



Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem
Nukleáris Technikai Intézet

TIBORCZ LÍVIA

SWIRL TÍPUSÚ KEVERŐRÁCS ÁRAMLÁSRA GYAKOROLT HATÁSÁNAK VIZSGÁLATA

Témavezetők:

Dr. Tóth Sándor
egyetemi adjunktus

Dr. Aszódi Attila
egyetemi tanár

Budapest, 2013

Tartalomjegyzék

Jelölések jegyzéke	III
1. Korábbi munkám áttekintése	1
2. A távtartórácsok áramlásra gyakorolt hatásának vizsgálata.....	2
3. A CFD számítás alapjai.....	3
3.1. A CFD számítások során megoldott alapegyenletek.....	3
3.2. Alkalmazott turbulencia modellek	6
4. „Swirl” típusú távtartórács áramlásra gyakorolt hatásának vizsgálata	8
4.1. A „swirl” típusú távtartórács geometriája.....	8
4.2. A távtartóráccsal ellátott pálcaköteg CFD modellje.....	10
4.3. A távtartórács számítások eredményei	16
5. Összefoglalás	30
Irodalomjegyzék	31
Melléklet	33

Jelölések jegyzéke

Latin betűk

<i>Jelölés</i>	<i>Megnevezés</i>	<i>Mértékegység</i>
a_3	konstans az SST modellben	-
c_{SAS}	konstans a SAS modellben	-
D_{ij}	diffúzió a RSM modellben	kg/ms ³
D	pálca átmérő	m
F_1	súlyfaktor	-
k	turbulens kinetikus energia	m ² /s ²
k_s	második viszkozitás	Pas
i	belső energia	J/kg
L	turbulens hosszlépték	m
L_{vK}	Kármán-féle hosszlépték	m
p	nyomás	Pa
P	pálcaosztás	m
P_{ij}	produkció a RSM modellben	kg/ms ³
P_k	turbulens kinetikus energia keletkezése	kg/ms ³
Q	Q kritérium	s ⁻²
r_i	helyvektor i. komponense	m
S	nyíró feszültség tenzor skalár invariánsa	s ⁻¹
t	idő	s
T	hőmérséklet	°C
$\mathbf{u}(u,v,w)$	sebességvektor	m/s
u_i	sebességvektor i. komponense	m/s
w_{bulk}	átlagsebesség	m/s

Görög betűk

<i>Jelölés</i>	<i>Megnevezés</i>	<i>Mértékegység</i>
$\beta', \beta_3, \sigma_{k3}, \sigma_{\omega 2}, \sigma_{\omega 3}$	konstansok az SST modellben	-
ζ_2, σ_ϕ	konstansok a SAS modellben	-
ε	turbulens kinetikus energia disszipációja	m ² /s ³
ε_{ij}	disszipációs tag a RSM modellben	kg/ms ³
κ	Kármán konstans	-
μ	molekuláris viszkozitás	Pas
μ_t	turbulens viszkozitás	Pas
Π_{ij}	redisztribúciós tag a RSM modellben	kg/ms ³
ρ	sűrűség	kg/m ³
ϕ	általános skalár	egyenletfüggő
τ_{ij}	nyírófeszültség	Pa
ω	turbulens kinetikus energia specifikus disszipációja	1/s
Ω	forgási tenzor skalár invariánsa	s ⁻¹
Ω_{ij}	forgási tag a RSM modellben	kg/ms ³

1. Korábbi munkám áttekintése

Az atomerőművek fejlesztésében és üzemeltetésében egyre nagyobb teret nyernek a háromdimenziós számítógépes szimulációk. Az egyik fontos terület a fűtőelem-kazetták pálcái között kialakuló áramlás modellezése, és a keresztáramlások meghatározása. 2011-ben egy az OECD NEA (Organization for Economic Co-operation and Development, Nuclear Energy Agency) által szervezett nemzetközi kutatás program célja volt két, különböző típusú keverőfűlekkel ellátott távtartórács áramlásra gyakorolt hatásának vizsgálata [1]. A CFD (Computational Fluid Dynamics) kódokkal végzett számítások eredményeit a MATIS-H kísérleti berendezésen végzett mérések eredményeivel hasonlították össze.

Tavalyi munkámban ismertettem a MATIS-H (Measurement and Analysis of Turbulent Mixing in Subchannels-Horizontal) benchmarkot és a MATIS-H tesztberendezés felépítését, illetve a mérés paramétereit. A benchmark számítási eredményeket a MATIS-H berendezésen végzett mérések eredményeivel hasonlították össze.

A számítások elvégzéséhez az ANSYS CFD kódot alkalmaztam, melynek alapegyenleteit és azok megoldási metódusait is bemutattam. A dolgozatban kitértem a korábban hasonló témában publikált néhány eredményre, melyek alapul szolgáltak a turbulenciamodell megválasztásához.

Első lépésként a MATIS-H kísérleti berendezés szabad pálcakötegre fejlesztettem CFD modellt és meghatároztam a távtartórács számításokhoz szükséges belépő peremfeltételeket. A vizsgált geometria egy 1,3-as rácsosztás/pálcaátmérő (P/D) viszsonnyal jellemzett, négyszögrácsba rendezett 5×5 -ös szabad pálcaköteg. Szubcsatorna modellen végzett hálófüggetlenség-vizsgálat eredménye alapján elkészítettem a szabad pálcaköteg fél keresztmetszetét leíró hálót. Ezután érzékenységvizsgálatot végeztem az SST, a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modellekkel. A kapott eredményeket lézer doppler anemométerrel végzett mérések eredményeivel hasonlítottam össze. Végezetül a szabad pálcakötegben kialakuló áramlás Reynolds-feszültség modellek alkalmazásával kapott eredményeit mint belépő peremfeltételeket használtam fel a „swirl” típusú távtartórács áramlásra gyakorolt hatásának vizsgálata során. Ehhez egy megfelelően kiválasztott távtartórács részletet modelleztem. A demonstrációs számítások eredményeit a szabad pálcakötegben kialakuló áramlási képpel hasonlítottam össze, hogy a távtartórács hűtőközeg-keveredésre gyakorolt hatását tanulmányozzam.

Jelen dolgozat a fentiekben röviden áttekintett, tavalyi TDK és szakdolgozat munkám továbbvitele a távtartórács áramlásra gyakorolt hatásának tranziens számítással való meghatározásával, illetve mérési adatokkal való összehasonlításával. A követhetőség érdekében a távtartórács modell ismertetését megismétlem, illetve a tavalyi távtartórács számítások eredményeit is feltüntetem a diagramokon.

2. A távtartórácsok áramlásra gyakorolt hatásának vizsgálata

A távtartórácsok áramlásra gyakorolt hatását már korán kezdték vizsgálni. Rehme mérései során távtartórácsok okozta nyomásesésre állított fel összefüggést [2]. Shen és társai LDV (Laser Doppler Velocimetry) mérések alapján arra jutottak, hogy a rácson elhelyezett keverőfülek szöge nagyban befolyásolja a nyomásesést és a hőátadás intenzitását [3]. Holloway és társai szintén azt állapították meg, hogy a rács kialakítása nagy hatással van az áramlási képre [4].

A CFD számítások során a hálófelbontásra, a turbulencia modell megválasztására, a peremfeltételek megfelelő definiálására a mai napig nincs egységes módszer, így a témában folyamatosan jelennek meg számítási eredmények, ajánlott számítási módszerek.

Gandhir és Hassan egy keverőfülekkel ellátott, 5x5-ös pálcaköteget rögzítő távtartórács pontos leírásához az SST modellt találta a legalkalmasabbnak [5]. Liu és társai is négyszögrácsba rendezett köteget vizsgáltak, különböző keverőfülekkel ellátott távtartórácsokkal [6]. Eredményeik alapján a Reynolds-feszültség modellek képesek a szekunder örvények, illetve az áramlási kép pontos visszaadására.

Nematollahi és társai öt darab 2D, illetve négy darab 3D elrendezésű keverőfülekkel ellátott távtartórács hatását vizsgálták. A számítások során 2x2 és 3x3 elrendezést alkalmaztak, melyhez a k- ϵ modellt használták. Minden esetben azt tapasztalták, hogy a rácscok a hőátadás intenzitását növelik. A hőelvitel fokozása szempontjából a 3D ún. „split trumpet” bizonyult a legjobbnak, ugyanakkor éles széle miatt alkalmazása nehézkes lehet [7].

Navaro és társai a „split” típusú keverőrács hatását vizsgálták [8]. A számítógépi kapacitásigény közben tartásához hét, sorba rendezett tartományra osztották a modellt, és mindegyik belépő peremfeltétele az előző tartomány kilépő eloszlása volt. Az izotermikus számításokhoz a k- ϵ modellt alkalmazták, és az első tartomány belépő peremfeltételeként

Karoutas és társai (1995) mérési eredményeit használták fel. A sebesség keresztkomponensei a mért adatokkal jól egyeztek, ugyanakkor az axiális sebességeloszlásban érzékelhető eltérést tapasztaltak. A nyomásesést félempirikus formulákkal összehasonlítva jó egyezést kaptak, míg az örvények tekintetében minőségileg helyes eredményre jutottak.

Choi és társai a RELAP5/MOD3.3 kódban súlyos baleseti szituációkban az újraelárasztás során alkalmazott modelleket módosították, többek között addig a modellben figyelmen kívül hagyott távtartórács hatását vizsgálták a folyamat során. A számítások alapján a távtartórács figyelembe vétele minden esetben javította a burkolathőmérséklet axiális eloszlásának számítási pontosságát [9].

A MATIS-H nemzetközi benchmark célja két különböző keverőfülekkel ellátott távtartórács áramlásra gyakorolt hatásának meghatározása, a CFD számítások validálása, és a probléma jövőbeli tárgyalásához BPG (Best Practice Guidelines) útmutatók meghatározása volt. 25 résztvevő küldött be számítási eredményeket, ezek közül 15 foglalkozott a „swirl” típusú keverőrácscsal. Különböző CFD kódokat alkalmaztak a résztvevők, illetve a hálók elemszáma is jelentősen eltért egymástól (3,3-110 millió elem). Mindössze két résztvevő használta fel a szabad pálcakötegben mért eredményeket belépő peremfeltételként, a többiek homogén vagy saját számított sebességeloszlásokkal dolgoztak. A számítási eredményeket a kísérleti berendezésen végzett mérésekkel hasonlították össze. Az eredmények alapján az elsőrendű előremutató differencia séma (first-order upwind) használata kerülendő. A benchmark rámutatott, hogy nagy finomságú háló, illetve magasabb rendű turbulenciamodell alkalmazása nem feltétlenül jelent jobb közelítést ebben az esetben. A várakozásokkal szemben a LES (Large Eddy Simulation) szimuláció nem bizonyult jobbnak az URANS (Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes) és SAS számításokkal szemben [10].

