaktorok két nagy csoportba oszthatóak: a nyugati típusú ún. PWR (Pressurized Water Reactor) és a szovjet típusú VVER (Voda-Vodyanoi Energetichesky Reaktor) reaktorokra. Mindkét típus esetén az erőmű egy aktív primer és egy inaktív szekunder körből áll. Sematikus felépítése a 2. ábrán látható. A primer körben áramló nagy nyomású víz feladata az üzemanyagban lejátszódó hasadás során felszabadult energia elszállítása a gőzfejlesztőbe. A szekunder körben a tápvíz az előmelegítőkön és a gáztalanító táptartályon át jut a gőzfejlesztőbe, ahol a primerköri közegtől felvett hő hatására elgőzölög, és a turbinára áramlik, ahol munkát végez. A munkát végzett közeg a kondenzátorból a kondenzszivattyún át tér vissza az előmelegítőkhöz.



2. ábra: A nyomottvizes atomerőmű sematikus felépítése [3]

1 Reaktortartály	8 Frissgőz	14 Kondenzátor
2 Fűtőelemek	9 Tápvíz	15 Hűtővíz
3 Szabályozórudak	10 Nagynyomású turbina	16 Tápvíz-szivattyú
4 Szabályozórúd hajtás	11 Kisnyomású turbina	17 Tápvíz-előmelegítő
5 Térfogatkompenzátor	12 Generátor	18 Betonvédelem
6 Gőzfejlesztő	13 Gerjesztőgép	19 Hűtővíz szivattyú
7 Primerkörü keringtető szivattyú		

2.2. Fűtőelem-kötegek

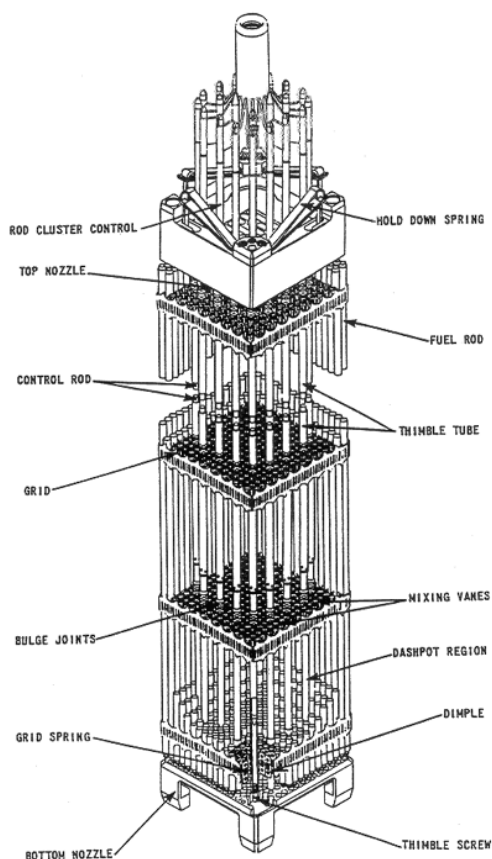
A legtöbb reaktortípus esetén a burkolatként szolgáló üzemanyag-pálcában kisméretű oxid üzemanyag-tablettákat halmoznak egymás fölé [4]. Burkolatanyagként ma szinte kivétel nélkül cirkónium-ötvözetet használnak. A nyomottvizes reaktorok esetében a tabletták külső átmérője 7,57-9,11 mm közötti érték, míg magassága 9-13,46 mm gyártótól és típustól függően.

Az energetikai reaktorokban több tízezer üzemanyag-pálca található, melyek mozgatása egyesével nagyon bonyolult, szinte megoldhatatlan feladat lenne, így a pálcákat ún. kötegekbe foglalják, mely az aktív zóna legkisebb mozgatható egysége. Ezek száma általában már csak néhány száz, így mozgatásuk megoldható. A fűtőelem-kötegek kialakításánál sok szempontot figyelembe kell venni pl. a reaktor típusát, a rács típusát, a reaktivitáskompenzálás módját, a szabályozóelemek kialakítását, amelyek mind hatással lehetnek a konkrét megvalósításra. A kazettát körülveheti vékony perforált vagy perforálatlan burkolat, de létezik burkolat nélküli köteg is. A kötegen belül a pálcák elhelyezkedhetnek négyzet- vagy háromszögrácsban. Ennek megfelelően a fűtőelem-kazetta négyzet vagy hatszög keresztmetszetű lehet.

A nyugati PWR-ekben (3. ábra) a fűtőelemek négyszögrácsban helyezkednek el, tipikusan 16x16 vagy 17x17 elrendezésben. A szabályozórudak mozgatása a kötegen belül kialakított üres fűtőelem pozíciókban lehetséges, illetve a köteg közepén található egy ún. műszereső, mely detektorok befogadására is alkalmas. A köteget körülvevő burkolat a mai korszerű PWR-ekben már nem megtalálható, melynek köszönhetően a hűtőközeg kötegek közötti keresztáramlása

lehetővé válik. Ez a kialakítás segíti a teljesítmény egyenletesebbé tételét, illetve növeli a forráskrizissel szembeni biztonságot.

A VVER reaktorokban a PWR reaktorokkal szemben háromszögben helyezkednek el a fűtőelemek, így a kazetta alakja hatszögletes. A VVER 440 köteg esetén van, míg a VVER-1000 köteg esetén nincs burkolat. Az utóbbi a keresztmetszet alakjától eltekintve jobban hasonlít a nyugati PWR kazettáihoz.

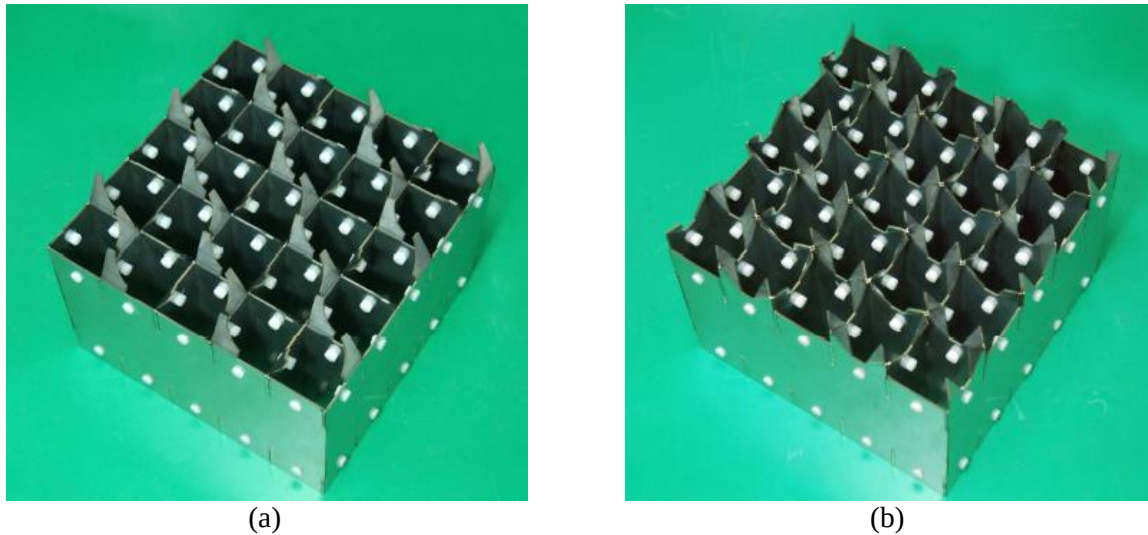


3. ábra: Négyzög (Westinghouse PWR) [5] és háromszög (VVER) [6] elrendezésű üzemanyag-kazetták

A pálcák pozicionálása, illetve a rezgések okozta mechanikai igénybevételek minimalizálása céljából a fűtőelem-köteg mentén távtartórácsok helyezkednek el. Ezeket a hűtőközeg intenzívebb keveredését elősegítő keverőfülekkel is el lehet látni. A kötegek felső részében, ahol a forráskrizis kialakulásának veszélye nagyobb, tartófunkcióval nem rendelkező, a hűtőközeg-keveredést elősegítő pótlólagos rácsok is elhelyezhetők.

Az intenzívebb keveredés egyenletesebb hűtőközeg hőmérséklet-eloszlást eredményez, ami kisebb teljesítmény-különbséget tesz lehetővé a reaktoron belül, elősegítve a magasabb teljesítményszintek biztonságos elérését. A PWR reaktorok esetében általánosan elterjedt a távtartórács keverőfülekkel való ellátása, illetve csak erre a célra beiktatott további rácsok alkalmazása. Ezzel szemben a VVER reaktorokban ez még nem található meg, de kísérletek folynak az alkalmazása terén [7].

Két tipikus keverőrács elrendezés az ún. „split” és a „swirl”. Egy 5x5 kísérleti pálcaköteghez illeszkedő „split” típusú keverőrács a 4/a ábrán, egy „swirl” típusú pedig a 4/b ábrán látható.



4. ábra: „Split” (a) és „swirl” (b) típusú keverőrács [2]

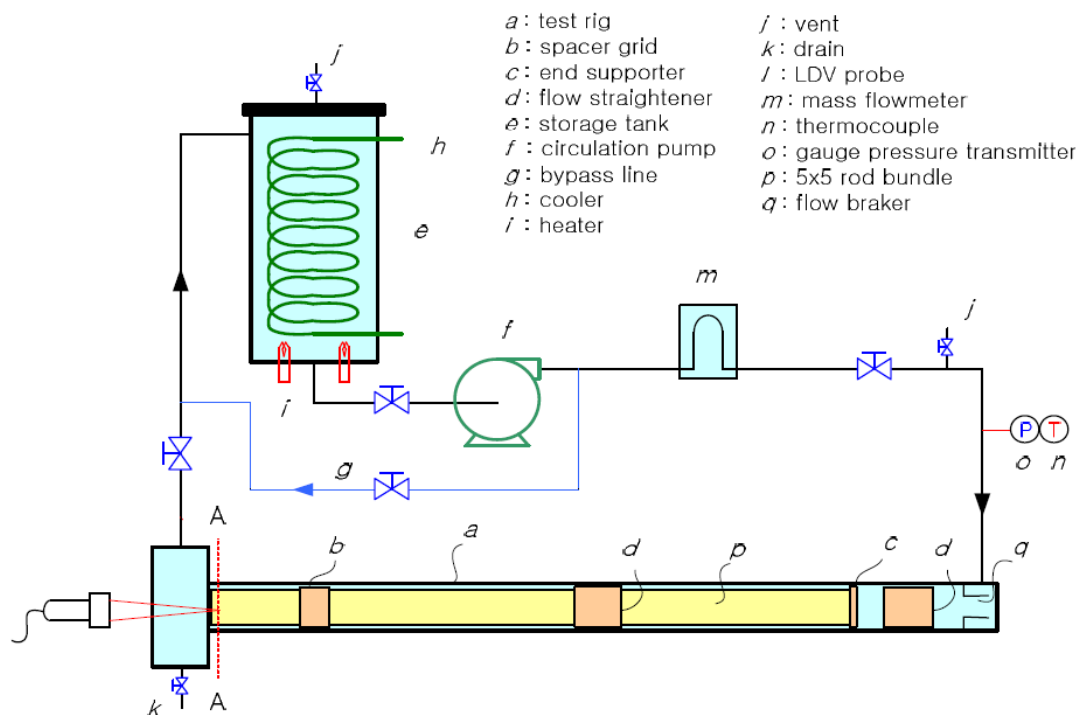
2.3. A MATIS-H kísérleti berendezés

A MATIS-H (Measurement and Analysis of Turbulent Mixing in Subchannels-Horizontal) kísérleti berendezés a KAERI-ben (Korean Atomic Energy Research Institute-Koreai Atomenergia Kutatóközpont) található Daejeonban [2]. A berendezésen végzett kísérletek eredményei alapján lehetőség nyílik CFD kódokkal történt számítások validálására [8]. 2011-ben egy nemzetközi benchmark keretei között a résztvevők (Argonne National Laboratory, CEA, Karlsruhe Institute of Technology, U.S. Nuclear Regulatory Commission stb.) két, keverőfülekkel ellátott távtartórács (4. ábra), áramlásra gyakorolt hatását vizsgálták. A valóságot hűen visszaadó CFD számítások fontos része a pontos peremfeltételek megadása. A belépő peremfeltételek megadása történhet mért adatsor (a benchmark résztvevőinek kis része használta) vagy számítások alapján. A számítások során a vizsgált terület minden pontjában, míg mért adatsor esetén csak bizonyos helyeken áll rendelkezésre érték, így utóbbi jelentős interpolációs hibát vihet a peremfeltételek megadásába. Munkám során ezen peremfeltételeket határoztam meg és hasonlítottam össze a következőkben leírt mérés adataival.

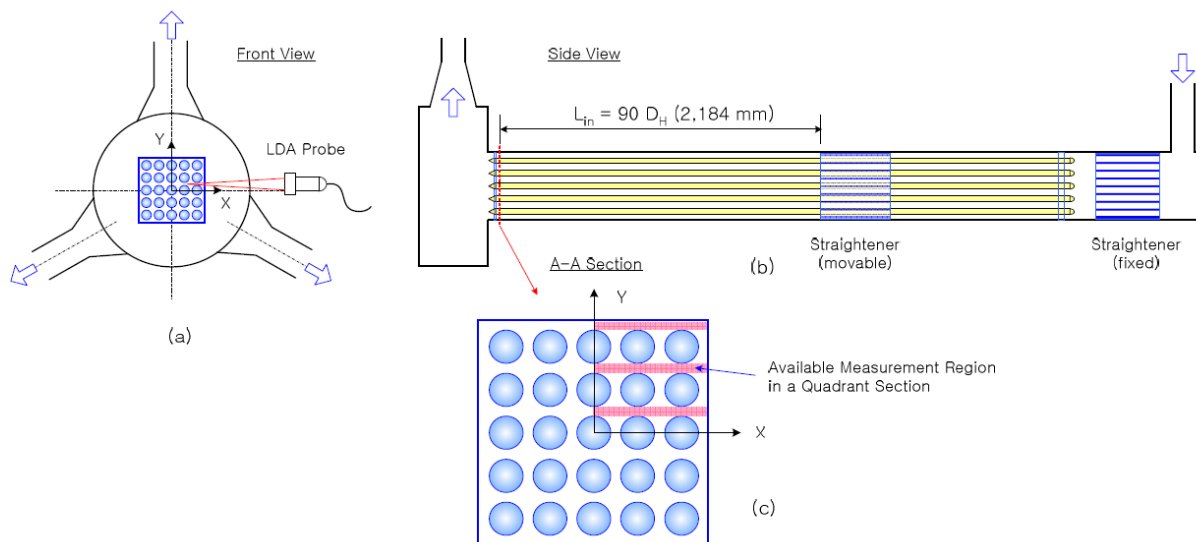
A tesztberendezés (5. ábra) három fő része a víztartály (e), a keringtető szivattyú (f) és a mérőszakasz (a). A mérés során az állandó tömegáramot a szivattyú fordulatszám-szabályozásával biztosították, míg az izotermikus feltételeket fűtő- és hűtőrendszerrel valósították meg. A kör fő paramétereinek monitorozásához és szabályozásához termoelem (n), tömegárammérő (m) és nyomásmérő (o) található a vizsgált térrészbe való belépés előtt. Ezek után következik a teszt szakasz, melybe való beáramlás során a közeg 90°-os irányváltást szenved el. Az ezáltal okozott örvénylések, turbulencia kiküszöbölésére a belépés után egy fixen pozicionált áramlás-egyenletesítő (d) található, melyet egy alsó távtartórács (c) követ. Innentől

kezdődik az 5x5-ös pálcaköteg (p). A közeg ismét egy áramlás-egyenletesítőn (d) halad keresztül, de ez esetben ez egy mozgatható eleme a berendezésnek. Ezek után, a szabad pálcaköteg mérése során, az LDA mérés pozíciójáig (A-A) nincs más „akadály” a pálcakötegben. A közeg a csatorna végén található háromlábú dobbon keresztül jut vissza a tartályba. Keverőfülekkel ellátott távtartórács vizsgálatakor, az a „b” pozícióban helyezhető el, mely távolsága a mozgatható áramlás-egyenletesítőtől úgy lett megválasztva ($>90 D_H$), hogy a közeg döntően kialakult áramlási profillal rendelkezzen a távtartórács előtt.

A körben 35 °C-os sótanított vizet keringtettek 156,9 kPa nyomás alatt.



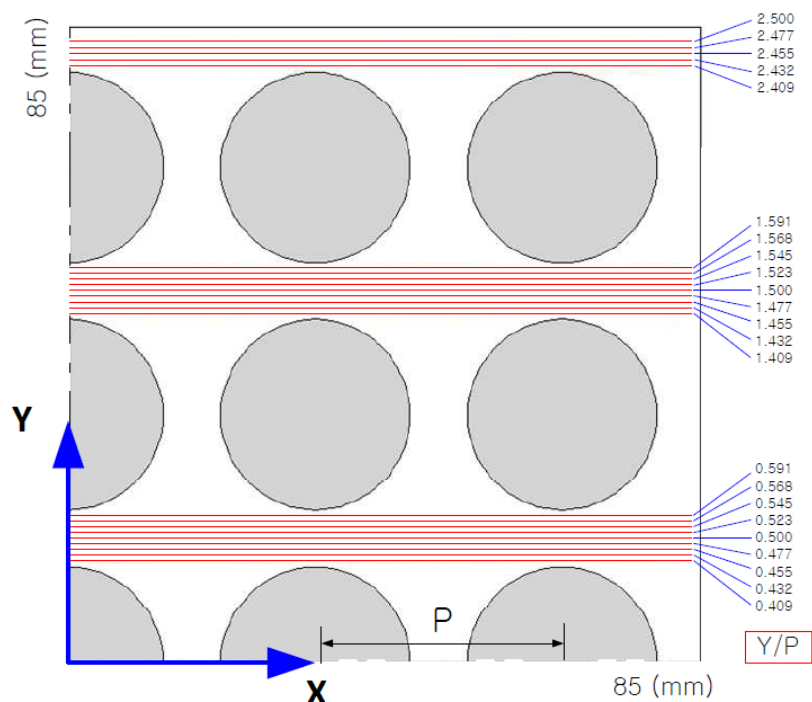
5. ábra: A MATIS-H tesztberendezés [2]



6. ábra: A mérési elrendezés [2]

A tesztszakasz teljes hossza 4970 mm, keresztmetszete $170 \times 170 \text{ mm}^2$. A fűtőelem-köteg teljes hossza 3863 mm, a pálcák átmérője 25,4 mm, rácsosztása belül 33,12 mm, a fal mellett pedig 18,76 mm. Ezek alapján a jellemző rácsosztás/pálcaátmérő viszony 1,3, az egyenértékű átmérő pedig 24,27 mm.