3. A CFD számítás alapjai

3.1.A CFD számítások során megoldott 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 [11];[12];[13]. A CFD kódok alkalmazásának fő előnyei a költséghatékonyság, a gyorsaság, részletes információ szolgáltatása

az áramlásról, illetve az ideális körülmények (pl. belső sűrűdástól 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:

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \text{div}(\rho\phi\mathbf{u}) = \text{div}\{\Gamma_{\phi}(\text{grad}\phi)\} + S_{M,\phi} \quad (1)$$

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 (1. táblázat).

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

1. táblázat: A ϕ értéke a transzportegyenletekben

Az egyenletrendszer kiegészül még két állapotegyenlettel:

$$p = p(\rho, T) \quad (2)$$

$$i = i(\rho, T) \quad (3)$$

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

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial r_j} + \frac{\partial u_j}{\partial r_i} \right) + \delta_{ij} k_s \frac{\partial u_i}{\partial r_i} \quad (4)$$

Ezt felhasználva 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 kapott egyenletrendszerbe, 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.

Az 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.

3.2. Alkalmazott turbulencia modellek

A CFD számítások egyik kritikus pontja a turbulenciamodell választás. A modellek csak megkötésekkel, bizonyos áramlási problémákra érvényesek, így nagyon fontos a megfelelő modell kiválasztása. A választás korábbi eredményeken, tapasztalatokon alapulhat, de érdemes érzékenységvizsgálatot végezni, annak érdekében, hogy a problémát megfelelően leíró modell kerüljön kiválasztásra. A belépő peremfeltételek meghatározása során a korábban hasonló P/D viszonyú pálcakötegre végzett számítások alapján [14];[15];[16] az SST örvényviszkózitás modell mellett a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modelleket alkalmaztam korábbi munkám során. A számítások mérésekkel való összehasonlítása azt mutatta, hogy a két Reynolds-feszültség modell megfelelő pontossággal írja le az áramlási teret, így a távtartórács számításokhoz is e két modellt alkalmaztam. Továbbá a tavaly szeptemberben közzétett adatok alapján a SAS szimuláció került még kiválasztásra [10];[17].

SST (Shear Stress Transport) [11];[12]

Az SST (nyírófeszültség transzport 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.

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \text{div}(\rho k \mathbf{u}) = \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k3}} \right) \text{grad}(k) \right] + P_k - \beta' \rho k \omega \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \text{div}(\rho \omega \mathbf{u}) = \\ \text{div} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 3}} \right) \text{grad}(\omega) \right] + a_3 \frac{\omega}{k} P_k - \beta_3 \rho \omega^2 + (1 - F_1) 2\rho \frac{1}{\sigma_{\omega 2} \omega} \text{grad}(k) \cdot \text{grad}(\omega) \end{aligned} \quad (6)$$

A (5) egyenlet a turbulens kinetikus energia, a (6) 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 [11];[12]

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 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).

$$\frac{\partial(\overline{\rho u_i u_j})}{\partial t} + \text{div}(\overline{\rho u_i u_j \mathbf{u}}) = P_{ij} + D_{ij} - \varepsilon_{ij} + \Pi_{ij} + \Omega_{ij} \quad (7)$$

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 (Ω_{ij}) miatti transzportot fejezik ki.

A Reynolds-feszültség modellek előnye, hogy a problémák szélesebb körének leírására alkalmasak, és általában pontosabb eredményeket adnak, mint az örvényviszkózítás modellek. Különösen igaz ez pálcakötegben kialakuló áramlások esetén, ahol a turbulencia anizotrópiájának fontos szerepe van [14]. Ugyanakkor hátrányuk a nagyobb számítási kapacitás igény és az alacsonyabb validáltság.

SST-SAS szimuláció [12]

Az SST-SAS (Scale-Adaptive Simulation) modellt az SST modell továbbfejlesztésével nyerték. A leíró egyenletek lényegileg megegyeznek, a fő különbség az ω egyenletben található (6. egyenlet). A SAS szimuláció során egy plusz tag (8) jelenik meg ezen egyenlet jobb oldalán.

$$Q_{SAS} = \max \left[\rho \zeta_2 \kappa S^2 \left(\frac{L}{L_{vK}} \right)^2 - c_{sas} \frac{2\rho k}{\sigma_\phi} \max \left(\frac{1}{\omega^2} \frac{\partial \omega}{\partial r_j} \frac{\partial \omega}{\partial r_j}, \frac{1}{k^2} \frac{\partial k}{\partial r_j} \frac{\partial k}{\partial r_j} \right), 0 \right] \quad (8)$$

Az SST modell azon hátrányát, hogy nem képes a turbulens örvényeket pontosan leírni az ún. Kármán-féle hosszlépték (L_{vK}) ω egyenletbe történő bevezetésével küszöbölték ki. A modell

nagy előnye, hogy képes felbontani a turbulens struktúrákat, azaz az instabil áramlási régiókban LES-szerű (Large Eddy Simulation) tulajdonságokat mutat, míg a stabil régiókban stacionárius eredményeket szolgáltat.

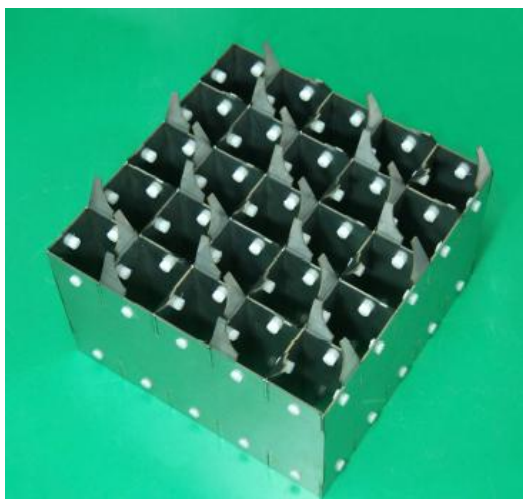
4. „Swirl” típusú távtartórács áramlásra gyakorolt hatásának vizsgálata

4.1. A „swirl” típusú távtartórács geometriája

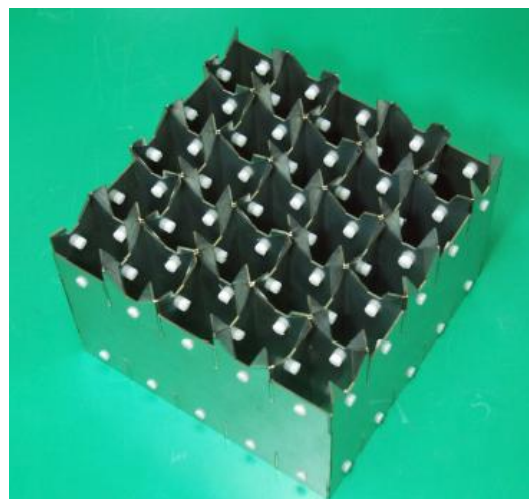
A pálcák pozicionálása, illetve a rezgések okozta mechanikai igénybevételek minimalizálása céljából a fűtőelem-köteg mentén távtartórácsok helyezkednek el [13]. A távtartórácsok, mint hűtőközeg-keveredést fokozó eszközök is alkalmazhatóak, ha az intenzívebb keveredés elérése érdekében keverőfülekkel látják el őket. A kötegek felső részében, ahol a forráskrízis 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 nyugati PWR (Pressurized Water Reactor) reaktorok esetében általánosan elterjedt a távtartórácsok 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 [18].

Két tipikus keverőrács elrendezés az ún. „split” és a „swirl”. Egy 5x5 kísérleti pálcaköteghez illesztett „split” típusú keverőrács a 1/a ábrán, egy „swirl” típusú pedig a 1/b ábrán látható.



(a)

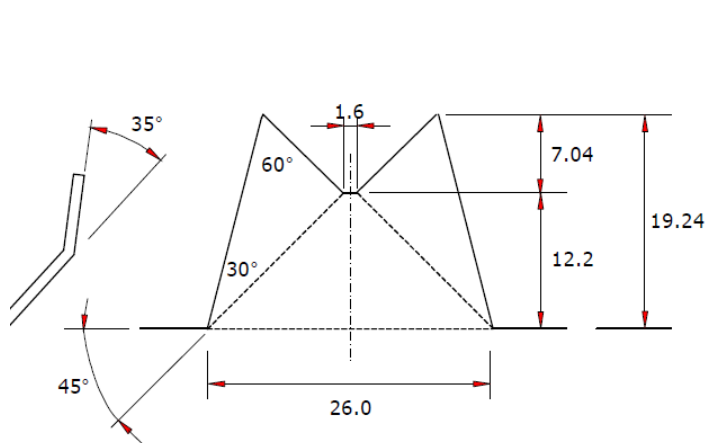


(b)

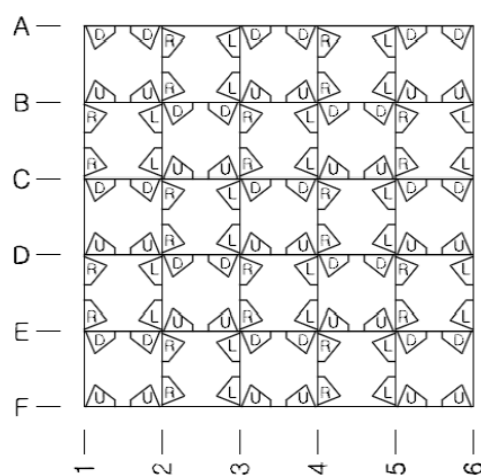
1. ábra: „Split” (a) és „swirl” (b) típusú keverőrács [1]

A „split” típusú keverőrács esetében minden rácspontban 2-2 fül található. A MATIS-H benchmark során a fülek 30° -os szöget zárnak be a függőlegessel, az egyes rácspontokban található, egymással átellenes csatornáknak vagy fel és le vagy jobbra és balra terelik a közeget.

A „swirl” típusú keverőrács (1/b és 2 ábra) minden rácspontban négy keverőfület tartalmaz. A kísérlet során használt kialakításban a fülek az átlóhoz képest 35° -ban döntöttek, orientációjuk az 2/b ábrának megfelelően lett kialakítva. Az egyes pozíciókban a keverőfülek ennek megfelelően D-lefelé, U-felfelé, R-jobbra, L-balra terelik a közeget.