A méréseket lézer doppler anemométerrel végezték el. Ezen mérés technika lehetővé teszi az áramlási sebesség vizsgálatát annak zavarása nélkül. Alapját a Doppler-effektus adja, mely a hullám frekvenciájának (és ezzel együtt hullámhosszának) a megváltozása a hullámforrás és a megfigyelő egymáshoz képesti mozgása miatt. Amikor a fény egy mozgó tárgyról visszaverődik („közvetett forrás”), annak frekvenciája a részecske sebességével arányos módon megváltozik. A mérés során az áramló közeghez - az áramlással való együttthaladás érdekében - a közeg sűrűségéhez közeli részecskéket juttatnak, majd ismert frekvenciájú lézerrel megvilágítják, és a lézer útjában áthaladó részecskék által visszaszórt fényt egy fotoelektron-sokszorozóval érzékelik. Az LDA magas frekvenciájú mintavételezése és kis mintavételi területe lehetővé teszi a turbulens áramlások pontos mérését, ugyanakkor a sebességkomponensek csak egy-egy pontban határozhatóak meg.



7. ábra: Mérési pozíciók [2]

A távtartórács számítások belépő peremfeltételeinek meghatározásához a „b” pozícióban található távtartórácsot eltávolították, míg a mozgatható áramlás-kiegyenlítőt a mérési ponttól $90D_H$ távolságra helyezték el, annak reményében, hogy ilyen hosszúságú szakaszon már teljesen kialakult áramlás éri el az A-A metszetet. Ahogy az a 7. ábrán is látszik a méréseket a köteg negyedében végezték el. Ennek oka a pálcák zavaró hatása az LDA mérések szempontjából. Összesen 23 vonal mentén, mindegyikben 110 mérési pontban vettek fel adatokat. Ezek közül öt található a legfelső és kilenc-kilenc a középső illetve az alsó résben. A mérés fő paramétereit az 1. táblázat tartalmazza.

Paraméter	Átlagérték	Bizonytalanság (%)
Tömegáram	24,2 kg/s	0,29
Hőmérséklet	35 °C	2,9
Nyomás	156,9 kPa	0,39
Átlagsebesség	1,5 m/s	0,37
Reynolds-szám	50 250	2,01

1. táblázat: A mérés fő paramétereit [2]

A mérési adatok normálva álltak rendelkezésemre. A geometriai adatok esetén a pálcaosztással, (a 7. ábrán is ennek megfelelően vannak jelölve a vonalak) a sebesség, illetve annak RMS értéke esetén az átlagsebességgel végezték el a normálást. Az axiális sebesség, illetve annak RMS értékét minden vonal mentén, míg a keresztirányú adatokat csak minden rés közepén mérték. A mért adatok alapján az axiális sebesség RMS értéke 5-10 %-a az átlagsebességnek a faltól való távolság függvényében. A mérés bizonytalansága 95%-os konfidencia szint mellett 4,8-5% közötti érték, melyet a szisztematikus hibák (LDA pozicionálása, geometriai konstrukciója) és a véletlen hibák tesznek ki.

2.4. Pálcaketegben kialakuló áramlás vizsgálata

A nukleáris energia békés célú felhasználásával egy időben megjelent az igény annak biztonságosabbá tételére, mely idővel egyre nagyobb hangsúlyt kapott. Az atomerőművek biztonságos üzemeltetésének egyik alapfeltétele a hűtőközeg hőmérséklet-eloszlásának, illetve a kialakuló keveredési folyamatoknak, áramlási képeknek az ismerete. A jelenség kísérleti kutatása már az ötvenes években elkezdődött, és jelenleg is intenzíven folyik. A zónában kialakuló áramlási folyamatok számítógépes szimulációkkal történő modellezése CFD kódokkal a nyolcvanas évek végén kezdődött.

A kísérletek során a szubcsatornák között erős keveredést tapasztaltak, mely főleg szűk pálcaketegekben volt szokatlanul intenzív [9]. A jelenség Nikuradze nem kör keresztmetszetű áramlási csatornákra végzett vizsgálataiból már ismert volt. Nikuradze a tapasztaltakat a másodlagos örvények kialakulásával magyarázta. Az intenzívebb keveredés magyarázataként a szekunder örvények helyett a makroszkópikus áramlási jelenségeket 1973-ban elsőként Rowe javasolta. Később arra a következtetésre jutott, hogy az áramlási képet legjobban befolyásoló geometriai adat a pálcaosztás és a pálcaátmérő hányadosa (P/D).

A számítások során kezdetben kétegyenletes modelleket alkalmaztak. Sok munkában a $k-\epsilon$ modellt használták, de az eredmények sokszor nem fedték a valóságot [10]. Házi Gábor egy háromszögrácsba rendezett, 1,3 P/D viszonytal jellemzett pálcaketeg modellel végzett számításokat $k-\epsilon$, illetve Reynolds-feszültség modellek használatával. Eredményei alapján nemcsak kvantitatív, de kvalitatív eltérés is van a két modell alkalmazása között. A Reynolds-feszültség modell magasabb sebesség értékeket adott, illetve a szekunder örvények becslésére is alkalmas volt. A $k-\epsilon$ modell alkalmazása során szekunder örvények nem jelentek meg, így a valóságban kialakuló áramlás egyik fontos jellemzőjének becslésére nem volt alkalmas ezen modell.

A Nukleáris Technikai Intézetben végzett számítások során egy 1,35 P/D viszonyú háromszögrácsba rendezett pálcaketegben kialakuló áramlást vizsgáltak [11]. Ehhez a $k-\epsilon$, az SST, a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modelleket alkalmazták. Számításaik alapján az áramlási kép megfelelő pontosságú leírására a Reynolds-feszültség modellek a legalkalmasabbak, melyek közül a BSL modell eredményei illeszkedtek a legjobban a mérési adatokhoz.

Chang és Tavoularis az intacsionárius Reynolds-átlagolt Navier-Stokes egyenleteket alkalmazva vizsgáltak egy négyszög alakú szubcsatornában kialakuló áramlási képet [9]. Eredményeik tisztán mutatták az egymást követő, ellentétes irányba forgó örvényeket, melyek Möller 1986-ban kidolgozott modelljében szerepeltek először.

Horváth és Dressel négyszögrácsban elhelyezkedő 1,194 és 1,326 P/D viszonyú pálcaketegeket vizsgáltak [12]. Megállapították, hogy az eredmények pontosságában nagy szerepe van a hálófelbontás finomságának, illetve a háló típusának is (strukturált hálóval pontosabb eredményeket kaptak). Az alkalmazott turbulenciamodellek közül a Reynolds-feszültség modellek írták le a legjobban a vizsgált problémát.

Gandhir és Hassan egy keverőfülekkel ellátott 5x5-ös pálcakötegben kialakuló áramlás pontos leírásához az SST modellt találták a legalkalmasabbnak [9]. Liu és társai szintén négyzetgrácsba rendezett köteget vizsgáltak, különböző keverőfülekkel ellátott távtartórácsokkal [13]. Eredményeik alapján a Reynolds-feszültség modellek képesek a szekunder örvények, illetve az áramlási kép pontos visszaadására.

A MATIS-H benchmark résztvevői közül sokan alkalmaztak átlagos sebességet belépő peremfeltételként, míg mások számításokkal határozták meg a belépő sebességeloszlást. Eredményeik alapján a Reynolds-feszültség modellek voltak a legalkalmasabbak a probléma leírására, amelyek közül Galibrodó és Strebnev számításai során a BSL modell kissé pontosabb eredményeket adott [14].

A kötegben kialakuló áramlási kép ismerete fontos a pálcák mechanikai igénybevételeinek vizsgálata során is, melyet Fournier és társai széleskörűen vizsgáltak [15]. Munkájuk során a Saturne kód használatával az összenyomhatatlan közegre felírt Navier-Stokes egyenleteket az egyszerű k- ϵ modellel oldották meg a zóna alsó felében. A belépő peremfeltétel, az alsó zóna-tartólemez, illetve a töltet típusának áramlásra gyakorolt hatását tanulmányozták. Eredményeik hozzájárultak a kialakuló áramlás és a mechanikai igénybevételek okozta károsodás közti kapcsolat megismeréséhez.

A komplex, időfüggő áramlási struktúrák szimulációjára a legpontosabb eredményt a direkt numerikus szimuláció szolgáltatja, mely a turbulenciát nem modellezi, hanem a legkisebb örvényekig felbontja az áramlást. Ígéretes számítási eljárás a LES (nagy örvény szimuláció) is, ami csak a hálóméret alatti örvényeket modellezi. Mindkét módszer hátránya, hogy ipari problémákra a nagy számítási kapacitás igényük miatt korlátozottan alkalmazhatóak.

2.5. A CFD alapjai

2.5.1. Alapegyenletek

A Computational Fluid Dynamics (CFD) az áramlási és az azzal kapcsolatos lejátszódó transzportfolyamatok (hő, anyag), illetve egyéb kapcsolódó jelenségek (pl. kémiai reakciók) numerikus leírásának és számításának módszereit tartalmazza [16];[17]. Kezdetben (1960-as évek) egyedi problémákra kifejlesztett, speciális célú CFD kódokat alkalmaztak. A számítástechnika fejlődésével egyre több kontrolltérfogatra alkalmazása vált lehetővé, miközben az egy kontrolltérfogatra jutó számítási idő csökkent. Az első általános célú CFD programot (PHOENICS) Brian Spalding vezetésével a Concentration Heat And Momentum Limited, (CHAM) cég csoportja alkotta meg a nyolcvanas években. Ezután jelentek meg és terjedtek el az általános célú CFD kódok. A kódok nukleáris alkalmazása a kilencvenes években kezdődött. Jelenleg mind nyílt (pl. Open Foam), mind pedig zárt (pl. ANSYS CFX) forráskódú programok megtalálhatóak a piacon, míg saját fejlesztésű, speciális kódokkal a nagy kutatóintézetek (Los Alamos, CEA) rendelkeznek.

A CFD kódok alkalmazásának fő előnyei a költséghatékonyság, a gyorsaság, részletes információ szolgáltatása az áramlásról, illetve az ideális körülmények (pl. belső súrlódástól mentes) között lezajló folyamatok vizsgálatának lehetősége. Mindez széles körű ipari és kutatási

alkalmazását teszi lehetővé. Ugyanakkor, mint minden módszernek, ennek is vannak hátrányai. Az eredmények a fizikai, illetve a numerikus modellek pontatlanságával terheltek, illetve a valóságot hűen tükröző eredmények csak megfelelően pontos kezdeti- és peremfeltételek mellett nyerhetők. Az említettek miatt a CFD modellek validálása szükséges.

A CFD számítás három fő részre tagolható. Előfeldolgozás (pre-processing), számítás (solving), illetve utófeldolgozás (post-processing). Ezen feladatok elvégzésére a CFD kódokban általában külön programok állnak rendelkezésre. Számításaim során az ANSYS CFX programcsomagot használtam, így erre vonatkozóan ismertetem röviden az egyes részeket. Az előfeldolgozásnak két lépése van: a geometria és a háló megalkotása, mely a vizsgált térrész kontrolltérfogatokra bontását jelenti, illetve a probléma definiálása megfelelő kezdeti- és peremfeltételek megadásával. A geometria és a háló megalkotása az ICEM CFD, míg a probléma definiálása a CFX-Pre programban történik. A következő lépés a numerikus számítás, melyet a CFX-Solver végez el. Az utófeldolgozás az eredmények kiértékelését jelenti, melyet a CFX-Post-ban lehet elvégezni.

A számítások során megoldott egyenletek általános alakja:

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \text{div}(\rho\phi\mathbf{u}) = \text{div}\{\Gamma_\phi(\text{grad}\phi)\} + S_{M,\phi} \quad (2.1)$$

Az egyenlet bal oldalának első tagja leírja a ϕ mennyiség időbeli változását, míg a második tag annak konvektív transzportját adja meg. A jobb oldalon szereplő első tag a ϕ mennyiség molekuláris diffúzió okozta megváltozását, míg a második tag a forrásokat foglalja magába. Az általános skalár mennyiség (ϕ) helyére a megfelelő mennyiségeket helyettesítve megkapjuk az impulzus-, a tömeg- és az energiamegmaradási-egyenleteket.

Egyenlet	ϕ értéke
Impulzusegyenlet x	u
Impulzusegyenlet y	v
Impulzusegyenlet z	w
Kontinuitás	1
Belső energia	i

2. táblázat: A ϕ értéke a transzportegyenletekben

Ezek alapján a (2.1) egyenlet a következőképpen néz ki $\phi=1$ esetén, ami a tömegmegmaradást adja:

$$\frac{\partial\rho}{\partial t} + \text{div}(\rho\mathbf{u}) = 0 \quad (2.2)$$

Az energiaegyenletet $\phi=i$ helyettesítéssel kapjuk:

$$\frac{\partial(\rho i)}{\partial t} + \text{div}(\rho i\mathbf{u}) = -p \text{div}(\mathbf{u}) + \text{div}\{\lambda(\text{grad}T)\} + S_i + \dot{V} \quad (2.3)$$

A (2.3) egyenletben szereplő γ a viszkózus disszipációt fejezi ki. Végül az impulzusegyenletek komponenseit a $\phi=u/v/w$ helyettesítéssel kaphatjuk meg. Ezeket összefoglalva:

$$\rho \frac{D\mathbf{u}}{Dt} = \underline{\underline{\Phi}} \nabla + \rho \mathbf{g} + S_M \quad (2.4)$$

Ahol a $\underline{\underline{\Phi}}$ a feszültségtenzor:

$$\underline{\underline{\Phi}} = \begin{pmatrix} -p + \tau_{xx} & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & -p + \tau_{yy} & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & -p + \tau_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.5)$$

A (2.2)-(2.4) egyenletrendszer kiegészül még két állapotegyenlettel:

$$p = p(\rho, T) \quad (2.6)$$

$$i = i(\rho, T) \quad (2.7)$$

Ezzel együtt az egyenletek száma hét, míg az ismeretleneké tizenhat, így az egyenletrendszer nem megoldható, további összefüggésekre van szükség. A sebességtér és a $\underline{\underline{\Phi}}$ feszültségtenzor elemei közötti összefüggés segítségével zárható le az egyenletrendszer. Ha a vizsgált folyadék newtoni közeg, akkor a feszültségtenzor elemeire a következő igaz:

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial r_j} + \frac{\partial u_j}{\partial r_i} \right) + \delta_{ij} k_s \frac{\partial u_i}{\partial r_i} \quad (2.8)$$

A newtoni közegre értelmezett impulzusegyenletet nevezzük Navier-Stokes egyenletnek, melynek komponensei az előbbiek alapján:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \text{div}\{\mu(\text{gradu})\} + S_{M,x} \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{v} \mathbf{u}) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \text{div}\{\mu(\text{grad}v)\} + S_{M,y} \quad (2.10)$$

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{w} \mathbf{u}) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \text{div}\{\mu(\text{grad}w)\} + S_{M,z} \quad (2.11)$$

Ezzel az ismeretlenek és a megoldandó egyenletek száma megegyezik. Az egyenletrendszer közvetlen megoldását direkt numerikus szimulációnak nevezzük. Azonban az esetek döntő többségében ez nem végezhető el a nagy számítási kapacitás igény miatt. Állandósult turbulens áramlás során a paraméterek értékei időben sztochasztikusan változnak egy átlagérték körül. Ekkor a sebességkomponensek felbonthatóak egy átlagérték és egy sztochasztikus ingadozás összegére: $u(t) = \bar{u} + u'(t)$. Ezen összefüggést behelyettesítve a (2.9)-(2.11) egyenletekbe, majd azokat idő szerint átlagolva kapjuk az ún. Reynolds-átlagolt

Navier-Stokes egyenleteket, melyekben megjelennek a Reynolds-feszültségek: $\overline{\rho u_i u_j}$. Hasonlóan lehet a kontinuitás-, illetve az energiaegyenletet is átlagolni. Az így kapott egyenletrendszerben az ismeretlenek száma több mint az egyenleteké, így közelítő modellekhez, egyszerűsítésekhez kell folyamodnunk. Az egyenletrendszer lezárásához turbulenciamodelleket használunk, melyek közül a legegyszerűbbek az algebrai turbulenciamodellek, ezeket követik az egy-két egyenletes modellek (SST, k- ϵ , k- ω), míg a legkevesebb elhanyagolást a Reynolds-feszültség modellek jelentik.

A fenti egyenletrendszer megoldása minden időlépésben két numerikus műveletet foglal magában. Az első lépés az együttható iteráció, azaz a nemlineáris egyenletek linearizálása. A második lépés pedig az egyenlet-megoldási iteráció, mely során a lineáris egyenletek megoldása történik meg.

2.5.2. Alkalmazott turbulenciamodellek

SST (Shear Stress Transport) [16];[17]

Az SST (nyírófeszültség modell) olyan kétegyenletes örvényviszkózitás modell mely a k- ϵ és a k- ω modellek előnyeit egyesíti. A térben való érvényességi köre alapján a falhoz közeli áramlás leírása a k- ω , míg az attól távoli áramlás leírása a k- ϵ modell alapján történik.

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \text{div}(\rho k \mathbf{u}) = \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k3}} \right) \text{grad}(k) \right] + P_k - \beta \rho k \omega \quad (2.12)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \text{div}(\rho \omega \mathbf{u}) = \\ \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 3}} \right) \text{grad}(\omega) \right] + a_3 \frac{\omega}{k} P_k - \beta_3 \rho \omega^2 + (1 - F_1) 2 \rho \frac{1}{\sigma_{\omega 2} \omega} \text{grad}(k) \cdot \text{grad}(\omega) \end{aligned} \quad (2.13)$$

A (2.12) egyenlet a turbulens kinetikus energia, a (2.13) egyenlet pedig a turbulens kinetikus energia specifikus disszipációjának transzportját írja le. F_1 az ún. súlyfaktor, ami a k- ω és a k- ϵ modellek közötti váltást teszi lehetővé a faltól távolodva.

Az SST modell előnye, hogy a fal mellett is pontosabb eredményt ad, míg a távolféri érzékenység nem jelenik meg. A modell figyelembe veszi a turbulens nyírófeszültség transzportját, így pontosabban becsli a leválások helyét és intenzitását.

Reynolds-feszültség modellek [16];[17]

A legkomplexebb klasszikus turbulenciamodellek a Reynolds-feszültség modellek (RSM). A modell a hat független Reynolds-feszültség transzportjára ír fel egy-egy parciális differenciálegyenletet. (A dualitás elve miatt a Reynolds-feszültség tenzor kilenc eleme közül csak hat független, hiszen $\overline{\rho u_i u_j} = \overline{\rho u_j u_i}$). Az egyenletrendszer lezárásához szükség van még

egy turbulencia jellemzőre, ami lehet a disszipáció (ε) vagy a specifikus disszipáció (ω). Attól függően, hogy melyiket választjuk, a modell falfüggvényt használ (SSG Reynolds-feszültség modell - ε) a falhoz közeli áramlás leírására, vagy képes a viszkózus alapréteget is felbontani (BSL Reynolds-feszültség modell - ω).

$$\frac{\partial(\overline{\rho u_i u_j})}{\partial t} + \text{div}(\overline{\rho u_i u_j \mathbf{u}}) = P_{ij} + D_{ij} - \varepsilon_{ij} + \Pi_{ij} + \mathcal{Q}_{ij} \quad (2.14)$$

Az egyenlet bal oldalán a Reynolds-feszültség teljes megváltozása áll, ami a konvektív és a lokális megváltozás összege, míg a jobb oldalon lévő tagok a produkciót (P_{ij}), a diffúziós transzportot (D_{ij}), a disszipációt (ε_{ij}), a redisztribúciót (Π_{ij}), illetve a forgás ($\mathcal{Q}_{ij}$) miatti transzportot fejezik ki.

A Reynolds-feszültség modellek előnye, hogy a problémák szélesebb körének leírására alkalmasak, és általában pontosabb eredményeket adnak, mint az örvényviszkózitás modellek. Különösen igaz ez pálcakötegben kialakuló áramlások esetén, ahol a turbulencia anizotrópiájának fontos szerepe van [11]. Ugyanakkor hátránya a nagyobb számítási kapacitás igénye és az alacsonyabb validáltsága.

3. CFD számítások

Dolgozatomban a MATIS-H tesztberendezés szabad pálcakötegének CFD modelljét készítettem el a teljesen kialakult áramlás vizsgálata céljából. Az eredményeket a benchmark résztvevőinek kiadott LDA mérési adatokkal hasonlítottam össze. A számításokhoz az ANSYS-CFX 12.1 programot használtam. Ezen munka eredményeként nyert adatokat később belépő peremfeltételként fogom alkalmazni keverőfülekkel ellátott távtartórács vizsgálata során.

Először egy hálózatlenség-vizsgálatot végeztem, melynek során a számítógépi kapacitás korlátozott rendelkezésre állása miatt, csak egy szubcsatorna részletet modelleztem. Az eredményeket alapul véve kiválasztottam egy optimális hálózatlenséget, ami a teljes geometriai modell hálózatlenségek alapját adta. Végül a teljes modell megalkotása után a turbulenciamodellek eredményekre gyakorolt hatását vizsgáltam melyhez az összehasonlítási alapot a mérési adatok szolgáltatták.

A következőkben a fent vázolt munkát mutatom be részletesebben.

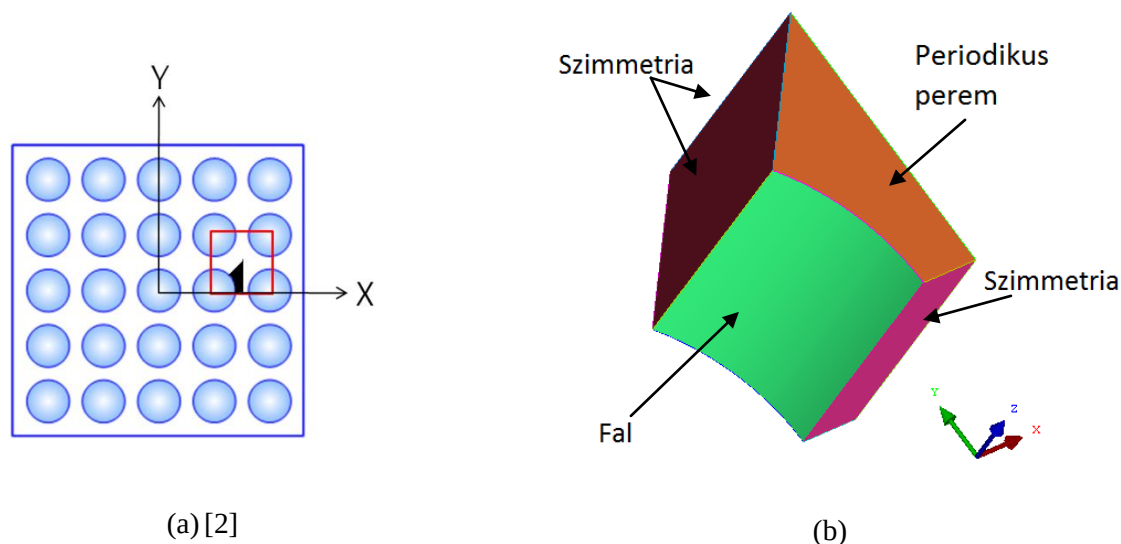
3.1. Hálófüggetlenség-vizsgálat

A CFD számítások eredménye nagyban függhet az alkalmazott háló típusától és finomságától. A háló felbontásának finomításával egyre kisebb kontrolltérfogatokra oldjuk meg az egyenleteket, így egyre részletesebb, a valóságot (megfelelő fizikai modell, kezdeti- és peremfeltételek stb. mellett) pontosabban visszaadó eredményeket kapunk, ugyanakkor a szükséges számítási kapacitás, illetve idő megnő. Az előző két szempont alapján általában létezik olyan optimális hálóméret, amely esetén a számítási kapacitás igény elfogadható, de az eredmények már hálófüggetlennek tekinthetők. Megemlítendő, hogy az eredmények hálófüggetlensége, azaz azon tulajdonsága, hogy a háló további finomításával a kapott eredmények nem, vagy csak minimálisan változnak, prioritást élvez a számítási kapacitás igény csökkentésével szemben.

A vizsgálat során egy adott problémára több, eltérő finomságú hálót generálunk, és azonos kezdeti- és peremfeltételek mellett számításokat végzünk. Az eredményeket egymással, illetve amennyiben rendelkezésre állnak, mérési adatokkal hasonlítjuk össze. Végül azon legkisebb elemszámú háló kerül kiválasztásra a további számításokhoz, melynél finomabb hálókkal nyert eredmények már lényegi eltérést nem mutatnak az adott hálón nyert eredményekhez képest.

3.1.1. Szubcsatorna modell

A hálófüggetlenség-vizsgálathoz használt szubcsatorna szegmens a 8. ábrán látható. Azért ez a rész lett kiválasztva, mert szimmetria peremfeltételek alkalmazásával a külső faltól távolabbi szubcsatornák modellezhetőek vele. Kialakult áramlás vizsgálata történhet olyan hosszúságú modellel, amely már elegendő a kialakult áramlás jellemzőinek meghatározásához a kilépő perem mentén, vagy egy rövidebb szakasszal axiális irányban periodikus peremfeltételt felhasználva. Utóbbi esetben a modell kilépő keresztmetszetén áthaladó közeg a modell belépő keresztmetszetében jelenik meg, így axiális irányban végtelen hosszú szakasz modellezhető egy sokkal rövidebb szegmens felhasználásával. Ezzel a módszerrel nemcsak a háló elemszáma csökkenthető jelentősen, hanem a kapott eredmények (megfelelő konvergencia esetén) a teljesen kialakult áramlás jellemzői. A módszer korláta, hogy csak izotermikus esetben használható, mivel ha lenne hőforrás, az minden határon túl melegítené az átáramló közeget.



8. ábra: A szubcsatorna CFD modellje

A 2.3. alfejezetben ismertetett tesztberendezés adatai alapján a létrehozott modellben a pálca külső átmérője 25,44 mm, a rácsosztás pedig 33,12 mm. Az így kapott szubcsatorna egyenértékű átmérője 29,59 mm, ami a külső fal hiánya miatt nagyobb, mint a teljes tesztszakasz keresztmetszetének egyenértékű átmérője. Axiális irányban a modell kiterjedését az egyenértékű átmérő felére választottam (14,79 mm), mely a már említett periodikus peremfeltétel felhasználásával, elegendő a kialakult áramlás vizsgálatához. A geometriát az ICEM CFD program segítségével hoztam létre, amelyben a hálót is megalkottam.

A hálózás a vizsgált geometria véges térfogatokra való felbontása. Az alkalmazható hálók két nagy csoportba tartoznak: strukturált, hexaéder elemeket tartalmazó hálók, illetve strukturálatlan, általában tetraéder és prizma elemeket tartalmazó hálók.

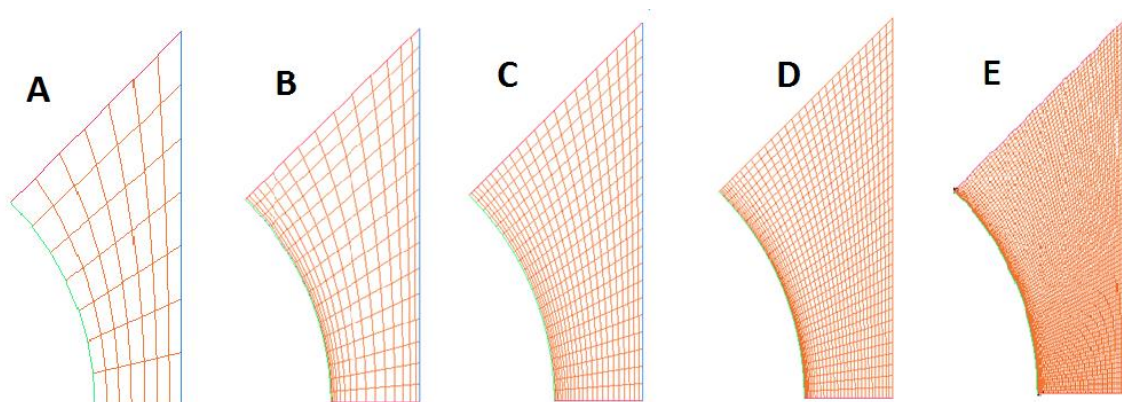
A probléma vizsgálatához blokkstrukturált, hexaéder elemeket tartalmazó hálókat hoztam létre. Ezen hálótípus esetén a létrehozott blokk éleit a geometria éleihez, csúcsait a geometria csúcspontjaihoz, lapjait pedig a felületekhez rendeljük hozzá. A módszer előnye, hogy a blokk élein rugalmasan változtathatók a létrehozandó háló paramétereit befolyásoló adatok, mint pl. az él mentén elhelyezkedő csomópontok száma, a csomópontok kiosztásának egyenletessége, az egymás melletti cella méretek aránya. Ezen felül hexaéder elemekből felépülő háló alkalmazása során kisebb a numerikus diffúzió, ugyanakkor bonyolult geometriák esetén körülményes vagy nem megoldható a használata.

Összesen öt különböző felbontású hálót generáltam. Ezek közül a legdurvább kivételével axiális irányban mindegyikben azonos számú hálóréteg található (kialakult áramlás szimulációjánál, periodikus peremfeltétel mellett az axiális felbontásnak általában nincs jelentősége), míg radiális irányban szisztematikusan sűrítettem a hálókat. A hálók főbb tulajdonságait a 3. táblázat tartalmazza, míg a keresztmetszeti képük a 9. ábrán láthatók.

Az elemszámot a „B”, a „C” és a „D” hálók estén közel duplájára növeltem, míg az „A” háló kb. a negyedét, az „E” háló pedig közel négyszeresét tartalmazza a „B”, illetve a „D” hálók elemszámának. Az y^+ értékek a „C” háló kivételével az egyre finomabb hálók felé csökkenek, mely érték a fal melletti áramlás felbontását jellemzi.

	A	B	C	D	E
Csomópontok száma	1 984	8 959	17 112	36 890	139 500
Elemsszám	1 470	7 680	15 180	33 660	130 980
y^+_{ave}	81,9	6,1	9,2	3,1	1,9

3. táblázat: A hálók adatai



9. ábra: A hálók keresztmetszeti képei

A háló létrehozása után a kezdeti- és peremfeltételeket az ANSYS CFX-Pre-ben lehet definiálni. A mérés során áramló víz anyagjellemzői közvetlenül nem álltak rendelkezésre a programban, így külön anyagot definiáltam, melynek paramétereit az adott nyomáson (156,9 kPa) és hőmérsékleten (35 °C) a SteamTab nevű program segítségével határoztam meg.

Az alkalmazott peremfeltételeket mutatja a 8/b. ábra. A pálca fala csúszásmentes, hidraulikailag sima fal. A felső és az alsó lapot a már említett periodikus peremfeltétel kapcsolja össze, míg a fennmaradó három oldal szimmetriasík.

A referencia nyomás értéke 156,9 kPa, hőtranszport nincs mivel az áramlás izotermikus. A számításokhoz a BSL Reynolds-feszültség modellt használtam, mely a hálófelbontásra legérzékenyebb a hasonló P/D viszonyú szubcsatorna vizsgálatok alapján az áramlást jól leíró modellek közül [11];[12];[13].

A szubcsatorna modellen átáramló tömegáram a teljes tömegáram felületarányosan csökkentett része, azaz ~0,101 kg/s. Ezt interface tömegáramként írtam elő, melyet a kód forrástaggal hoz létre. A kis modellre ilyen paraméterek mellett jellemző Reynolds-szám 61 600.

Stacionárius számításokat végeztem, konvergencia kritériumként minden esetben a reziduuumok RMS értékére $5 \cdot 10^{-5}$ definiáltam. A változók konvergenciájának követése érdekében néhány pontban a sebességkomponenseket, illetve azok RMS értékeit monitoroztam.

A megfelelő konvergencia elérésében nagy szerepe van a „pressure update multiplier” mutató értékének. Ez a jellemző azt adja meg, hogy az előírt tömegáram elérése érdekében a program milyen arányban változtatja meg a forrástagot két iterációs lépés között. Ennek automatikus értéke 0,25, mellyel a számítások nem konvergáltak, így több próbálkozás után $5 \cdot 10^{-4}$ és $3 \cdot 10^{-3}$ közötti értékeket állítottam be, mellyel a szimuláció már konvergált.

3.1.2. A hálófüggetlenség-vizsgálat eredményei

Az eredmények összehasonlítása során a sebességkomponensek, illetve azok RMS értékei voltak a legfontosabb adatok, mivel a mérés során is ezeket határozták meg. Minőségi összehasonlítást három vonal mentén végeztem (10. ábra). Minden esetben az egyes komponensek normált értéke adta az összehasonlítás alapját. Mivel a vizsgált részletre, a tesztszakasz falának zavaró hatása nélkül nem áll rendelkezésre mérési adat, a kapott eredményeket egymással hasonlítottam össze, és az egyes hálókkal kapott eredmények változása alapján választottam ki a megfelelőnek ítélt felbontást. A kiértékelés során a normált távolság függvényében ábrázoltam a normált sebességeket és RMS értékeiket. A távolságokat a rácsozottsággal, míg a sebességeket, illetve RMS értékeket az átlagsebességgel dimenziótlantítottam.