(A)

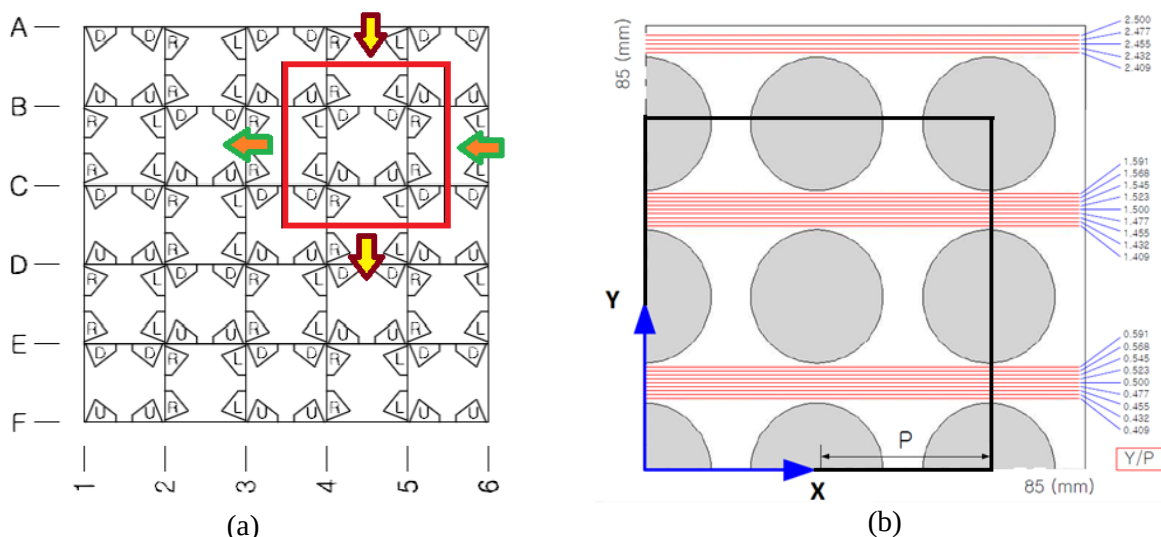


(B)

2. ábra: A „swirl” típusú keverőrács paraméterei [1]

4.2.A távtartórácossal ellátott pálcaköteg CFD modellje

A vizsgált keverőrács geometriai paraméterei a 2. ábrán láthatóak. Minden rácspontban négy keverőfűl található, melyek a jelöléseknek megfelelően D-lefelé, U-felfelé, R-jobbra, L-balra terelik a közeget. Munkám során a korlátozott számítógépi kapacitás rendelkezésre állása miatt a teljes geometria egy részét modelleztem (3/a ábra), így a külső falak hatását elhanyagoltam. A szegmens kiválasztásakor olyan periodikusságot kerestem, melynek segítségével egy radiálisan végtelen rács leírható. A 3/a ábrán kijelölt rész ennek eleget tesz, hiszen eltolásszimmetrikus.

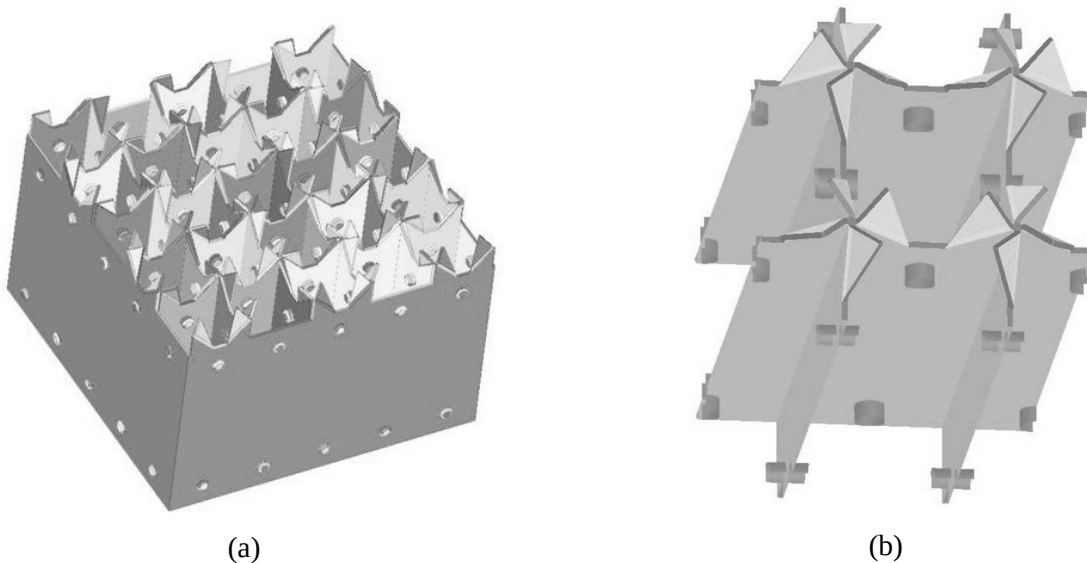


3. ábra: A kiválasztott keverőrács részlet és a mérési pozíciók [1]

A keverőrács minden részletét (csapok, fülek stb.) pontosan tartalmazó geometriai modell CAD (Computer-Aided Design) fájlként a rendelkezésemre állt (4/a ábra). Ezen geometriát az ANSYS ICEM CFD programba beolvasva végeztem el a határoló felületek definiálása után a feldarabolást, illetve a nem szükséges elemek eltávolítását. A pálcák nem voltak a geometria részei, így azokat külön hoztam létre. A csapok lekerekített végeit elhanyagoltam, és azokat a pálcák felületére vetített befoglaló hengerként vettem figyelembe. Ennek oka, hogy a csapok végei és a pálcák közötti keskeny rést csak nagyon finom hálóval lehetne leírni, mely a teljes elemszámot, illetve a hálózás bonyolultságát növelné, viszont a meghatározó folyamatokra lényegi hatást nem gyakorol. Az így elkészült keverőrács részlet a 4/b ábrán látható (a daraboláshoz felhasznált és a későbbiekben az áramlási teret határoló felületek, illetve a pálcák falai nincsenek megjelenítve).

A keverőrács áramlásra gyakorolt hatásának vizsgálatához mögöttem 15 D_H hosszúságú szakaszt építettem meg ($D_H=24,27$ mm, a teljes szabad pálcakötegre jellemző hidraulikai

átmérő). Korábban más távtartórács típusok esetén végzett számítások tapasztalatai alapján ilyen hosszúságú szakasz elegendő stacionárius számítások során [19]. A belépő keresztmetszetet a keverőrács előtt $10 D_H$ távolságra definiáltam a benchmark kiírásban ajánlottaknak megfelelően [1].



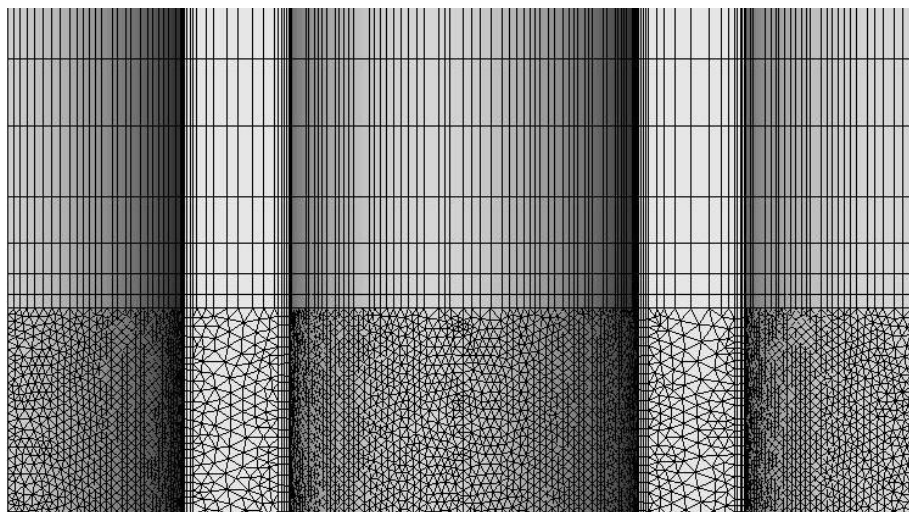
4. ábra: A keverőrács teljes CAD geometriája (a) [20] és a számítás során modellezett részlete (b)

A geometria bonyolultsága miatt blokkstrukturált háló létrehozása nagyon időigényes és nehéz feladat lenne. Ilyen esetben strukturálatlan, tetraéder, gúla és prizma elemeket tartalmazó háló választása a célszerű. Ezen hálótípus létrehozása a megfelelő kényszerek (pl. maximális elemméret, növekedési faktor, első cella mérete stb.) definiálása után automatikusan történik. Lokálisan jól sűríthető, általában egyszerűbben létrehozható és bonyolult geometriák esetén is alkalmazható hálótípus. Hátránya, hogy nagyobb numerikus diffúziót okoz.

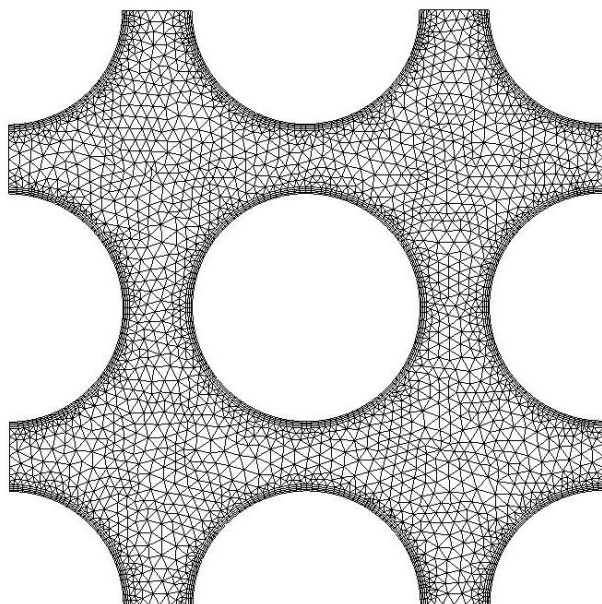
A hálózáshoz a keverőrács előtt és után egy-egy rövid szakaszt definiálva létrehoztam a strukturálatlan hálót az ún. „octree” módszert [12] használva. Az algoritmus ahol lehet rendezettebb elemeket hoz létre, ugyanakkor nagyobb elemszámú hálót generál (elemszám $\approx 2^x$), mint pl. a „quick” módszer [12]. Többszöri finomítás után a falakon (pálca, keverőrács) a maximális elemméretet 0,7 mm, míg a globális maximumot 1,5 mm nagyságúra definiáltam. A keverőfüleket tartalmazó, illetve az utána található 15 mm magas térrészben lokális sűrítést alkalmaztam. A hálót az elemszám csökkentése céljában a „quick” algoritmussal átrendeztem. Végül a fizikai falak mentén 4 rétegből álló, 1,15-ös növekedési faktorról jellemzett, összesen 0,74 mm vastag prizmaelemeket tartalmazó határréteg-hálót hoztam létre. Az automatikus

hálózási eljárások egyik hátránya, hogy előfordulhat, hogy az elemek nem mindenhol illeszkednek a geometriához, így minden lépés során ellenőrizni, és ha szükséges javítani kell azt. A háló finomítását, illetve kialakítását a BPG (Best Practice Guidelines) ajánlásai alapján végeztem el [21]. Az így nyert hálóhoz illesztettem a hiányzó geometriát a fentebb ismertetett paramétereknek megfelelően. A strukturálatlan háló alatt és felett, a belépő, illetve a kilépő keresztmetszetig a háló alsó és felső felületi elemeit húztam ki. A kihúzás során az első réteg vastagsága a felületi háromszög elemek nagyságrendjébe esik, majd 1,15 növekedési faktorral 4-5 réteg alatt éri el a maximális vastagságot, amivel a további geometriát leírtam. Az így elkészített háló 7,7 millió elemet tartalmaz. A különböző részek felületi hálója az 5-8. ábrákon látható.