A normált értékekre a továbbiakban használt jelöléseket a (3.1)-(3.5) egyenletek tartalmazzák.

$$r_i^+ = \frac{r_i}{p} \quad (3.1)$$

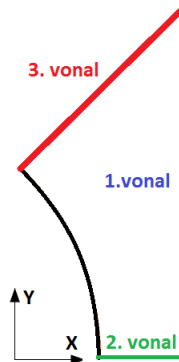
$$u_i^+ = \frac{u_i}{w_{bulk}} \quad (3.2)$$

$$u_{i,rms} = \sqrt{\overline{u_i u_i}} \quad (3.3)$$

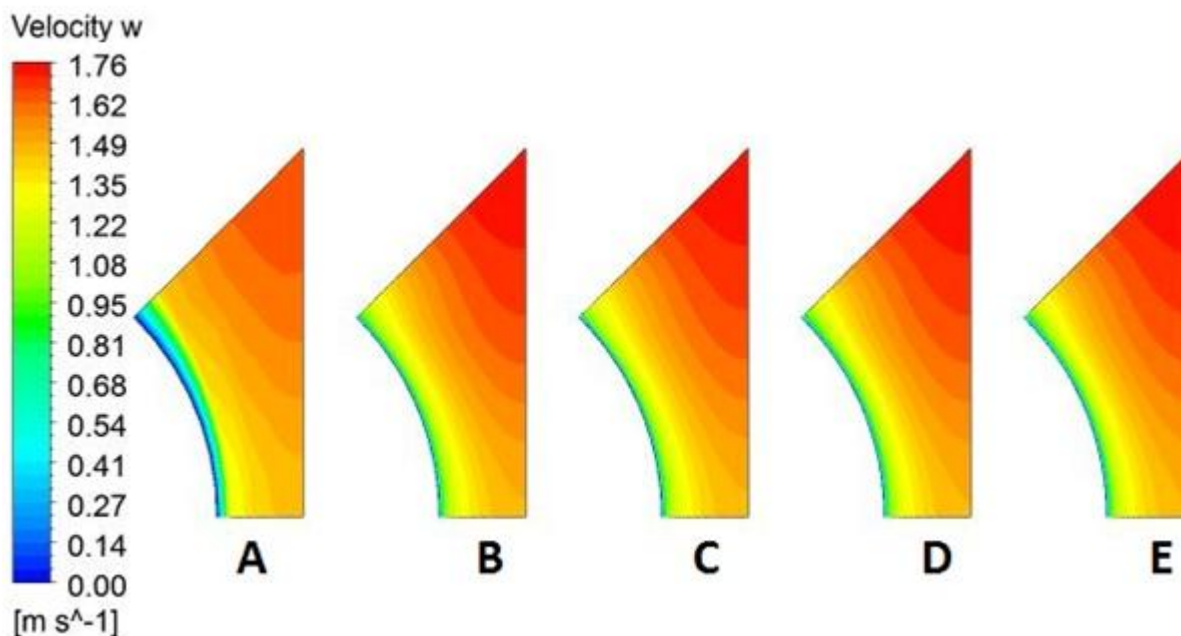
$$u_{i,rms}^+ = \frac{u_{i,rms}}{w_{bulk}} \quad (3.4)$$

A félreértések elkerülésére az y koordináta normált alakját y^* jelölöm (3.5).

$$y^* = \frac{y}{p} \quad (3.5)$$



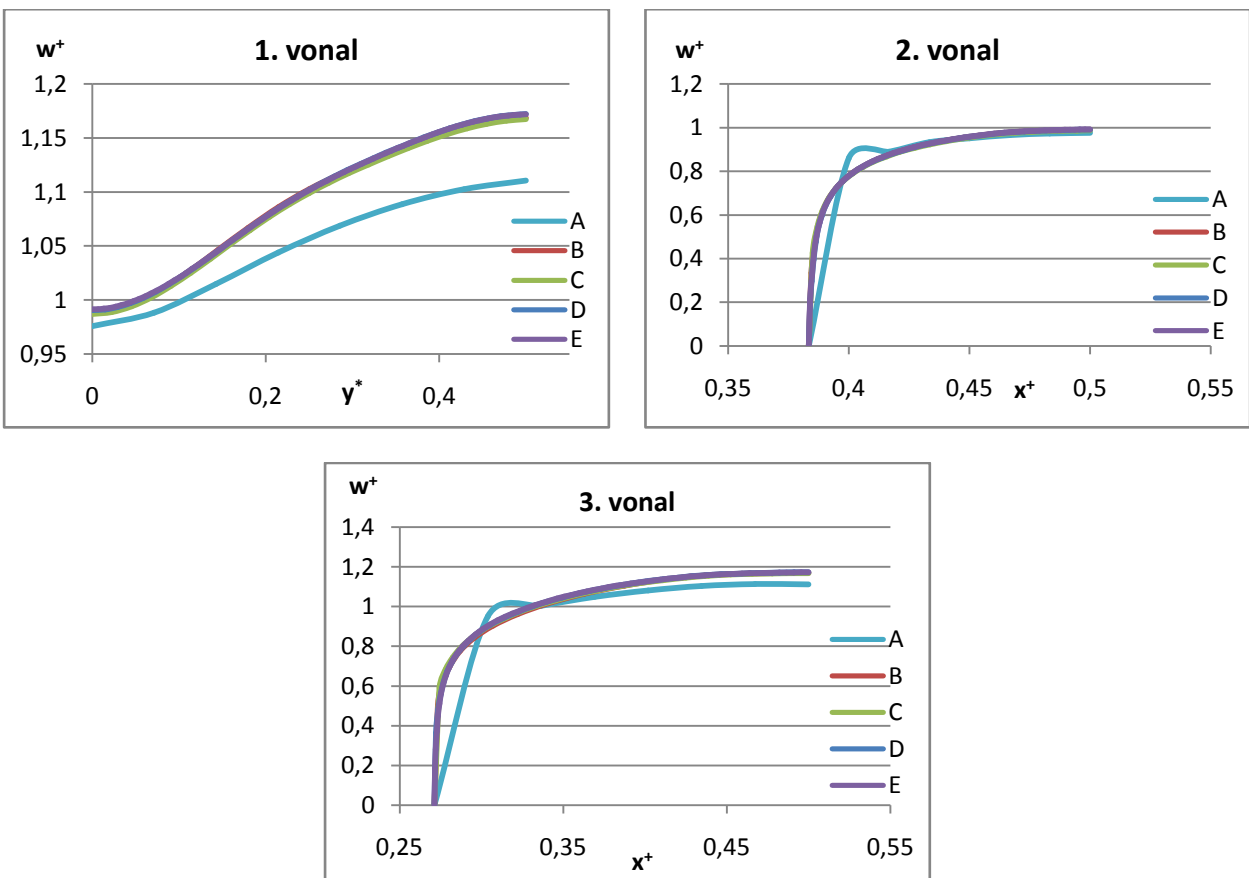
10. ábra: Az eredmények összehasonlítása során használt vonalak



11. ábra: Axiális sebességeloszlás a felső perem mentén

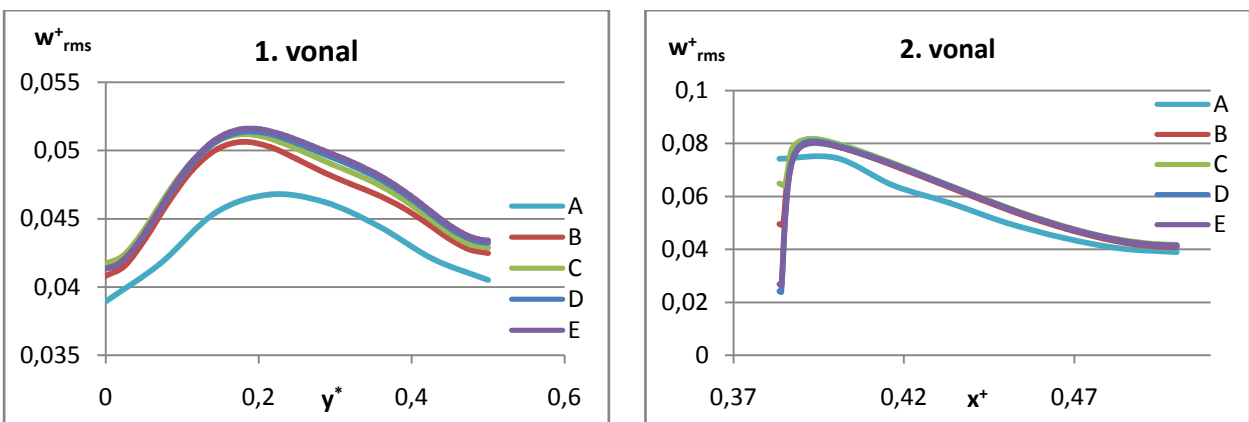
Az egyes hálókval számított axiális sebességeloszlások a 11. ábrán, míg a vonalak menti sebesség és RMS profilok a 12.-15. ábrákon láthatóak. Észrevehető, hogy a legdurvább hálóval („A”) számított eredmények a pálca falhoz közel eltérnek a többi háló felhasználásával kapott eredményektől. Az 1. vonal mentén van a legkisebb változás, hiszen a vonal a szubcsatorna belsejében található. Az axiális sebességkomponens az y tengely mentén a szubcsatorna közepe felé növekszik, míg a keskenyebb részben alacsonyabb értékű, a várakozásoknak megfelelően. A 2. és a 3. vonal merőleges a pálca falára, így a tapadási törvény értelmében a sebesség értéke itt nullából indul. A vonalak mentén az axiális sebességkomponens folyamatosan nő a szubcsatorna belseje felé.

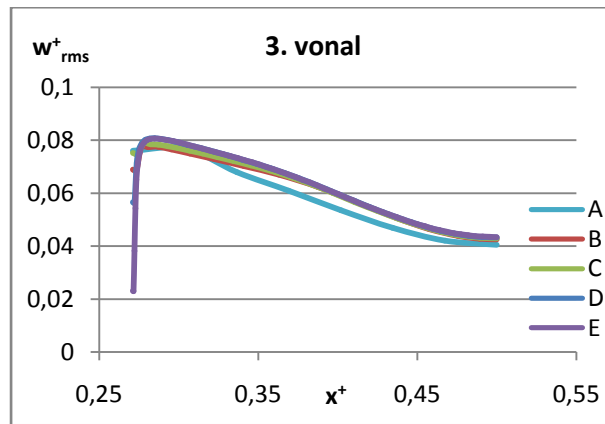
Az axiális sebesség értékek összehasonlítása során megállapítható, hogy az „A” háló kivételével mindegyik háló közel azonos értékeket szolgáltat (12. ábra). Az 1. vonal mentén a „B”, illetve „C” hálók enyhén alacsonyabb értéket adnak, de ez a különbség gyakorlatilag elhanyagolható. A legdurvább háló által szolgáltatott eredmények a pálcafal mellett, illetve a szubcsatorna közepén térnek el jobban a többitől.



12. ábra: Axialis sebességprofilok

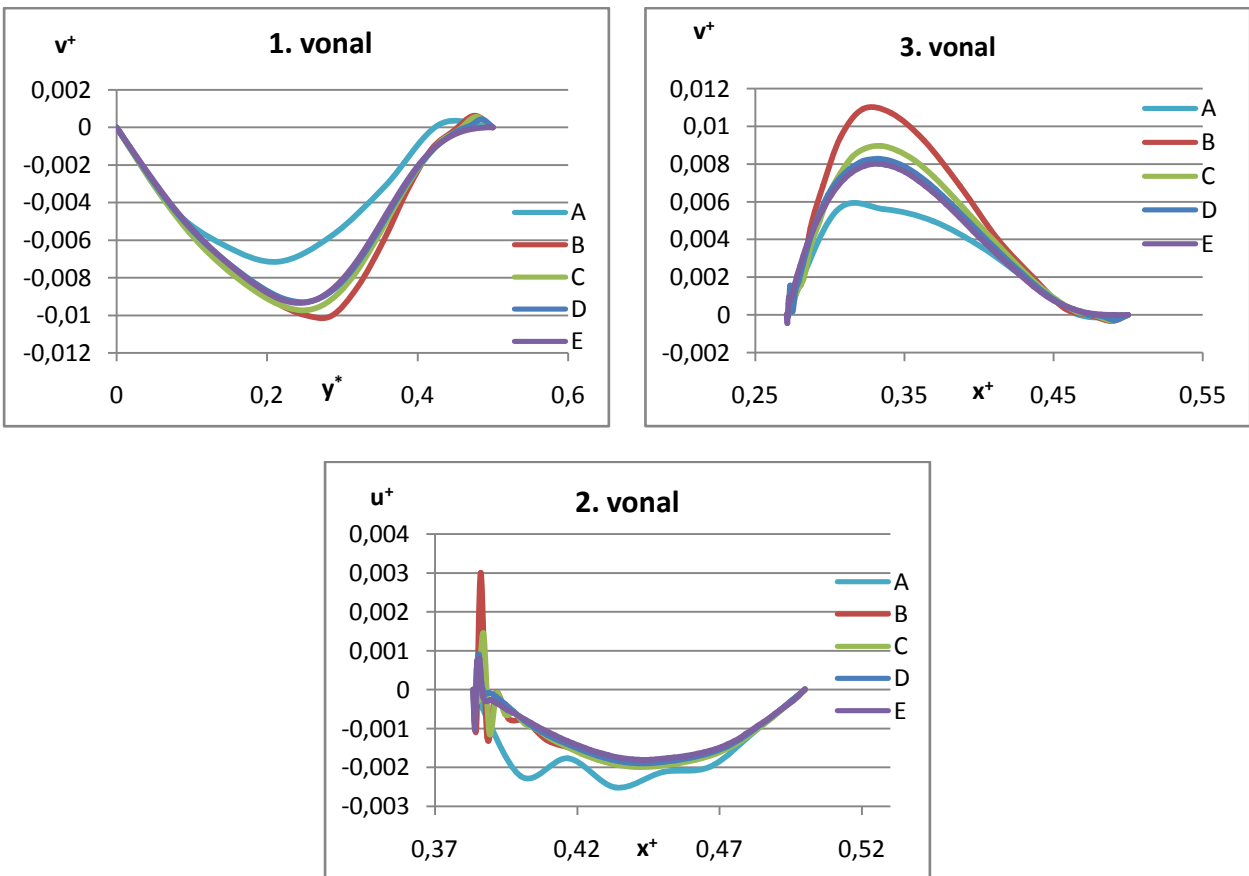
Az axialis sebesség RMS értékeit tekintve már nemcsak a legdurvább hálóval számolt értékek térnek el (13. ábra). A szubcsatorna belsejében (1. vonal) nagyobb relatív eltérés tapasztalható az „A” illetve a többi háló által szolgáltatott értékek között, mint a másik két vonal mentén. A háló finomságának növekedésével egyre magasabb w^+_{rms} értékek tapasztalhatóak, de a „D” és az „E” hálók használatával nyert eredmények gyakorlatilag azonosak a különböző vonalak mentén.





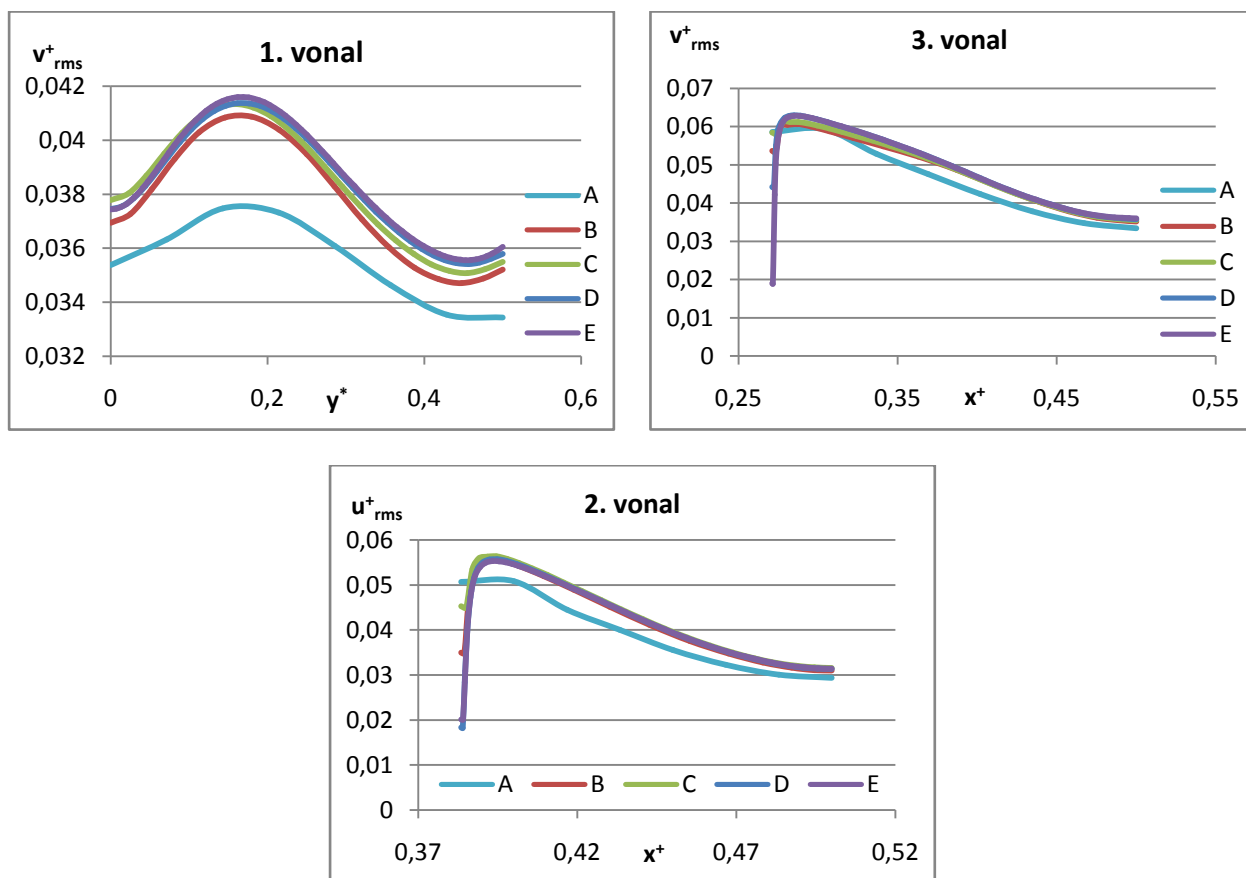
13. ábra: Az axiális sebességkomponens RMS értékeinek eloszlása

A keresztirányú sebességkomponensek esetében (14. ábra) a hálófelbontás függvényében kisebb-nagyobb eltérések mutatkoznak. A legdurvább háló minőségileg is eltérő értékeket ad a 2. vonal mentén. A „B” és „C” hálók által nyert eredmények a fal melletti régióban nagyobb ingadozást mutatnak a 2. vonal mentén. Mindhárom vonal mentén, mindkét keresztirányú komponensre igaz, hogy a két legfinomabb háló számszerűen is közel azonos eredményt ad.