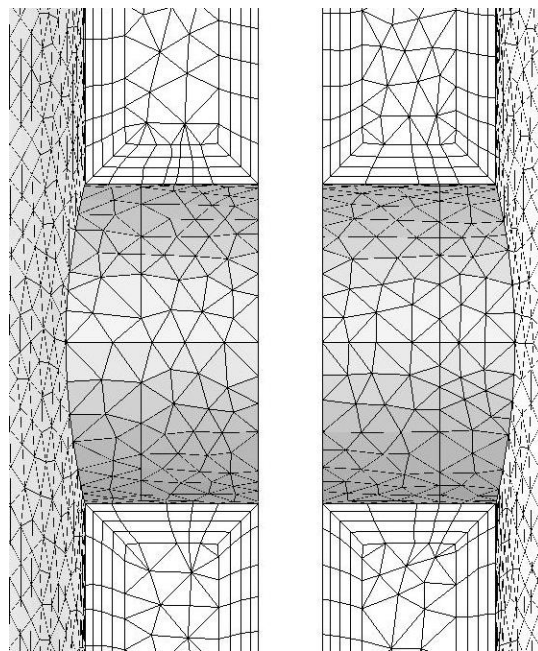
A háló minőségére vonatkozóan a BPG ajánlásai alapján az ICEM CFD által definiált „quality” paraméter minimum értéke 0,4. A hálóban az elemek 2,3%-nak a minősége van csak ezen érték alatt, ami elfogadhatónak mondható.



5. ábra: A kihúzott háló felületi elemei

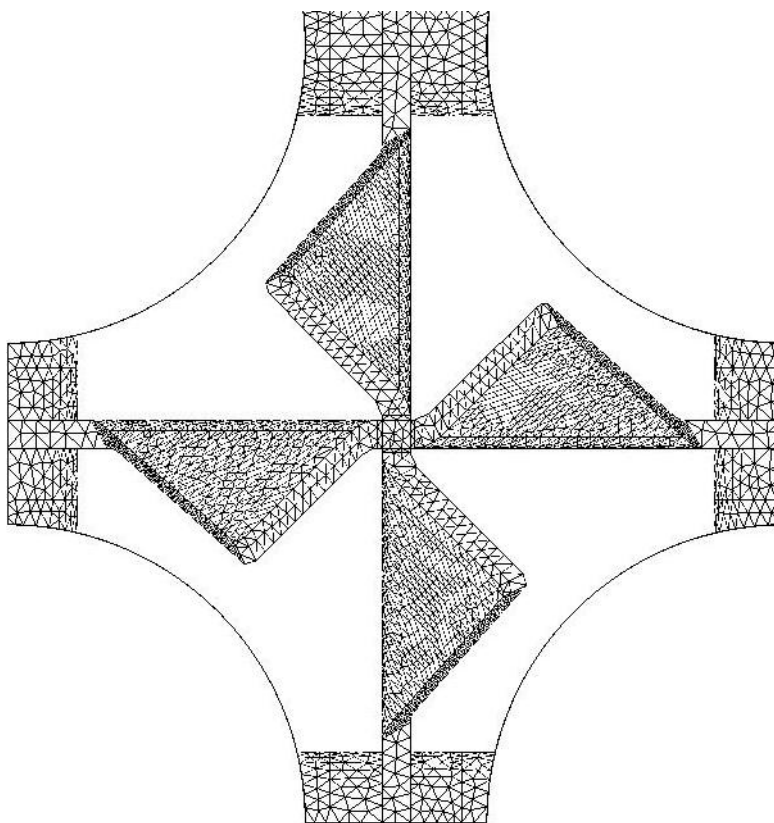


(a)

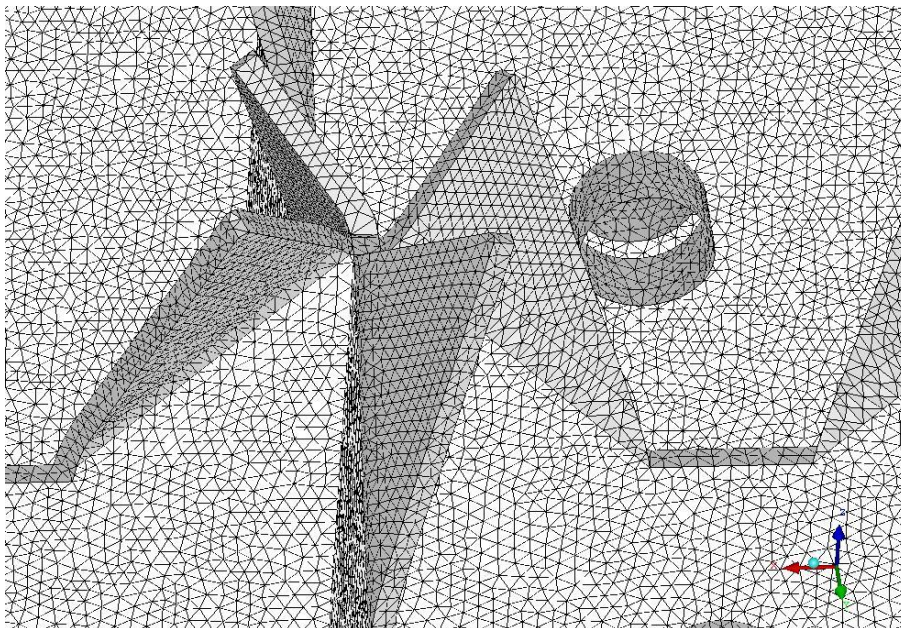


(b)

6. ábra: Felületi háló a kilépő peremen (a) és a csapok körül (b)

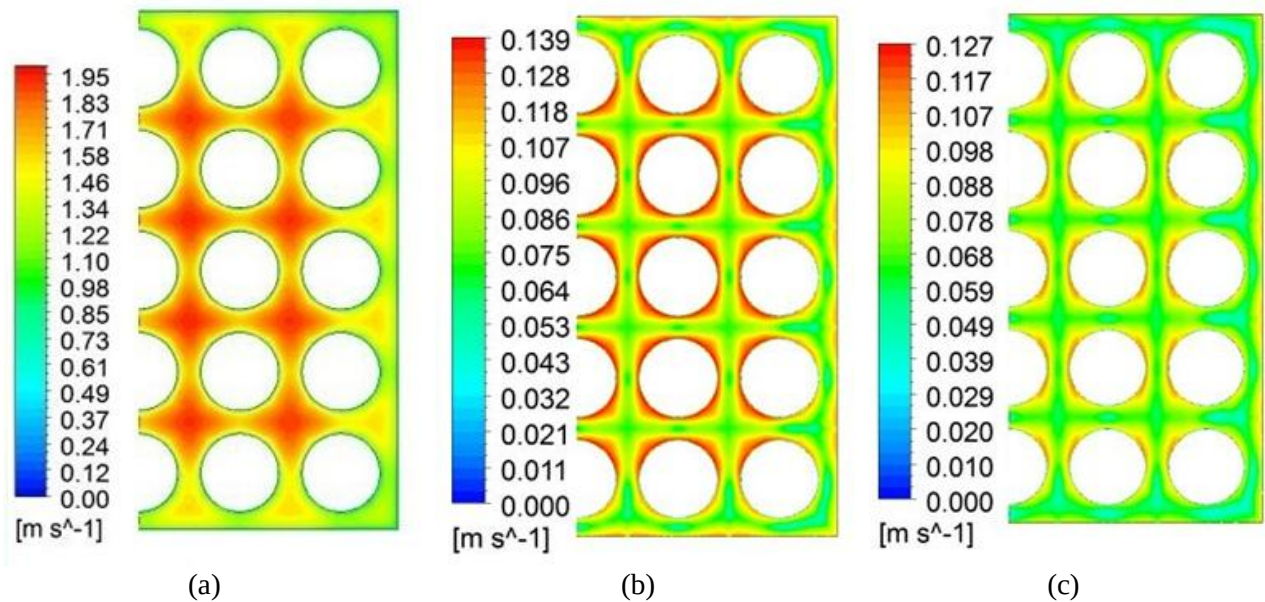


7. ábra: A keverőfüleket leíró felületi háló



8. ábra: A távtartórácsot és a keverőfüleket leíró felületi háló

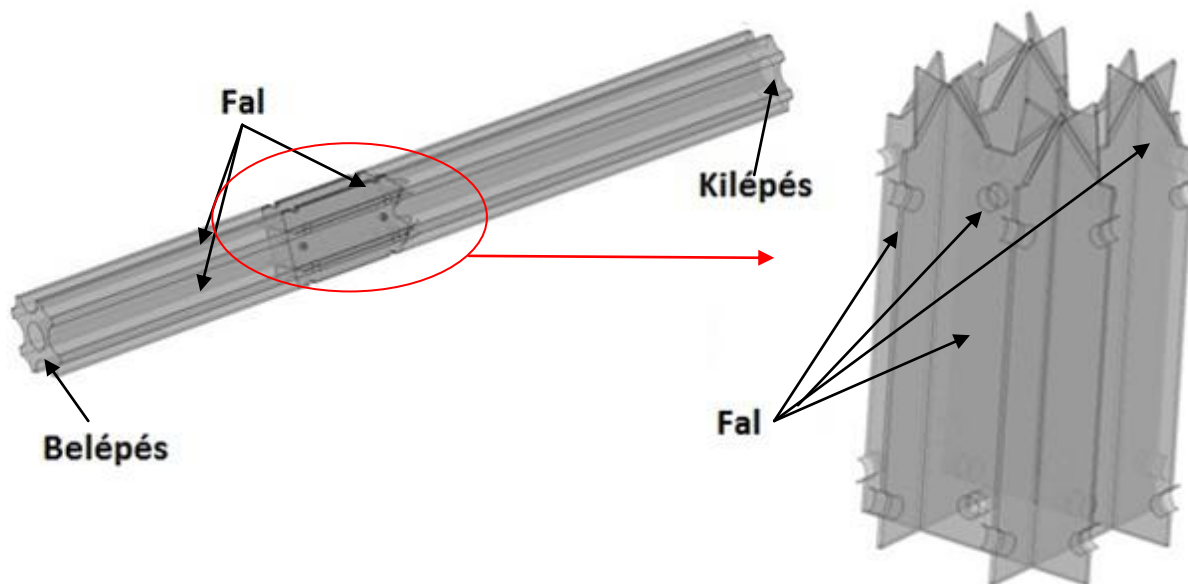
Az alkalmazott peremfeltételeket a 10. ábra mutatja. A pálcák, illetve a keverőrács falai csúszásmentes, hidraulikailag sima falak. A belépő (alsó) felületet inlet feltételként definiáltam és a szabad pálcakötegen végzett számításokból kapott, teljesen kialakult áramlás jellemzőit írtam elő [13]. A felhasznált mennyiségek a következők voltak a szakdolgozatomban is bemutatott stacionárius számítások során: a sebességkomponensek, a Reynolds-feszültségek, illetve a turbulens kinetikus energia disszipációja. A stacionárius számításokhoz a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modelleket használtam. A BSL modellel végzett számítás során a BSL (9. ábra), míg az SSG modellel végzett számítás során az SSG modellel nyert kialakult áramlási képet definiáltam belépő feltételként. A számítások során „high resolution” differencia séma került alkalmazásra.