14. ábra: A keresztirányú sebességkomponensek eloszlása

A keresztirányú sebességkomponensek RMS értékei (15. ábra) esetében az „A” hálóval számolt adatsor jelentősen eltér a többitől. A másik négy háló használata közel azonos eredményt ad, míg a „D” és az „E” hálók használata elhanyagolható értékbeli különbséget eredményez.



15. ábra: A keresztirányú sebességkomponensek RMS értékeinek eloszlása

Mint látható a legdurvább hálóval nyert eredmények sok esetben minőségileg is eltérnek a többitől, míg a „B”, „C”, és „D” hálókkal kapott értékek egymáshoz képest egyre kisebb eltérést mutatnak, és a két legfinomabb, azaz a „D” és az „E” hálók használatával nyert adatok alig különböznek. Ennek megfelelően a már hálófüggetlennek tekinthető eredményeket adó „D” hálót választottam a további számításokhoz.

3.2. A MATIS-H berendezés szabad pálcakötegében kialakuló áramlás vizsgálata

A CFD számítások során használt turbulenciamodellek érvényességi köre korlátozott, az egyes modellek eltérő áramlási (pl. Reynolds-szám függés) problémákra adhatnak elfogadható megoldást, ugyanakkor egy-egy problémát több modell is leírhat helyesen. Az érzékenységvizsgálat célja az adott problémát elvárt pontossággal leíró turbulenciamodell kiválasztása. A korábban hasonló P/D viszonyú pálcakötegre végzett számítások alapján [11];[12];[13] az SST örvényviszkózitás modell mellett a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modelleket alkalmaztam a távtartórács vizsgálathoz szükséges belépő peremfeltételek meghatározásához.

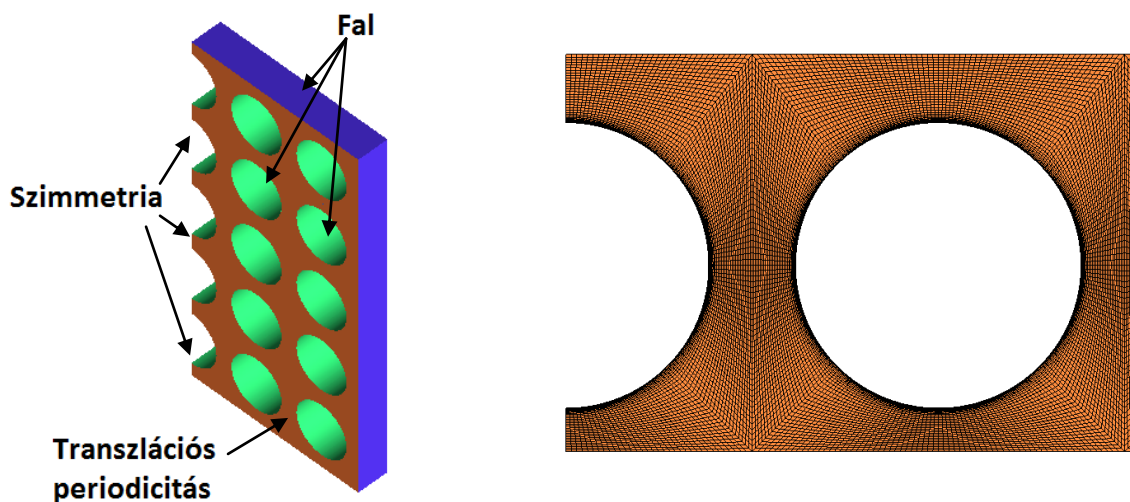
3.2.1. A teljes szabad pálcaköteg CFD modellje

A szabad pálcakötegben kialakuló áramlás vizsgálatakor, a korlátozott számítógépi kapacitás miatt, szem előtt tartottam a szükséges erőforrások csökkentését úgy, hogy az eredmények még elfogadhatóan pontosak legyenek. Ennek megfelelően a geometria egy szimmetria síkját kihasználva a köteg felének modelljét építettem meg, felére csökkentve ezzel a szükséges cellák számát. Ezzel a modellezési stratégiával a csatornafal hatása is megfelelően figyelembe lett véve.

A geometria a 16. ábrán látható. Az elkészítéséhez felhasználtam a hálófüggetlenség-vizsgálat során létrehozott szubcsatorna modellt. A szimmetriákat kihasználva, tükrözések és eltolások segítségével megalkotható volt a geometria nagy része, melyhez külső falat illesztettem így a külső pálcasor középpontja 18,76 mm távolságra helyezkedik el a faltól. A pálcák külső átmérője 25,44 mm, a rácsosztás 33,12 mm, míg a modell magassága 14,79 mm.

A hálót a 3.1. alfejezetben ismertetett vizsgálatok alapján a „D” hálónak megfelelő felbontással hoztam létre (16. ábra). Az így elkészült modell 571 980 csomópontot tartalmaz, az átlagos fali y^+ pedig 3,35.

A kezdeti- és peremfeltételek a 3.1.1. szakaszban ismertetetteknek megfelelőek (16. ábra). A középsíkon szimmetria feltételt alkalmaztam, míg a pálca és a csatorna falát csúszásmentes, hidraulikailag sima falként kezeltem. A szubcsatorna számításhoz képest eltérés, hogy a periodikus interface-en átlépő tömegáram jelen szimuláció során 12,1 kg/s, amely a tesztszakasz teljes tömegáramának fele. A „pressure update multiplier” értéke 10^{-4} , míg a reziduumok célértéke 10^{-9} volt. A számítások során az SST, a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modelleket alkalmaztam azonos kezdeti- és peremfeltételek mellett.



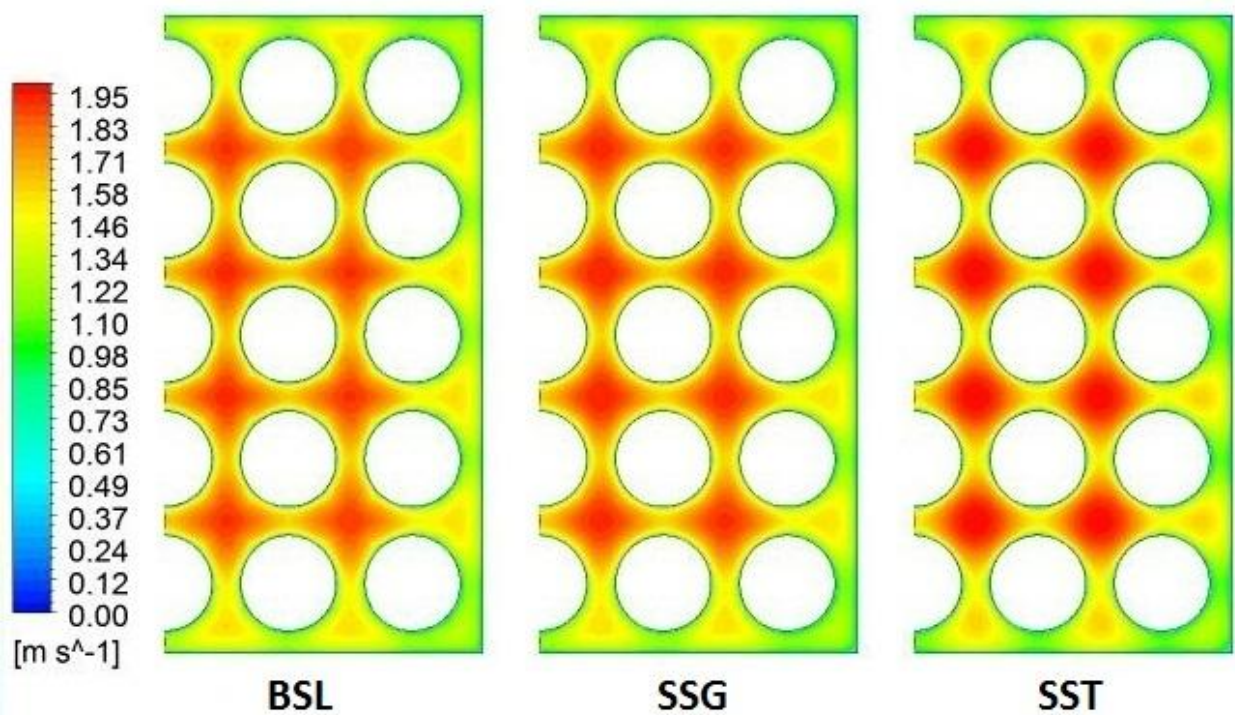
16. ábra: A szabad pálcaköteg CFD modellje

3.2.2. A számítások eredményei és azok összehasonlítása mérési adatokkal

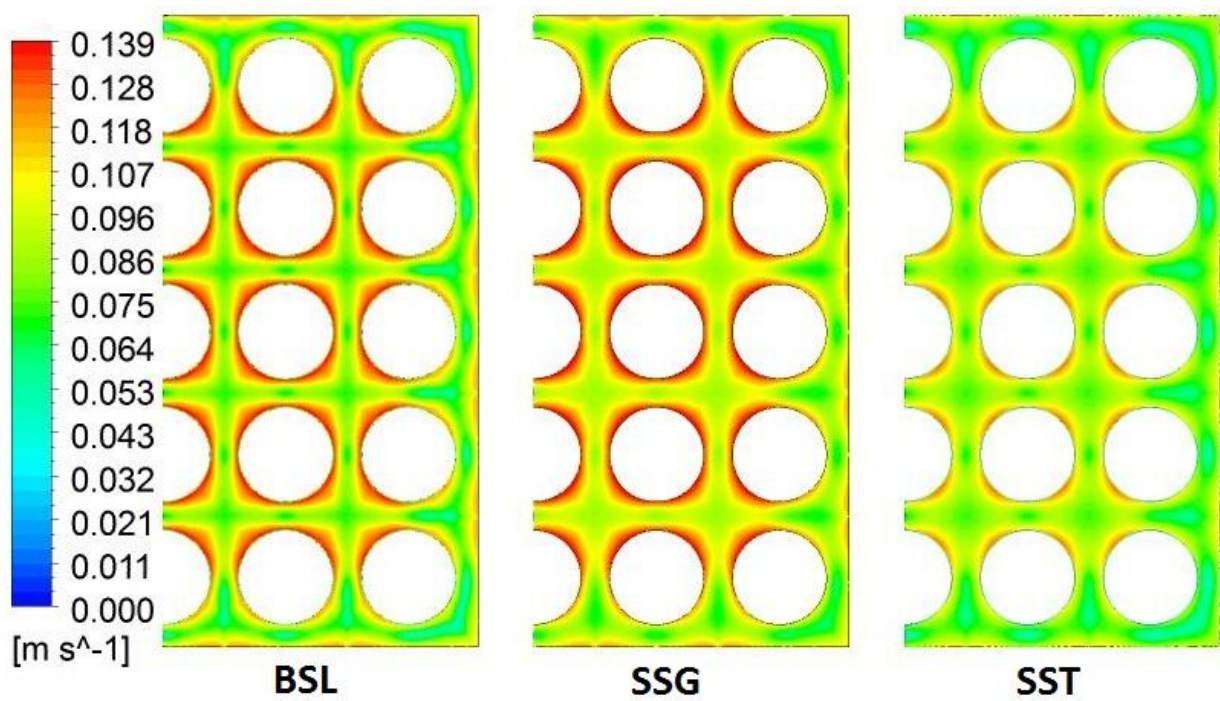
Az axiális sebesség maximumai a méréshez hasonlóan a szubcsatornák középpontjában találhatók. A falakhoz közeledve értékük csökken, közvetlenül a fal mellett a tapadási törvénynek megfelelően zérus értékűek. A külső fal melletti szubcsatornák esetén ezen maximumok alacsonyabbak, mint a belsőben, melynek oka a fal zavaró hatása (17. ábra). Az RMS értékek számításához szükséges Reynolds-feszültségek a BSL és az SSG modellek esetén közvetlenül rendelkezésre állnak. Az SST modell esetén a Reynolds-feszültséget a Boussinesq-közelítésből lehet számolni a (3.6) képlet alapján [11].

$$\overline{u_i u_i} = \frac{2}{3} k - 2 \frac{\mu_t}{\rho} \frac{\partial u_i}{\partial r_i} \quad (3.6)$$

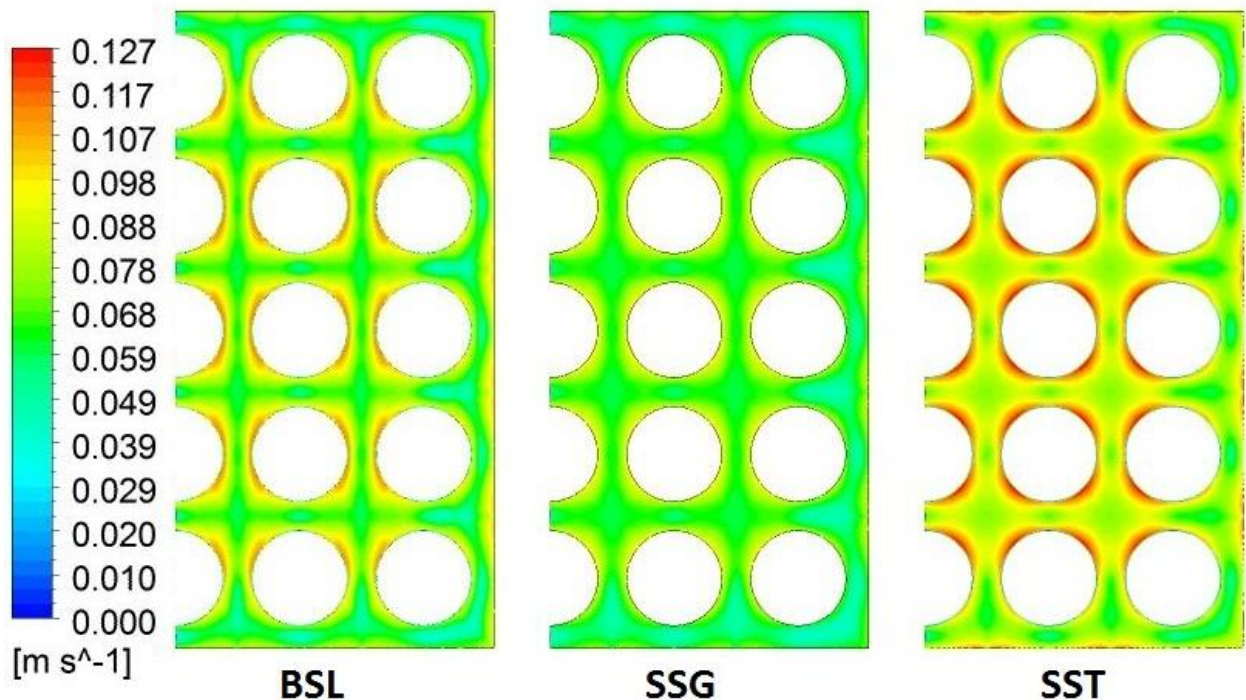
A nagy sebesség-gradienssel jellemezhető területeken a w_{rms} értéke nagy, hiszen itt nagyobb a nyírás, ami intenzívebb turbulenciát eredményez. Az előzőeknek megfelelően a szubcsatornák belseje felé, ahol egyre kisebb az axiális sebességkomponens változása, a w_{rms} minimális értéket vesz fel (18. ábra). Jellegre mindhárom modell hasonló eloszlást ad, de az SST kissé alulbecsli az áramlás fő irányára jellemző sebességkomponens RMS értékét a Reynolds-feszültség modellekhez képest. A keresztirányú komponens RMS értékénél fordított a helyzet, a Reynolds-feszültség modellek értékeinél kissé nagyobbat ad az SST modell (19. ábra). Ennek oka, hogy a Reynolds-feszültség modellek képesek a normál turbulens feszültségek anizotrópiájának figyelembevételére, míg az SST modell nem. Ebből következően az SST modell mindhárom irányban azonos eredményt ad, ami az áramlás irányában kisebb, arra merőlegesen nagyobb értékeket jelent, mint a BSL, illetve az SSG modellek eredményei.



17. ábra: Az axiális sebességeloszlás a kilépő perem mentén különböző turbulenciamodellekkel számolva

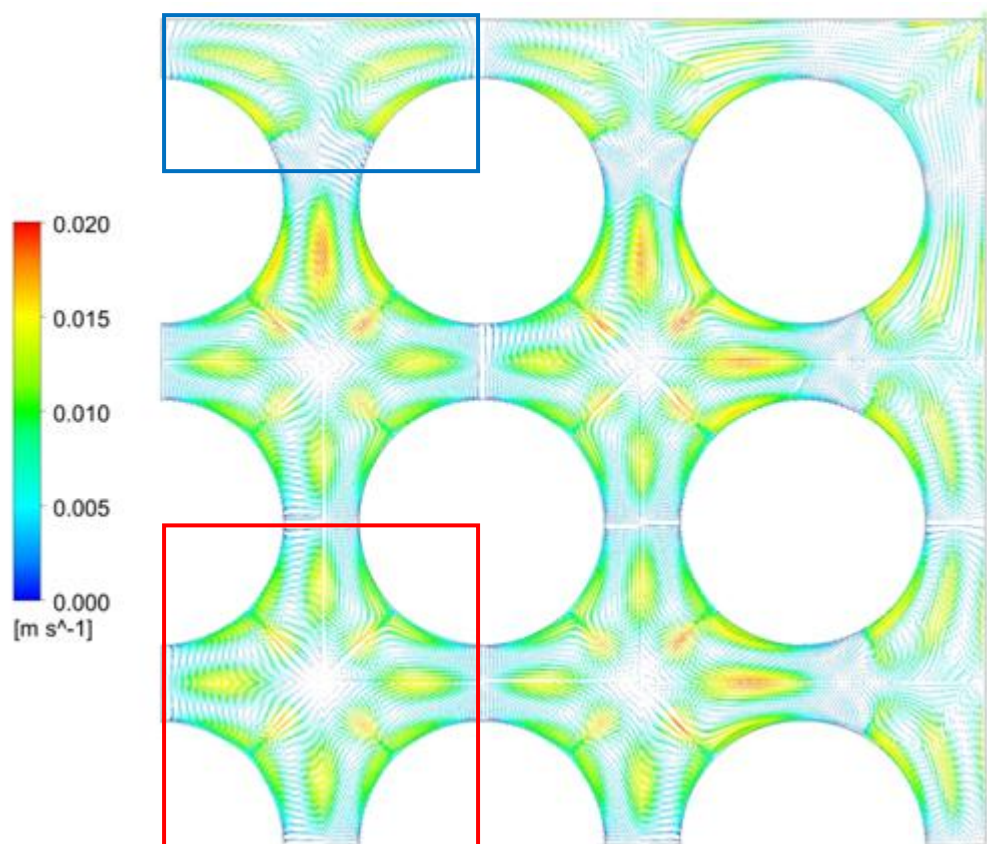


18. ábra: Az axiális sebességkomponens RMS értékének eloszlása különböző turbulenciamodellekkel számolva

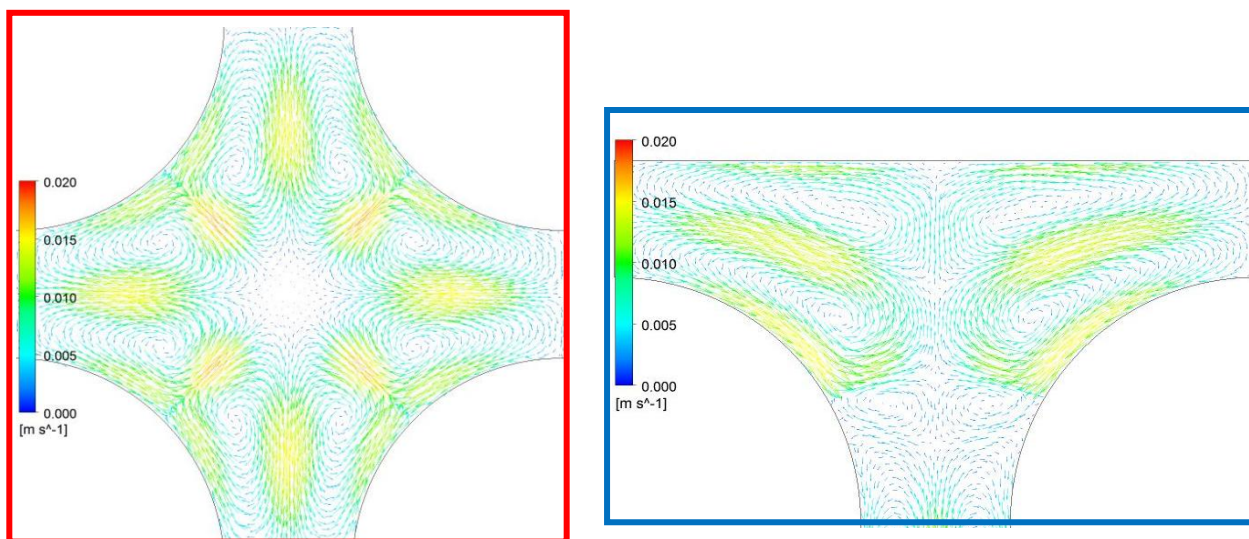


19. ábra: Az y-irányú sebességkomponens RMS értékének eloszlása különböző turbulenciamodellekkel számolva

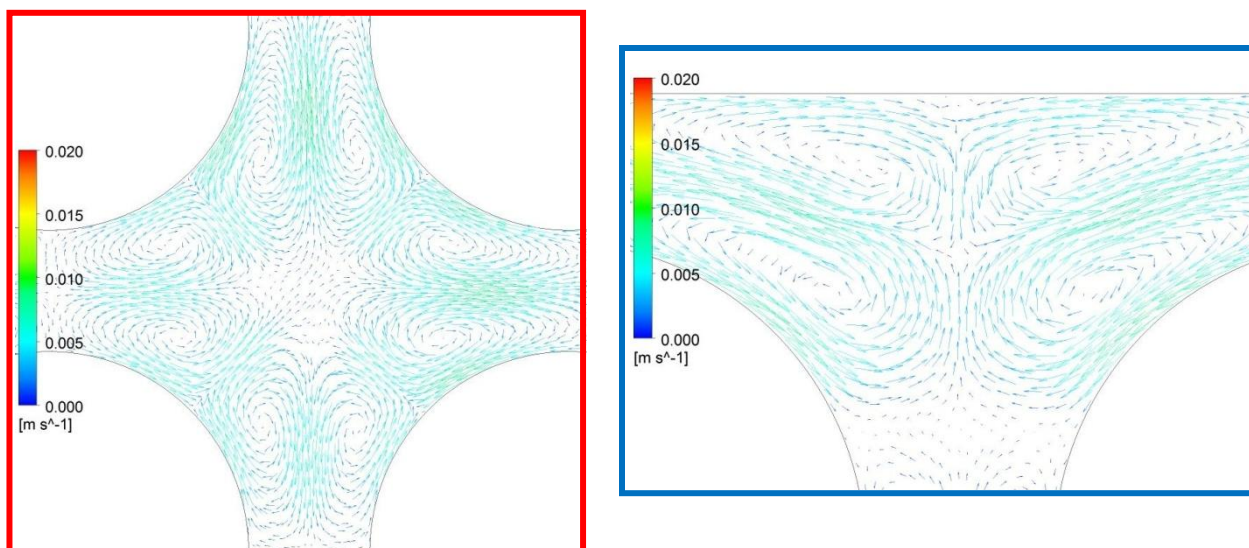
A Reynolds-feszültség modellek használata visszaadta a szekunder örvények eloszlását (20. ábra), míg az SST nem volt képes azok leírására. Jól megfigyelhető a külső fal hatása az áramlási képre. A belső szubcsatornák esetében nyolc, szimmetrikusan elhelyezkedő szekunder örvény alakul ki egy-egy csatornában, ezzel szemben a külső fal mellettiekben csak négy erősen nyújtott, aszimmetrikus örvény jelenik meg (21. és 22. ábra). A szekunder örvények jellemző sebessége a BSL modell esetén 0,48%-a az axiális átlagsebességnek, míg az SSG modell esetén ennek kb. a fele, 0,224%. Ezen értékek önmagukban nem jellemzik a hűtőközeg-keveredést. A szekunder örvények és a turbulencia együttes hatása, illetve azok egymásra gyakorolt hatása határozza meg a pálcakötegben kialakuló keveredést, illetve annak mértékét.



20. ábra: Keresztáramlások a BSL modell használatával

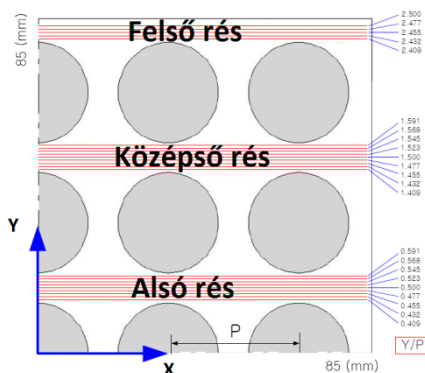


21. ábra: Szekunder örvények a belső és a külső szubcsatornában a BSL modell használatával



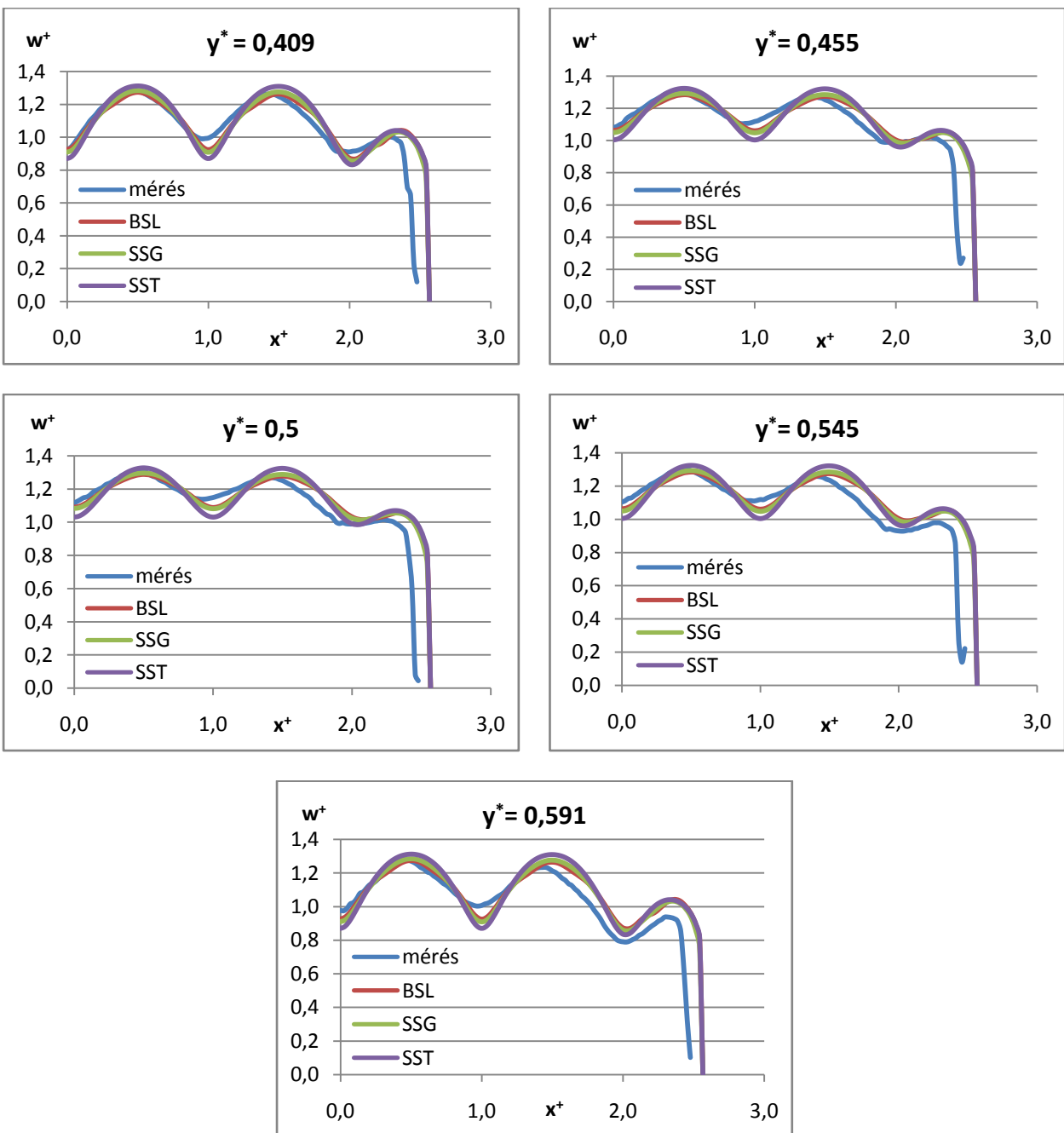
22. ábra: Szekunder örvények a belső és a külső szubcsatornában az SSG modell használatával

A vizuális összehasonlításon túl a mérési adatok ismeretében számszerű összehasonlításra is lehetőségem volt. A kiértékeléskor használt paraméterek jelen esetben is a 3.1.2. szakaszban definiáltaknak megfelelőek. Az axiális sebesség és annak RMS értéke mind a 23 vonal mentén rendelkezésemre állt (23. ábra), míg az y-irányú komponens adatai csak 3 vonal mentén voltak elérhetőek, így utóbbiak esetében a kvantitatív kiértékelés során csupán ezekre tudtam hagyatkozni.



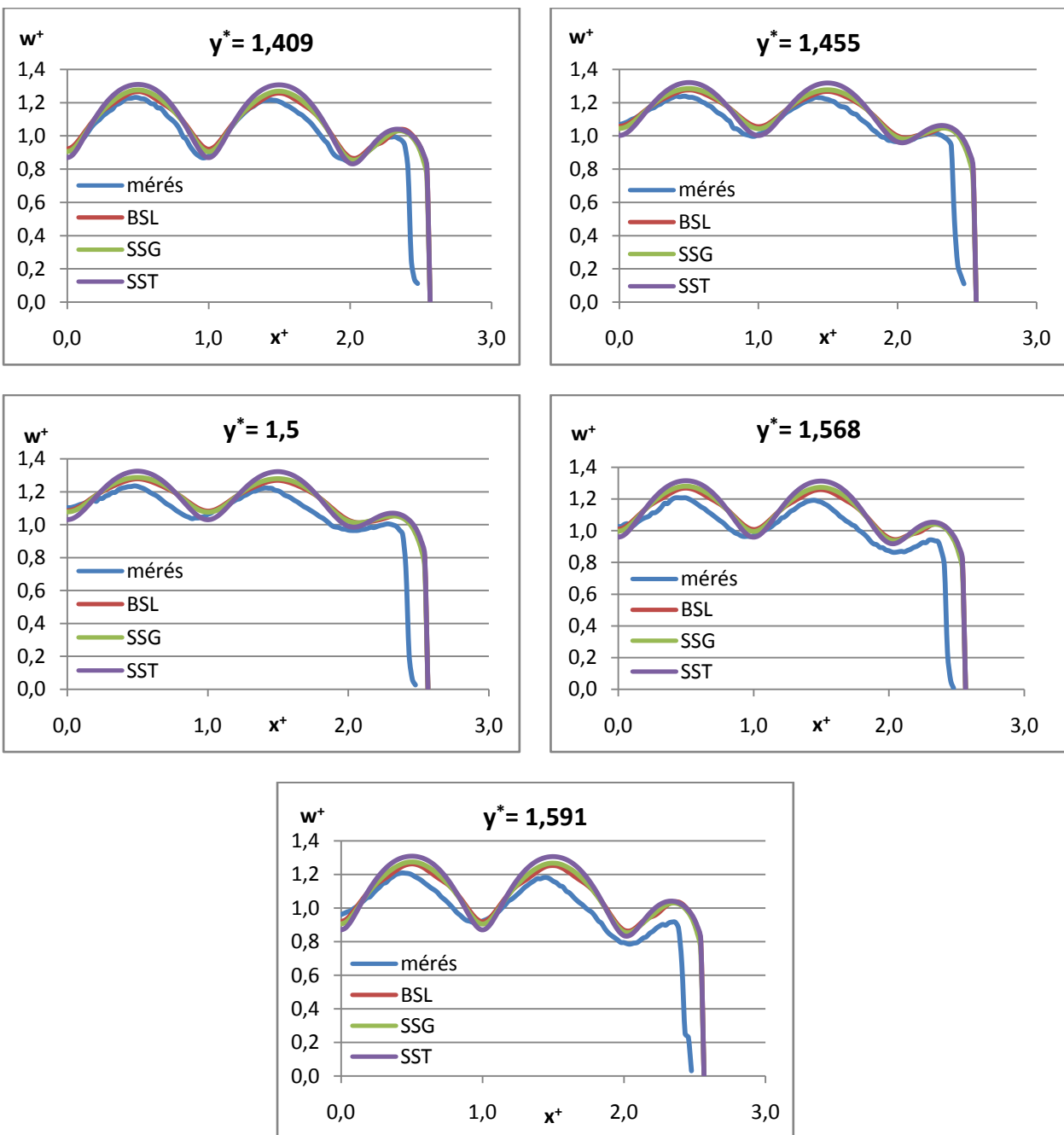
23. ábra: Mérési pozíciók [2]

Az alsó részben (24. ábra) elhelyezkedő vonalak mentén általánosan elmondható, hogy az axiális sebességprofil mindhárom modellel számolva jellegre azonos a mérttel. Az SST modellel a maximumok értékét kissé túl-, míg a minimumok értékét kissé alulbecsli mind a méréshez, mind pedig a másik két modellel kapott eredményekhez képest. A két Reynolds-feszültség modellel kapott eredmények gyakorlatilag alig térnek el egymástól, és a mérési adatokhoz is kissé jobban illeszkednek, mint az SST által számítottak. Minden esetben növekvő x^+ , azaz a külső burkoló fal felé haladva növekvő eltérés tapasztalható, de a belső szubcsatorna esetén nagyon jó egyezést ad a BSL, illetve az SSG modellel a méréssel.