9. ábra: Az axiális sebesség eloszlás (a), annak RMS értékének (b) és az y-irányú sebességkomponens RMS értékének eloszlása (BSL modell) [13]

A szakdolgozat továbbviteleként végzett SAS számításhoz a BSL Reynolds-feszültség modellel kapott eredményeket használtam fel, mint belépő és kezdeti feltétel, hiszen mind a BSL modell, mind pedig a SAS szimuláció ω alapú. Itt a sebességkomponensekre, a turbulens kinetikus energiára, illetve annak disszipációjára volt szükség a belépő perem definiálásához. A számítás során összesen kb. 2,3 másodperc hosszú fizikai folyamatot szimuláltam 0,2 ms lépésközzel. A számításhoz centrális differenciaséma, illetve másodrendű hátramutató Euler időséma került alkalmazásra. A többi lényegi modell paraméter a különböző számítások során megegyezett.

A felső felület outlet perem, melyen a relatív statikus nyomás 0 Pa. Az áramlási teret négy oldalról határoló felületek közül az egymással szemben elhelyezkedőket periodikus perem köti össze, ahol a tömeg és az impulzus fluxusok konzervatíván vannak kezelve.



10. ábra: A távtartórács számítás során alkalmazott peremfeltételek

A referencia nyomás értéke 156,9 kPa. Hőtranszport nincs, mivel az áramlás izotermikus a kísérletnek megfelelően. A közeg tiszta víz 35°C-on és 156,9 kPa nyomás alatt. A reziduumok célértékét stacionárius esetben 10^{-7} -ként definiáltam, míg a tranziens számításnál 10^{-4} értéket adtam meg (a stacionárius számítások eredményei alapján), és maximum 10 belső iterációs lépést engedtem. A változók konvergenciájának követése érdekében néhány pontban a sebességkomponenseket, illetve a Reynolds-feszültségek értékeit monitoroztam a stacionárius számítások során, míg a SAS szimuláció esetében a sebességkomponenseket és a sebességkorrelációkat figyeltem.

4.3. A távtartórács számítások eredményei

A stacioner számítások során a reziduálisok nem érték el a meghatározott célértéket, de azok nagysága már nem csökkent tovább ($5 \cdot 10^{-5}$) és a monitorozott mennyiségek állandósultak, így a számításokat konvergensenek tekintettem. A SAS szimuláció során döntő többségében 2-3 belső iterációt végzett a program, míg a maximális Courant szám végig 10 alatt maradt. A számítógépi kapacitás igény tekintetében nagy eltérés tapasztalható. A stacionárius számítások kb. $2,4 \cdot 10^5$ sec CPU idő alatt lefutottak 4 szálon (BSL: 18-21 h/szál, SSG- 14-16 h/szál), addig a SAS szimuláció 16 szálon 4 hétig futott (CPU mintegy 25-28 h szálonként).

A kiértékelés a keverőrácstól négy különböző távolságra (a keverőfülek végétől mérve: $0,5 D_H$, $1 D_H$, $4 D_H$, $10 D_H$) lévő síkokon, illetve az ezeken elhelyezkedő alsó, illetve középső

résben található vonalak mentén történt (3/b ábra). A síkok a benchmark kiírás alapján kerültek kiválasztásra [1]. Munkám során a kilépő peremen is megvizsgáltam a sebesség és az RMS értékek alakulását, de azok jellegre nem térnek el szignifikánsan a 10 D_H távolságban található síkon kialakuló eloszlásoktól.

Az eredmények összehasonlítása során a sebességkomponensek, illetve azok RMS értékei voltak a legfontosabb adatok, mivel a mérés során is ezeket határozták meg. Minden esetben az egyes komponensek normált értéke adta az összehasonlítás alapját. A normálás a méréshez hasonlóan történt. A sebesség, illetve RMS komponenseket a szabad pálcakötegben kialakult átlagsebességgel ($w_{bulk} \sim 1,5$ m/s), míg a geometriai adatokat a pálcaosztással dimenziótlanítottam. A dimenziótlan értékekre a továbbiakban használt jelöléseket a (9)–(12) egyenletek tartalmazzák.

$$r_i^+ = \frac{r_i}{P} \quad (9)$$

$$u_i^+ = \frac{u_i}{w_{bulk}} \quad (10)$$

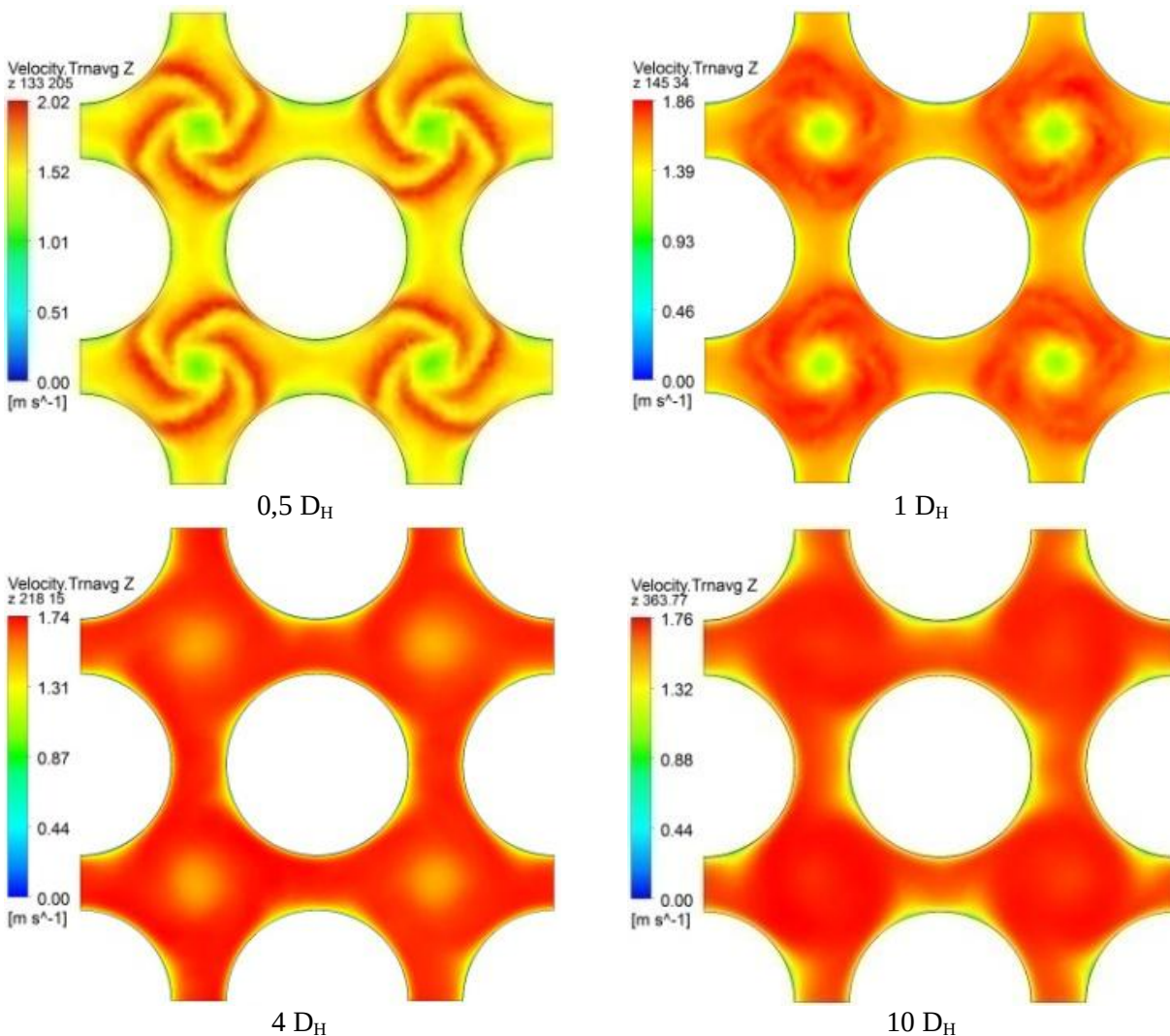
$$u_{i,rms} = \sqrt{u_i' u_i'} \quad (11)$$

$$u_{i,rms}^+ = \frac{u_{i,rms}}{w_{bulk}} \quad (12)$$

A távtartórács után kialakuló áramlási kép minőségi ismertetéséhez az új eredményeket, a tranziens SAS szimuláció eredményeit használok fel a következőkben. Minden esetben az időátlagolt eredmények vannak feltüntetve, mind az eloszlás ábrákon, mind pedig a diagramokon. A BSL és az SSG modellel számított felületi eloszlások megtekinthetők a szakdolgozatomban [13].

Az axiális sebesség eloszlását vizsgálva jól látszik a „swirl” típusú keverőfülek hatása a kialakuló áramlásra (11. ábra). A közeget egy-egy szubcsatornán belül keverik meg, míg a szomszédos csatornák közötti átkeveredés minimális. A keverőrácshoz legközelebbi síkon (0,5 D_H) látható, hogy a keverőfülek közötti szűkebb részben az áramlás felgyorsul, míg a fülek, illetve a rács nyomában alacsonyabb sebesség értékek alakulnak ki. A csatorna középpontjában (ahol a távtartórács csomópontja is van) egy sebességminimum található. Az is megállapítható, hogy a bal felső, illetve a jobb alsó szubcsatornában a közeg ellentétes irányban örvénylik, mint a másik kettőben. A ráctól távolodva a keveredés miatt egyre egyenletesebb axiális

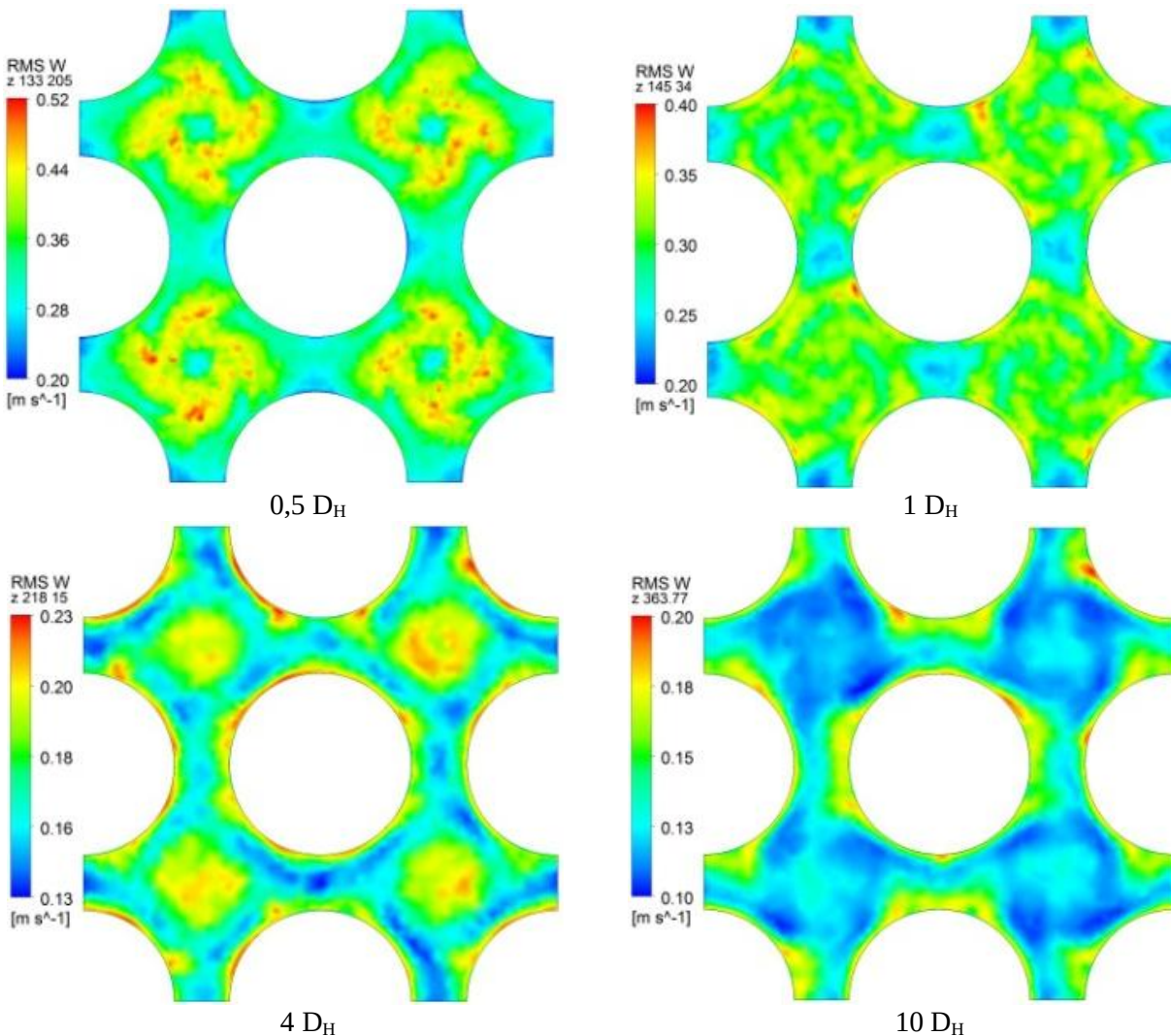
sebességeloszlás alakul ki, illetve annak maximum értéke csökken. A kialakult áramlás közel szimmetrikus az x, y tengelyekre, ami a rácstól távolodva is megmarad. (A BSL és az SSG modellel végzett tavalyi számítások enyhe asszimetriát mutattak a távtartórácstól távolodva.) A legtávolabbi síkon ($10 D_H$) a lokális minimum az egyes szubcsatornák középpontjában gyakorlatilag eltűnt, és a szabad pálcakötegben kialakuló áramláshoz egyre inkább hasonló eloszlást kaptam. Azaz a szubcsatornák közepén alakul ki az eloszlás maximuma, míg a falhoz közeledve az axiális sebesség értéke csökken.



11. ábra: Az axiális sebesség eloszlása különböző távolságokra a keverőrácstól (SAS szimuláció)

Az axiális sebesség RMS értékének eloszlása rendkívül komplex, háromdimenziós profil. Ahol az axiális sebesség gradiense nagy, azaz a fülek és a rác nyoma mentén, az ott jelentkező nagyobb nyírás miatt általában nagyobb az axiális sebesség RMS értéke is (12. ábra, $0,5 D_H$). Ez

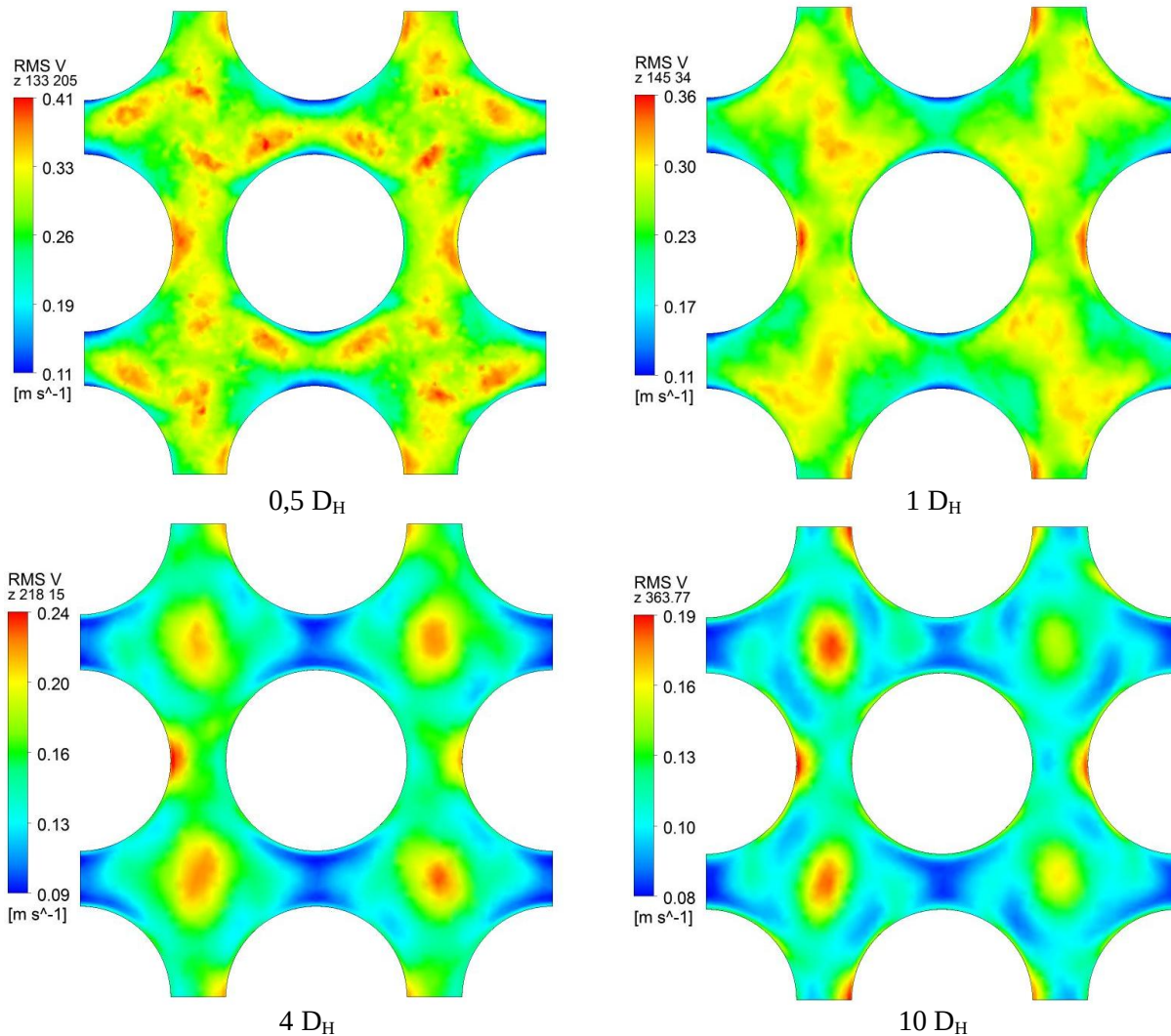
alapján a távtartórácshoz közelebb jól megfigyelhetők a keverőfülek nyomai. Minden sík mentén megfigyelhető, hogy ahol a „keveredő közeg határa” található, ott rendszerint nagyobb RMS értékek alakulnak ki. A távtartórácstól távolodva az eloszlás egyre egyenletesebbé válik, és a szabad szubcsatornában kialakuló eloszlásra egyre jobban hasonlít (maximum értékek a falakhoz közelebb, minimum a szubcsatornák közepén).