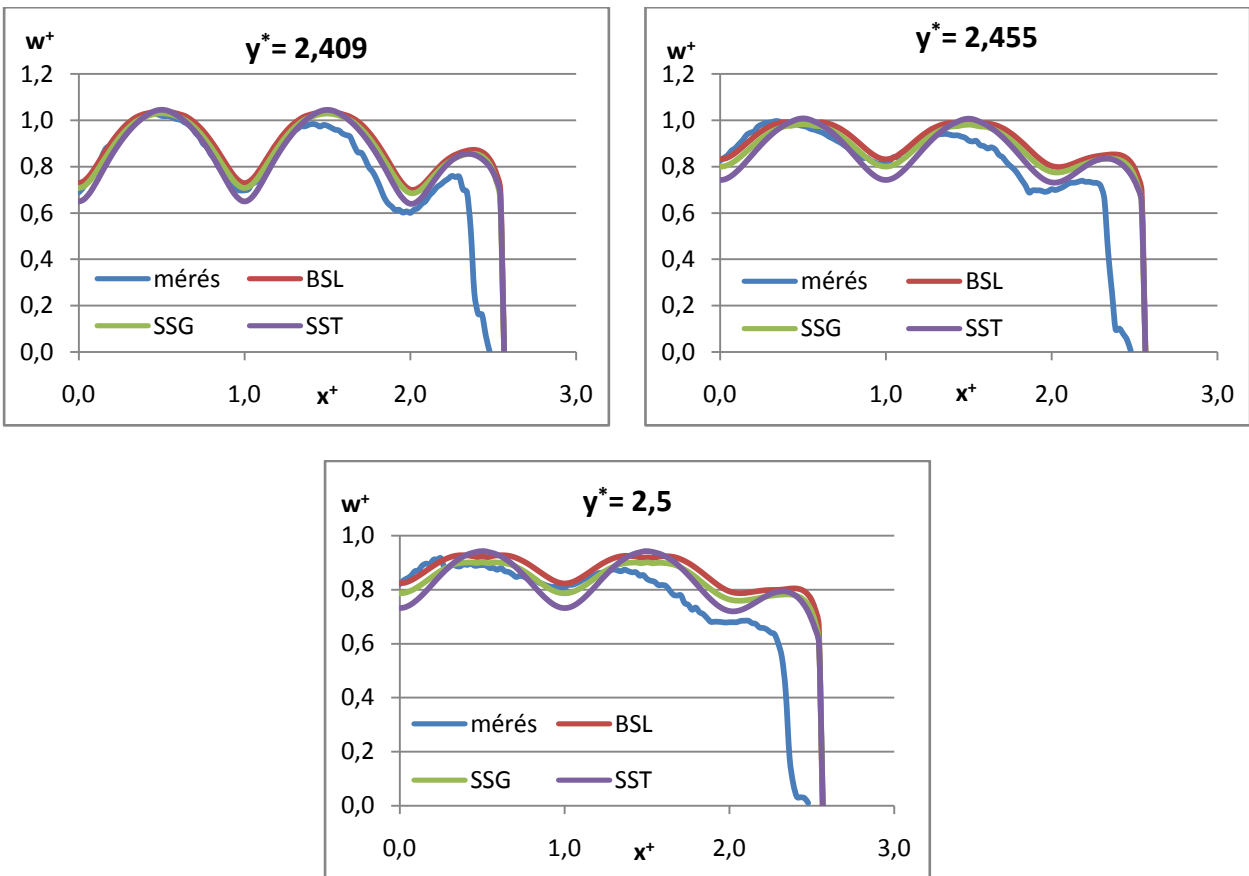
24. ábra: Axiális sebességprofilok az alsó részben

A különböző modellek használatával kapott eredmények a középső részben elhelyezkedő vonalak mentén is hasonlóan viselkednek, mint az alsó részben (25. ábra). Az y^* és az x^+ növekedésével (a külső fal felé haladva) a modellek egyre inkább felülbecsülik a mért értékeket, de minőségileg azonos eredményeket adnak.



25. ábra: Axiális sebességprofilok a középső részben

A felső részen az előbb már említett tulajdonságok igazak, viszont a sarok régióban nagyobb eltérések figyelhetők meg (26. ábra). A pálcasorhoz legközelebbi vonal ($y^* = 2,409$) mentén a belső szubcsatornára számolt adatok számszerűen is követik a mért értékeket, míg a külső falhoz közeledve nagyobb eltérés tapasztalható. A sarok részben a három modell közel azonos eredményt ad, de az szignifikánsan felülbecsli a mért adatokat.



26. ábra: Axiális sebességprofilok a felső részben

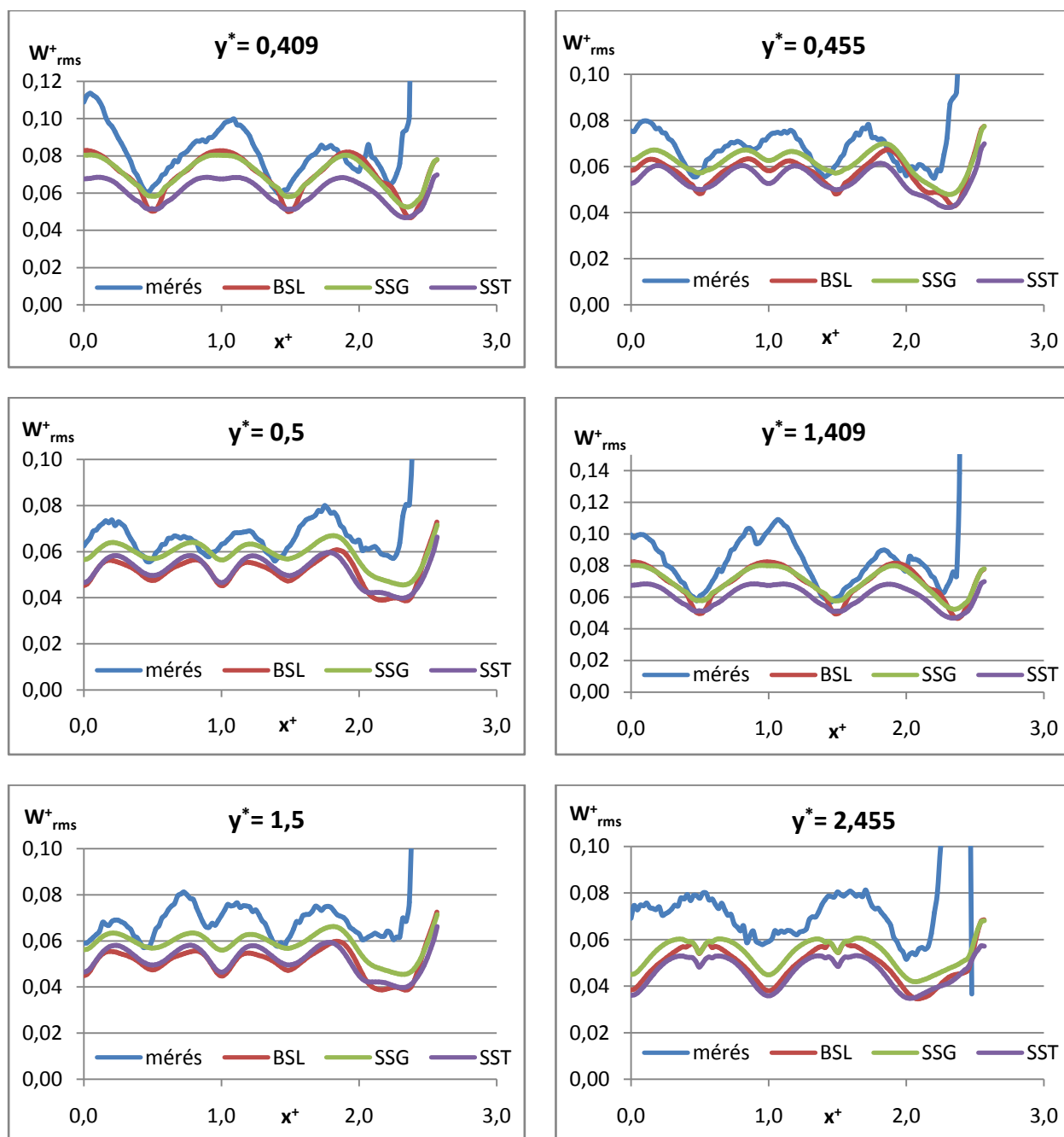
Összességében elmondható, hogy az axiális sebességkomponens esetén mindhárom modell jellegre jól visszaadja a valóságot. Az SST modell a maximumokat kissé felül, míg a minimumokat kissé alulbecsli mind a Reynolds-feszültség modellekhez, mind pedig a mért értékekhez képest. Ennek oka lehet, hogy a modell a turbulens transzportot alulbecsli. A legtöbb vonal mentén a két Reynolds-feszültség modell gyakorlatilag azonos értékeket ad (az SSG minimálisan kisebb értékeket számol), melyek a külső fal felé haladva nagyobb eltéréseket mutatnak a mért értékektől.

Az átlagos abszolút eltérés minden mérési pontot figyelembe véve az SST esetében 0,11, az SSG esetében 0,094, míg a BSL használatával 0,095.

Az axiális sebesség RMS értékeit mutatja a 27. ábra. Az alsó és a középső részben minden vonal mentén kisebbek a számolt értékek, mint a mértek, bármelyik modell eredményeit is tekintjük. A pálcasorokhoz közel a két Reynolds-feszültség modell által számolt értékek közel azonosak. Eltérést a minimum értékekben találunk, melyek az SSG modell használatával magasabbra adódtak, mint a BSL-lel. Ezen vonalak mentén az SST modell használatával jellegét tekintve hasonló eredményre jutunk, de a modell általában alulbecsli az RMS értékeket a Reynolds-feszültség modellekhez képest. Ennek oka lehet, hogy az SST modell használatakor a Reynolds-feszültségek számítása a Boussinesq-közelítéssel történik, mely nagyobb pontatlanságot okoz. A Reynolds-feszültség modellek általánosan jobban kezelik az anizotrópiákat és azok transzportját, mint az SST modell. A szubcsatorna közepe felé haladva az

SSG ad a méréshez közelebb álló számszerű értéket, de a minimumok és a maximumok közti különbségeket alulbecsli. A belső régiók felé haladva a BSL modellel számított eredmények egyre jobban „átcsúsznak” az SST modell által szolgáltatott adatokba, majd a következő pálcasorhoz közeledve ismét az SSG modellel egyeznek jobban.

A külső falhoz közeli vonalak mentén a modellek jellegre azonos adatokat szolgáltatnak, melyek ugyan a mért értékeket alulbecslik, de hasonló lefutásúak. Az átlagos abszolút eltérés minden mérési pontot figyelembe véve az SST esetében 0,43, az SSG esetében 0,033, míg a BSL használatával 0,039.



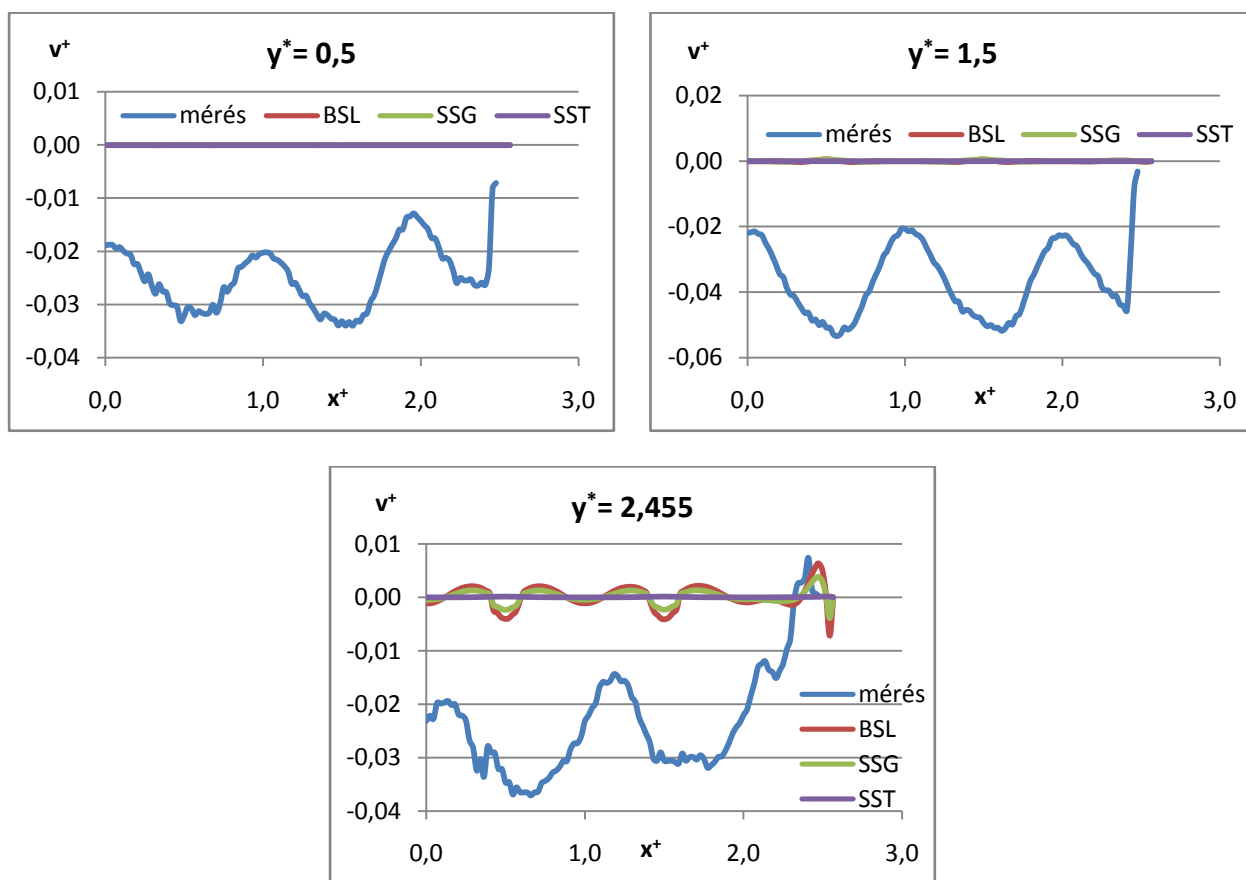
27. ábra: Az axiális sebesség RMS értékének eloszlásai

A szabad pálcakötegre jellemző kialakult áramlás esetén az $y^*=0,5$, illetve $y^*=1,5$ -nél elhelyezkedő vízszintes vonalakra merőlegesen nincs konvektív, csak turbulens átkeveredés, azaz az átáramlás időátlaga elméletileg zérus. Ez megfigyelhető a 20-22. ábrákon, ahol a szekunder örvények a szubcsatornák középvonalára szimmetrikusan helyezkednek el. Az alsó részen az $y^*=0,5$ vonal mentén a két Reynolds-feszültség modellel számolt a vonalra merőleges időátlagolt sebesség adatok nulla értékűek ($<10^{-8}$), míg a középső részen az $y^*=1,5$ mentén a szubcsatornák közepén fellépő maximum értékek 10^{-4} nagyságrendbe esnek, azaz gyakorlatilag elhanyagolhatóak (28. ábra).

A felső részen a külső fal szekunder áramlásra gyakorolt torzító hatása miatt nem igaz az a feltevés, hogy az $y^*=2,455$ vízszintes vonalra merőlegesen nulla értékű sebességet kellene kapnunk. A két Reynolds-feszültség modell használatával itt hasonló jellegű adatsort kaptam.

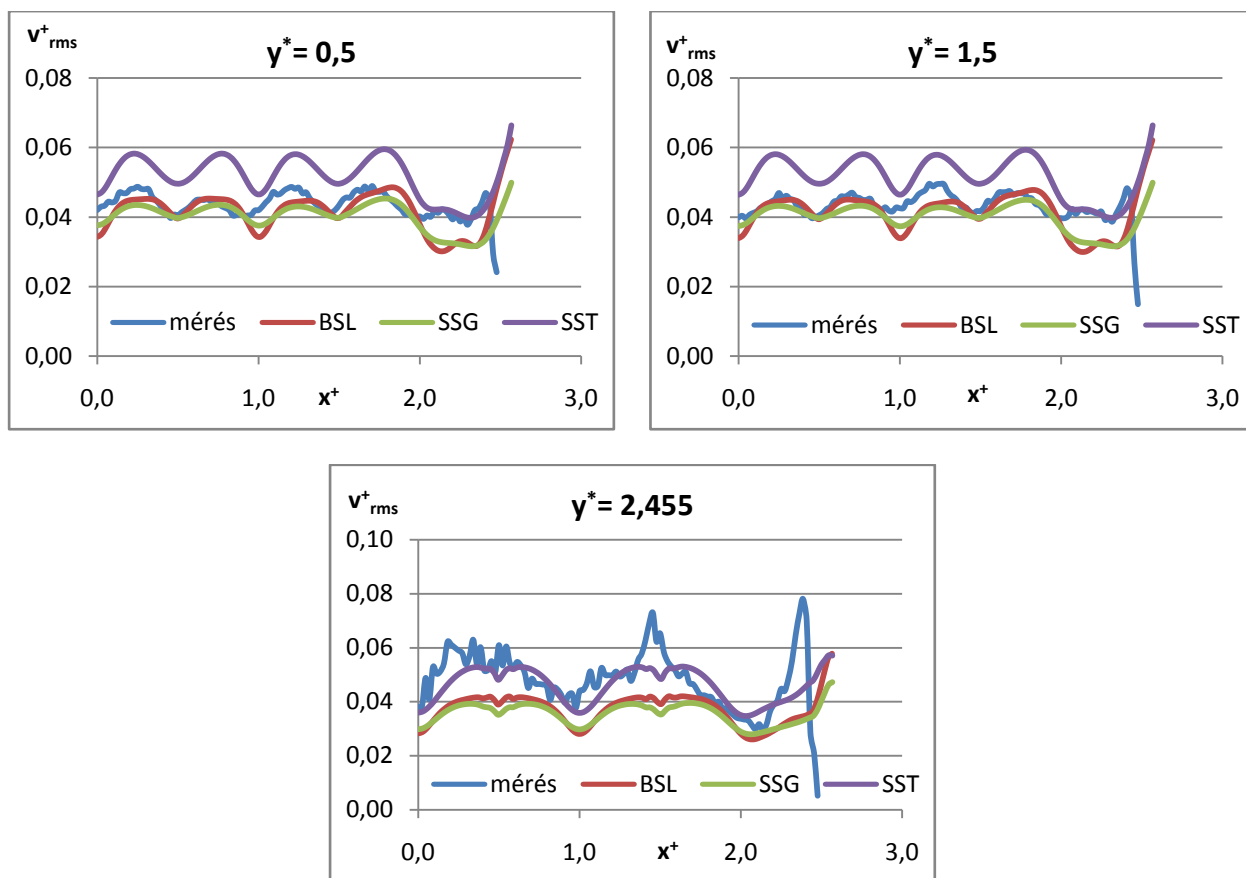
Az SST modell nem kör keresztmetszetű csatornáknál kialakuló szekunder áramlások számítására nem alkalmas, az ezzel nyert keresztirányú sebességek nulla értékűek.