12. ábra: Az axiális sebesség RMS értékei a keverőrácstól különböző távolságokra (SAS szimuláció)

Az y -irányú sebességkomponens RMS értékének alakulása is rendkívül komplex (13. ábra). Nagyságát tekintve a távtartórác után nagyobb keresztirányú RMS értékek alakulnak ki, mint a szabad pálcaköteg esetén, melynek maximális értékei a fő áramlási irányú sebesség RMS értékeinek maximumát is megközelítik. Ez valószínűleg az intenzív keveredésnek

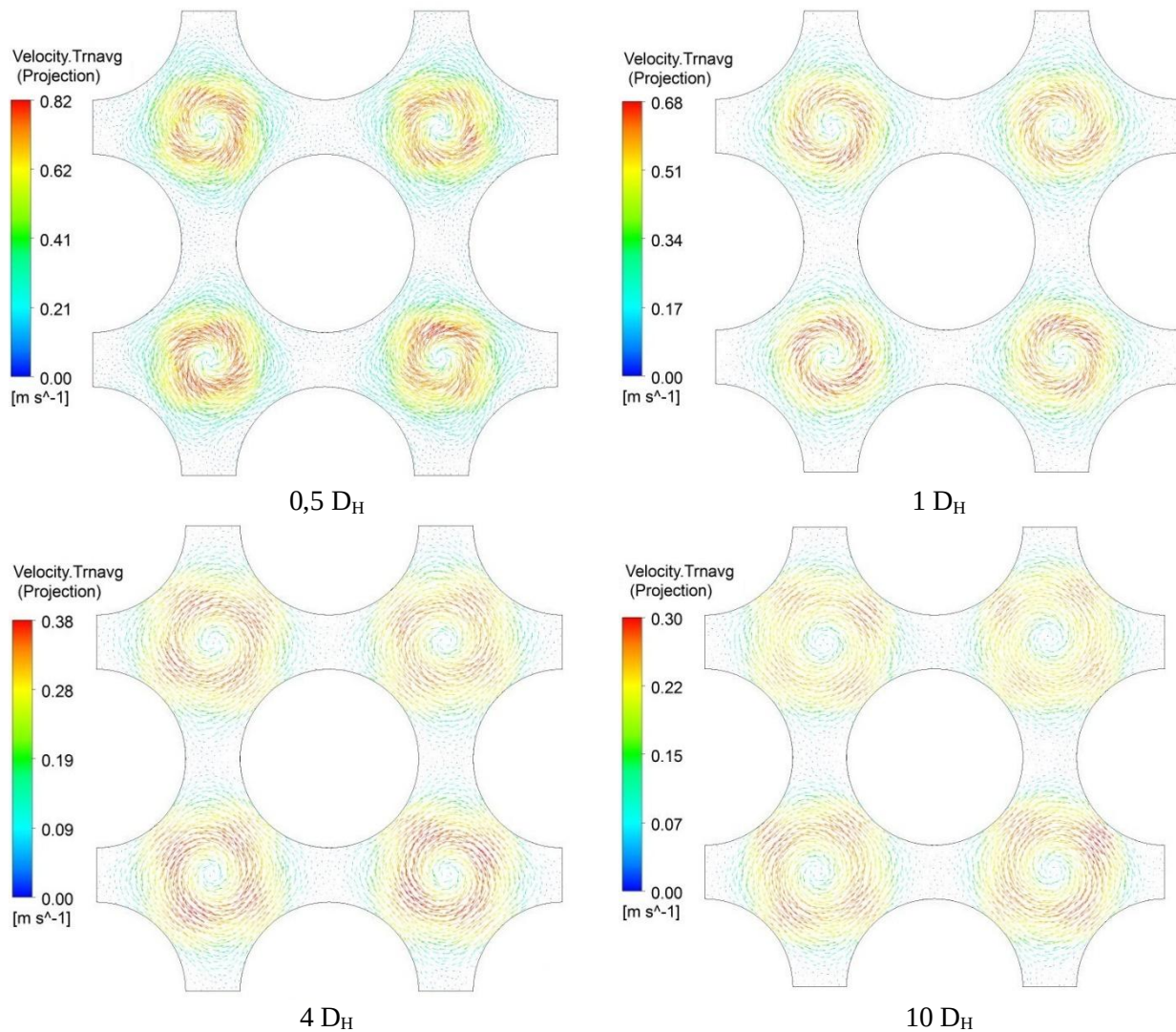
köszönhető. A távtartórácshoz közelebb itt is megfigyelhetők a keverőfülek nyomai, azonban távolodva a leváló örvények disszipációja miatt egyre egyenletesebb eloszlást kapunk.



13. ábra: Az y-irányú sebességkomponens RMS értékei a keverőrácstól különböző távolságokra (SAS szimuláció)

A szekunder örvények vizsgálata során is jól látszik a keverőfülekkel ellátott távtartórács hatása az áramlásra (14. ábra). A szabad pálcakötegben kialakuló nyolc szimmetrikus örvény helyett minden szubcsatornában egy nagyméretű, nagysebességű örvény jön létre, ami mellett a szűkebb résekben kisméretű, alacsonyabb sebességűek is megjelennek. Utóbbiakat okozhatják a rács, illetve a fülek nyomai. Egyértelműen megfigyelhetők az egyes szubcsatornában kialakuló örvények forgási irányai, ami már az axiális sebességeloszlásnál is kikövetkeztethető volt. A bal felső, illetve a jobb alsó szubcsatornában az óramutató járásával megegyező, míg a másik kettőben azzal ellentétes irányban örvénylik közeg. A távtartórácstól távolodva a SAS szimuláció

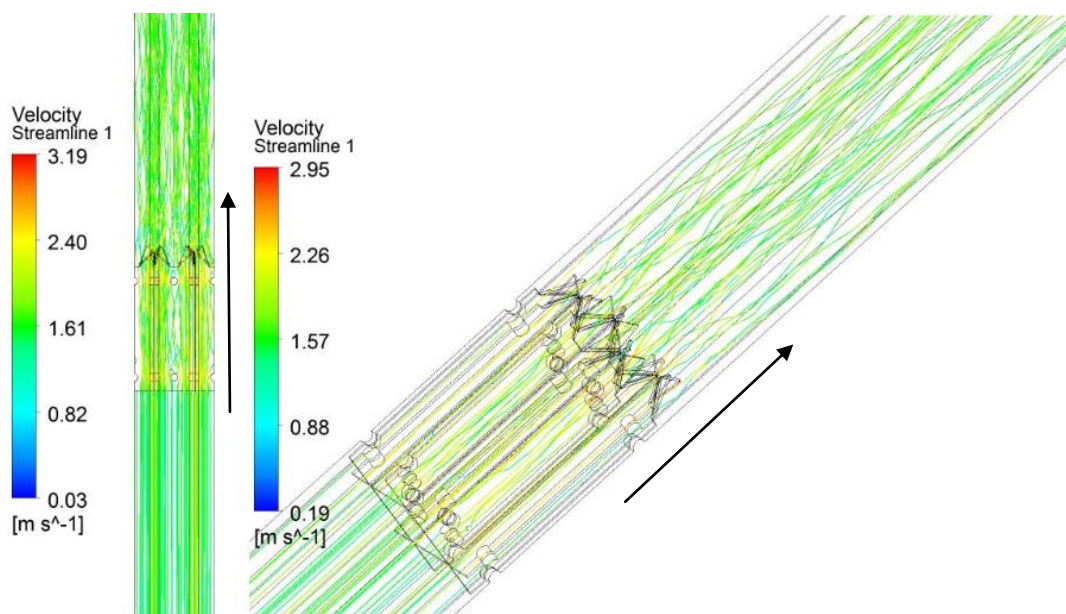
a két Reynolds-feszültséges szimulációval szemben szimmetrikus eloszlást mutat. A keresztáramlások jellemző sebessége jelen esetben sokkal nagyobb, mint a szabad pálcakötegben kialakuló áramlás esetén, mely intenzívebb keveredést jelent. A szabad pálcakötegben a keresztáramlások maximum értéke $0,02 \text{ m/s}$ [13], míg jelen esetben ennek akár negyvenszerese is lehet a távtartórácshoz közelebb, illetve még $10 D_H$ távolságban is tizenötszöröse.



14. ábra: A szekunder örvények alakulása a keverőrácstól különböző távolságokra (SAS szimuláció)

Az előzőekben megállapítottak figyelhetők meg az áramvonalak vizsgálata során is (15. ábra). A keverőrác előtt, ahol a szabad pálcakötegben kialakuló sebességeloszlás jelenik meg, az áramvonalak egyenesek. A keverőrác az áramlási keresztmetszetet leszűkíti, így azon belül a közeg felgyorsul, majd a keverőfülek fokozzák a rác után kialakuló keveredést. Látható,

hogy a „swirl” típusú fülek a szubcsatornán belüli keveredést fokozzák, míg a szubcsatornák közötti átkeveredés minimális.

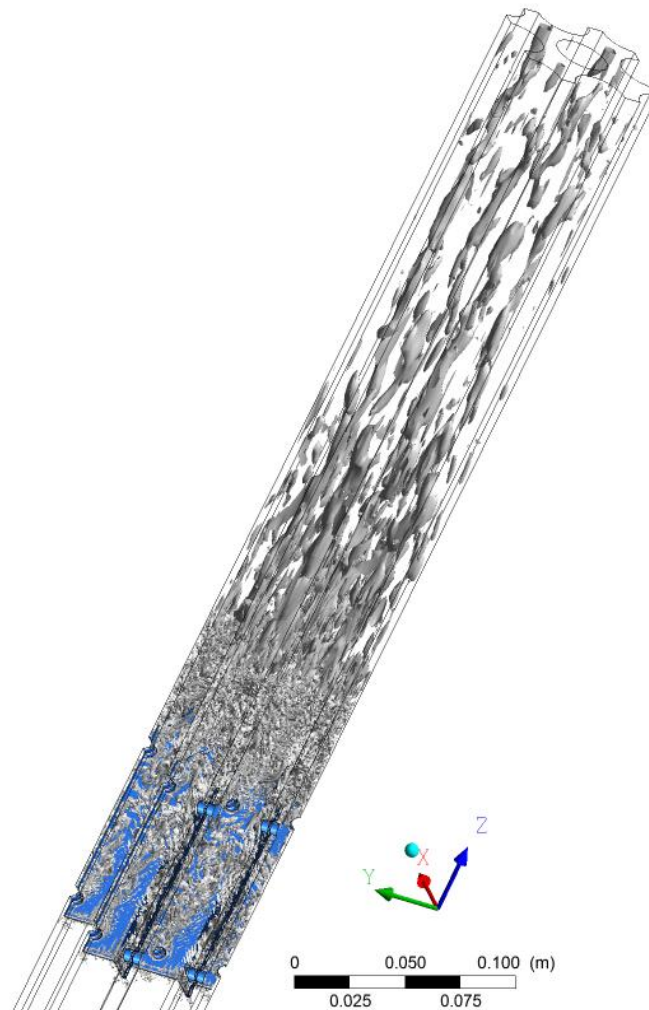


15. ábra: Áramvonalak (SAS modell)

A 16. ábra a kialakult örvényszerkezeteket mutatja be az ún. Q-kritérium (13. egyenlet) relatív értékét felhasználva (maximális értékéhez viszonyítva).

$$Q = \Omega^2 - S^2 \quad (13)$$

Az ábrán látható, hogy a távtartórácsot egy örvénymentes áramlás éri el. A távtartórács miatt apró örvények keletkeznek, melyek keletkezését a csapok is elősegítik. A rács után nagyobb örvényszerkezetek figyelhetők meg, melyek a távtartórácstól távolodva megnyúlnak, s disszipálódnak.