A számított értékekhez képest mindhárom vonal mentén nagy negatív értékű keresztkomponenseket mértek, mely a nem teljesen kialakult vagy „zavart” áramlás jellemzője.



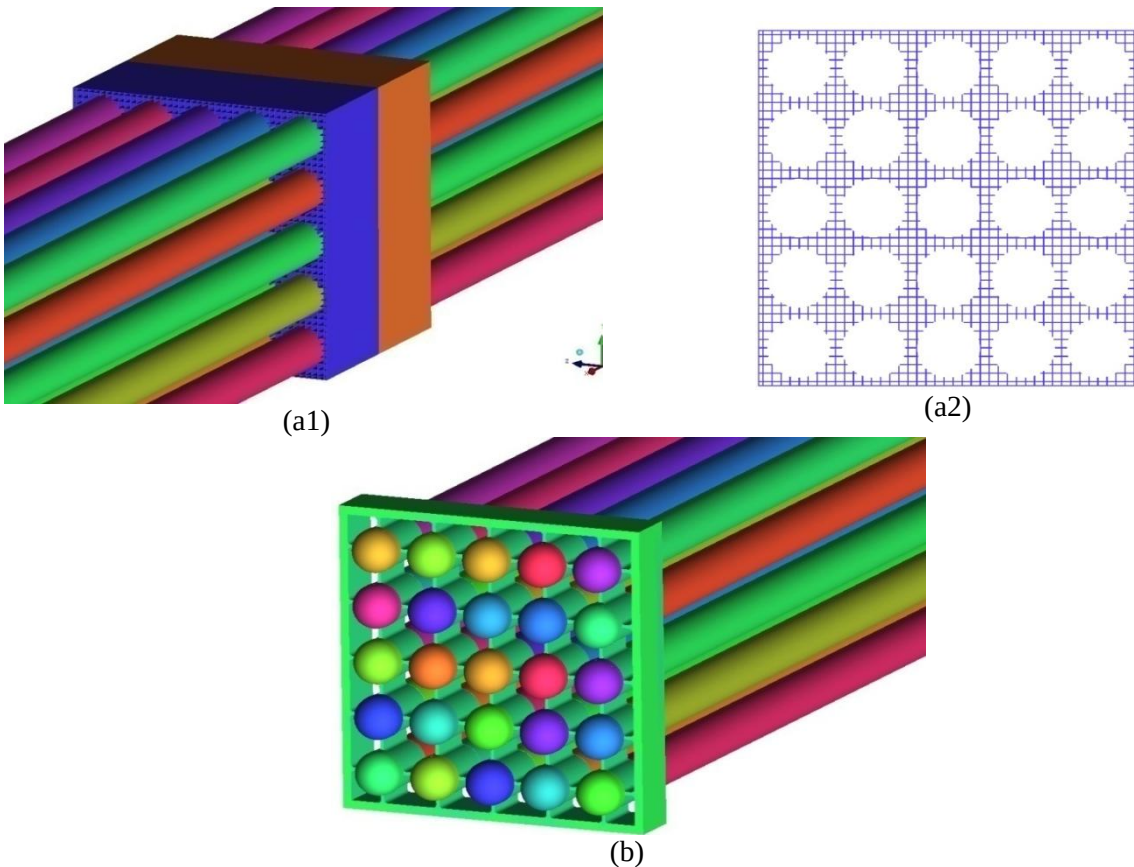
28. ábra: A sebesség y-irányú komponensének eloszlása

Az SST modellel számolt v_{rms}^+ értékek az alsó, illetve a középső részben nagyobbak, mint a mértek, de jellegre ahhoz hasonlóak (29. ábra). A BSL, illetve az SSG modell eredményei közel azonos értékűek, és a méréssel általában elfogadhatóan egyeznek. A felső részben a számított értékek hasonló lefolyásúak, mint a mértek, de utóbbiak erősen ingadoznak. A mért adatokhoz itt az SST modellel számított eredmények állnak a legközelebb.



29. ábra: Az y -irányú sebességkomponens RMS értékei

A számolt keresztkomponensek méréstől való eltérésének több magyarázata is lehet. A számítások pontatlanságán túl a legvalószínűbb ok, hogy az áramlás nem a szabad pálcakötegre jellemző kialakult áramlás a mérőpozícióban. Ennek oka lehet, hogy a teszszakaszba való beáramlásnál a nagy iránytörés okozta örvénylések megszüntetésére használt rácsok (30/a ábra), illetve az alsó távtartórács (30/b ábra) után a távolság a mérőpozícióig nem elegendő az áramlás teljes kiegyenlítéséhez. A másik ok lehet a teszszakasz végén elhelyezkedő háromlábú dob visszahatása a mérési keresztmetszetben kialakuló áramlásra.



30. ábra: Az áramlás-egyenletesítő (a) és a távtartórács (b) képe [18]

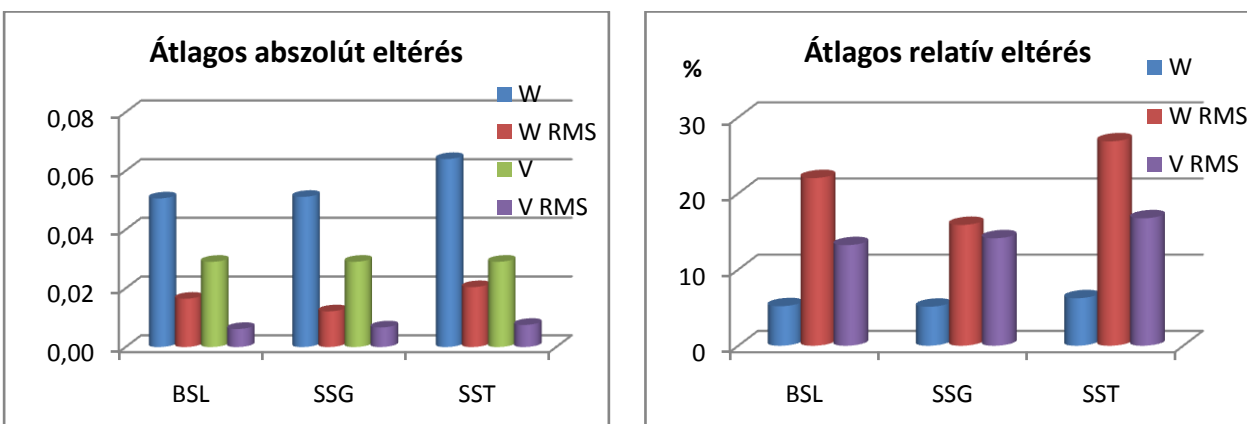
Minden paramétert figyelembe véve a két Reynolds-feszültség modell vizuálisan közel azonosan írja le az ilyen P/D viszonyú szabad pálcakötegben kialakuló áramlást, míg az SST modellel nyert eredmények nagyobb eltéréseket mutatnak a mért értékekhez képest. A modellek jóságára az átlagos eltérés alapján lehet számszerűen következtetni. Annak érdekében, hogy a néhány helyen a mért adatokat jól követő, de attól máshol jelentősen eltérő adatokat szolgáltató modelleket kiszűrhessem, az átlagos százalékos eltérést is vizsgáltam.

$$D = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{i=N} |C_i - M_i| \quad (3.7)$$

Az átlagos eltérés (3.7) egyenlet alapján történő számítása során a feltehetőleg a mérés hibájából megnövekedett eltéréseket figyelmen kívül hagytam, ezért a 110 mérési pozíció helyett, minden vonal mentén csak 100 pontot használtam fel, azaz a külső palásthöz legközelebb lévő 10 adatot nem vettem figyelembe. Az egyenletes eloszlású CFD pontok az esetek jelentős részében nem estek egybe a mérési pontokkal, így a megfelelő pozíciókban a mért értékeket lineáris interpolációval határoztam meg.

Az eredmények grafikus összefoglalása a 31. ábrán látható. Az átlagos abszolút eltérés a BSL és az SSG modellek esetén közel azonos. Ez alól kivételt képez az axiális sebességkomponens RMS értéke, ahol a BSL modell az SSG-hez képest 30%-kal magasabb eltérést adott. Az SST modell minden paraméter tekintetében az előző kettővel szemben pontatlanabb értékeket szolgáltatott. A relatív eltéréseket tekintve a két Reynolds-feszültség

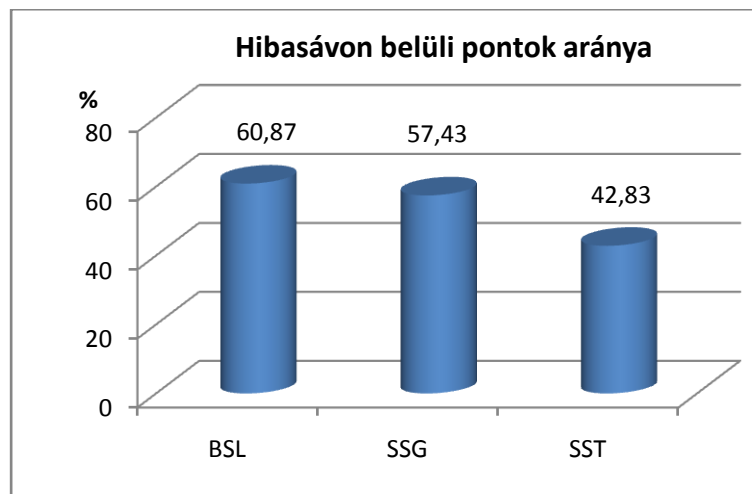
modell értékei a w_{rms}^+ leszámítva alig térnek el, illetve az axiális sebesség esetén csak kis mértékben nagyobbak a mérési hiba (5%) értékénél. Ezzel szemben az SST modell esetén magasabb eltérések tapasztalhatók.



31. ábra: Az átlagos abszolút és relatív eltérések a különböző modellek esetén

Minden mérés (és számítás is) hibával terhelt. Ennek megfelelően a számítások során meg kell vizsgálni, hogy a kapott eredmények a mérési hibán belül visszaadják-e annak értékeit. A benchmark leírásban foglaltak szerint a sebességkomponensek mérési bizonytalansága 95%-os konfidencia szint mellett 4,8-5% közötti érték. Az összehasonlítás során 5%-ot vettem mérvadónak és e hibasávon belüli értékek arányát vizsgáltam (32. ábra). Mint látható, az axiális sebesség esetén a két Reynolds-feszültség modellel kapott eredmények közel azonos része esik a hibasávon belülre, míg az SST használatával lényegesen alacsonyabb ez az érték. A sebesség y-irányú komponense esetében nem esik számolt érték a hibasávon belülre egyik modell esetén sem.

A hibasávon kívül eső eredmények a BSL, illetve az SSG Reynolds-feszültség modellek esetén nem térnek el nagyon attól, mint azt az előbb a 31. ábrán láthattuk. Az axiális sebesség átlagos relatív eltérése mindkét modell esetében 5,2% alatt marad, ami alig nagyobb, mint a mérési bizonytalanság.



32. ábra: A hibasávon belüli adatok aránya az axiális sebesség esetén

A statisztikai vizsgálat alapján a két Reynolds-feszültség modell hasonló becslést ad a MATIS-H berendezés szabad pálcakötegében kialakuló áramlásra. Az axiális sebesség RMS értékére az SSG, míg a többi paraméterre a BSL modell ad kissé pontosabb becslést. Az SST modell a Reynolds-feszültség modelleknél szignifikánsan pontatlanabb eredményt adott minden paraméterre, így használata hasonló feladatok esetén kerülendő.

4. Összefoglalás

Az atomerőművek fejlesztésében és üzemeltetésében egyre nagyobb teret nyernek a számítógépes szimulációk. Az egyik fontos terület a pálcák között kialakuló áramlás modellezése, és a keresztáramlások meghatározása.

Dolgozatomban a MATIS-H tesztberendezés szabad pálcakötegére fejlesztettem CFD modellt és meghatároztam a távtartórács számításokhoz szükséges belépő peremfeltételeket. Először hálófüggetlenség-vizsgálatot végeztem egy szubcsatorna modellen. Ennek során öt különböző felbontású blokkstrukturált hálót hoztam létre, és közülük kiválasztottam azt, mellyel a megoldások már hálófüggetlennek tekinthetők. Ezen vizsgálat eredménye alapján végeztem el a teljes modell hálózását. Munkám során érzékenységvizsgálatot végeztem a turbulenciamodellre, amely során az SST, a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modelleket alkalmaztam. A kapott eredményeket az LDA mérések eredményeivel hasonlítottam össze.

Az axiális sebességkomponens esetén mindhárom modell jellegre és számszerűen is a méréshez hasonló adatokat szolgáltatott a belső régióban, míg a külső fal közelében a mért, illetve számított értékek közötti eltérés nagysága nagyobbra adódott. A BSL és az SSG modellek közel azonos eredményeket adtak, ehhez képest az SST a minimumokat kissé alul-, a maximumokat kissé felülbecsülte. Az axiális sebességkomponens RMS értékét már pontatlanabban adták vissza a számítások, de a kvantitatív hasonlóság fennállt.

A sebesség keresztkomponensének vizsgálata során kvalitatív eltéréseket tapasztaltam, melynek oka valószínűleg az, hogy a mérést végzők várakozásaival szemben az alsó rácsok hatása nem szűnt meg teljesen az LDA mérés keresztmetszetéig. A keresztkomponens RMS értékét az alsó és a középső részben a Reynolds-feszültség modellek, a felső részben pedig az SST modell írta le pontosabban.

A statisztikai vizsgálat eredményei alapján a BSL és az SSG modellek összességében hasonló pontossággal írták le az áramlást, míg az SST modell pontatlanabb becslést adott.

A benchmark tapasztalatai alapján a távtartórácsok hatásának megfelelő CFD vizsgálatához a belépő peremfeltételeket elegendő a számításaim során elért pontossággal megadni [19]. A jövőben különböző keverőfűlekkel ellátott távtartórácsok áramlásra gyakorolt hatását szándékozom vizsgálni, melynek során jelen eredményeket belépő peremfeltételként fogom felhasználni.

Irodalomjegyzék

- [1] IAEA, Nuclear Power Reactors in the World, Reference Data Series No.2, 2012.
- [2] OECD/NEA—MATIS-H benchmark: Final benchmark specifications, 2011.
- [3] <http://www.vilaglex.hu/Lexikon/Html/NyoVizRe.htm>
- [4] Csom Gy., Atomerőművek üzemtana II/1., Műegyetemi Kiadó, 2005
- [5] <http://www.nrc.gov/reading-rm/basic-ref/teachers/reactor-fuel-assembly.html>
- [6] http://www.sciencephoto.com/image/342578/530wm/T1750157_Nuclear_fuel_assembly_Russia-SPL.jpg
- [7] T.Brandt, T.Toppila, CFD study on mixing in VVER-440 fuel rod bundle with guiding vanes in spacer grids, 17th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-17), Brussels, Belgium, July 12-16, 2009.
- [8] S.K.Chang, S.K.Moon, W.P.Baek, Y.D.Choi, Phenomenological investigations on the turbulent flow structures in a rod bundle array with mixing devices, Nuclear Engineering and Design, 238 (2008), 600-609
- [9] L.Meyer, From discovery to recognition of periodic large scale vortices in rod bundles as source of natural mixing between subchannels – A review, Nuclear Engineering and Design, 240 (2010), 1575-1588
- [10] G.Házi, On turbulence models for rod bundle flow computations, Annals of Nuclear Energy, 32 (2005), 755-761
- [11] S.Tóth, A.Aszódi, CFD analysis of flow field in a triangular rod bundle, Nuclear Engineering and Design, 240 (2010), 352-363
- [12] Á.Horváth, B.Dressel, Numerical simulation of square rod arrayed rod bundles, Nuclear Engineering and Design, 247 (2012), 168-182
- [13] C.C.Liu, Y.M.Ferng, Numerically simulating the thermal-hydraulic characteristics within the fuel rod bundle using CFD methodology, Nuclear Engineering and Design, 240 (2010), 3078-3086
- [14] L.A.Golibrodo, N.A.Strebnev, M.M. Kurnosov, I.U. Galkin, I.K. Vdovkina, CFD simulation of turbulent flow structures in a rod bundle array with the split-type spacer grids, The Experimental Validation and Application of CFD and CMFD Codes in Nuclear Reactor Technology (CFD4NRS-4), Daejeon, Korea, September 10-12, 2012.
- [15] Y.Fournier, C.Vurpillot, C.Béchaud, Evaluation of fluid flow in the lower core of a PWR with Code_Saturne, Nuclear Engineering and design, 237 (2007), 1729-1744
- [16] H.K.Versteeg and W.Malalasekera, An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method, Prentice Hall, 2007.
- [17] ANSYS Help System – CFX Theory Guide, CFX Modeling Guide 13.0, 2010.

[18] OECD/NEA—MATiS-H benchmark, stp files, 2011.

[19] J.R.Lee, J.Kim,C-H.Song, Synthesis of the OECD/NEA-KAERI rod bundle CFD benchmark exercise, Daejeon, Korea, September 10-12, 2012.