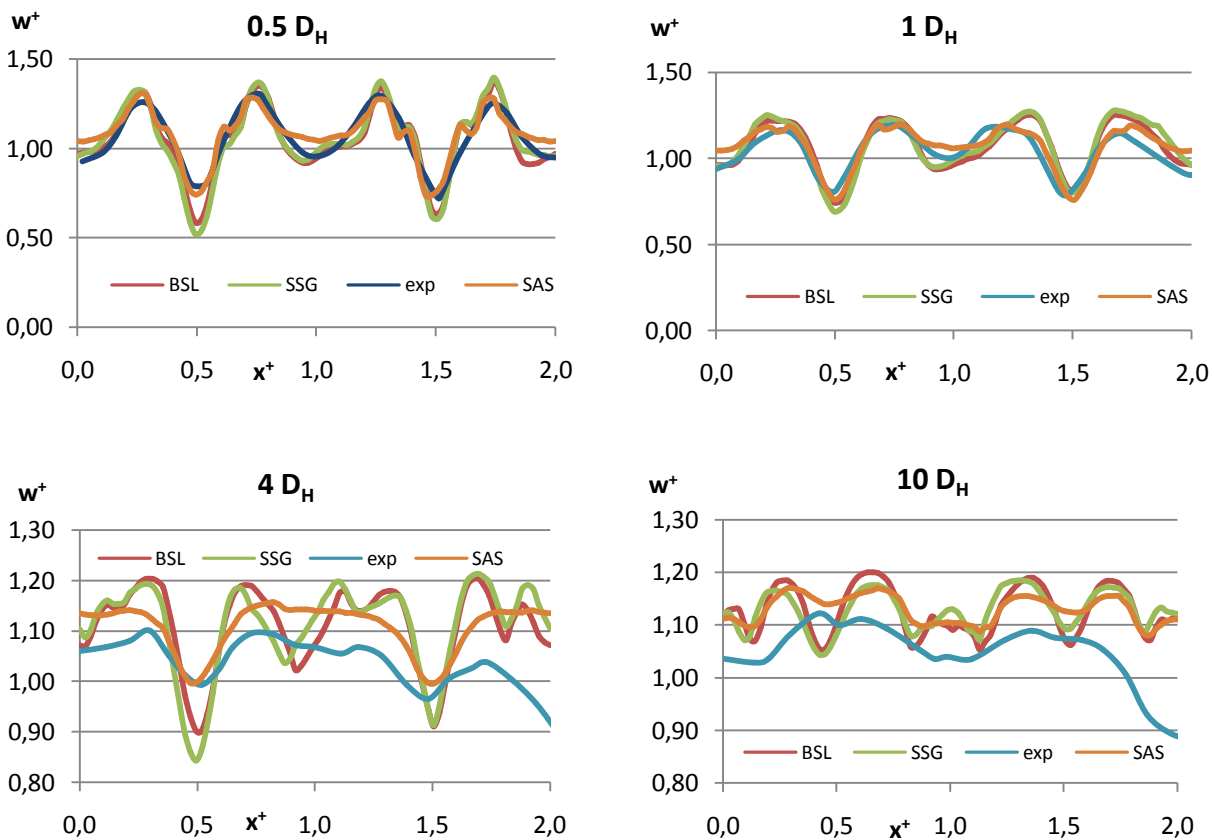
16. ábra: Örvény struktúrák (SAS modell) $Q=0,0125$

A vizuális összehasonlításon túl az alsó és a középső részen található vonalak mentén (3/b ábra) az eredményeket a mérési eredményekkel hasonlítottam össze. A kiértékeléskor használt paraméterek a (9)-(12) egyenleteknek megfelelően definiáltak. Tehát a sebességlépték a teljes szabad pálcakötegben kialakuló átlagsebesség, a hosszlépték pedig a pálcaosztás. A diagramokon a turbulenciamodellel rövid megnevezése a számítások eredményeit jelöli, míg az exp. kifejezés a mérési adatokra utal. A következőkben már a tavalyi stacionárius számítások eredményeit is feltüntettem a diagramokon (BSL, SSG) a tranziens számítások eredményei, illetve a mérési adatok mellett. A mérési adatok a [10];[17]-ban publikált diagramokról lettek leolvasva.

Az axiális sebesség eloszlása az $y^+=0,5$ vonal mentén a 17. ábrán látható. A keverőrácshoz közelebbi síkokon ($0,5 D_H$, $1 D_H$), mind a tranziens, mind pedig a stacionárius számítások jó egyezést mutatnak a méréssel. A rácstól távolabb csak a SAS szimuláció volt képes

minőségileg helyesen leírni az áramlást, azonban a tényleges értékeket a tranziens számítás is felülbecsülte. Az ábrákon látható, hogy $x^+=1,5-2$ között nagyobb eltérés tapasztalható a mérések, illetve a SAS szimuláció eredményei között, aminek az oka a modellezésben keresendő. A felhasznált egyszerűsített modell periodikus peremfeltétellel ír le egy radiális irányban gyakorlatilag végtelen rácsot (3/a ábra). Ezzel szemben a valóságban egy 5×5 -ös, véges pálcakötegben mértek. Azaz míg a modellben $x^+=2$ után egy azonos rész ismétlődik, addig a valóságban csak egy fél szubcsatorna, illetve a külső fal található, aminek a hatása nem elhanyagolható az áramlási képre.

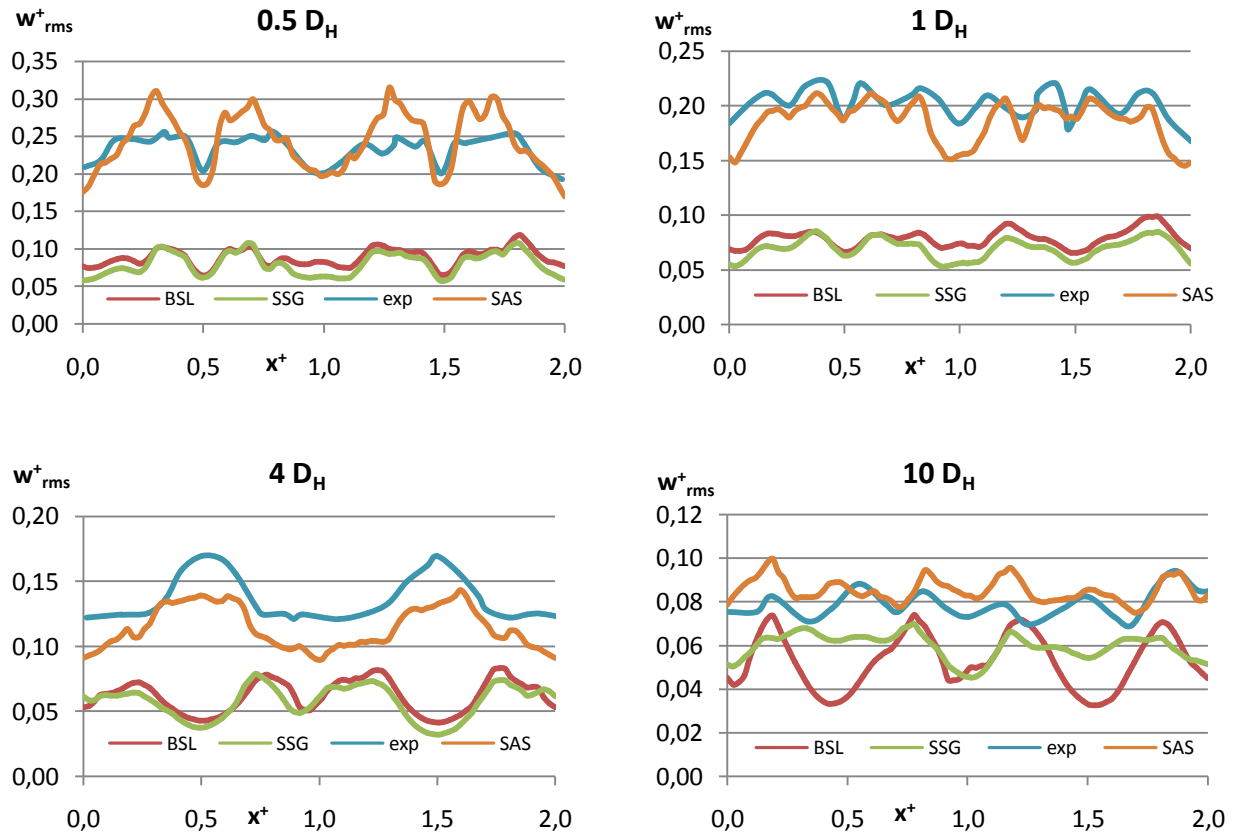
A szabad pálcakötegben kialakuló áramláshoz képest a szubcsatornák közepén egy lokális minimum jelenik meg, ami a rácsból távolodva egyre kevésbé észlelhető. Ez a jelenség már a 11. ábrán is megfigyelhető volt. A rácsból távolodva, a keveredés miatt, egyre egyenletesebb sebességeloszlás alakul ki, melynek értékei is közelítenek a szabad pálcakötegben kialakuló axiális sebesség értékeihez.



17. ábra: Az axiális sebesség eloszlása az $y^+=0,5$ vonal mentén különböző távolságokra a keverőrácsból

Az axiális sebesség RMS értékét már a rácshoz közel sem becsli hasonló módon a tranziens, illetve a stacionárius számítás (18. ábra). A két Reynolds-feszültség modellel végzett stacionárius számítások nem csak alulbecslik a mért értékeket, hanem a távtartórácstól távolabb minőségileg helytelen profilt adnak. Ez egyes helyeken akár ellentétes irányú szélsőértéket is jelenthet. A SAS szimuláció helyesen becsli a kialakult eloszlást és számszerűen is elfogadható eredményt ad.

A keverőrácstól távolodva az axiális sebesség RMS értékei csökkennek, egyre jobban megközelítik a szabad pálcakötegre jellemző értékeket. A keverőfülekről leváló örvények a rácstól távolodva disszipálódnak, aminek következtében csökken az axiális sebességkomponens (a keresztirányúaké is) fluktuációja, így csökkenek az axiális sebesség RMS értékei is.

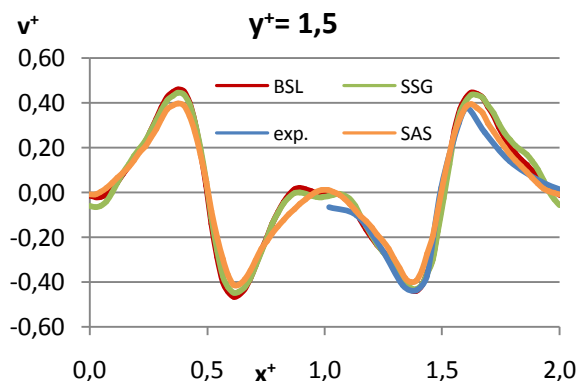


18. ábra: Az axiális sebesség RMS értékeinek eloszlása az $y^+=0,5$ vonal mentén különböző távolságokra a keverőrácstól

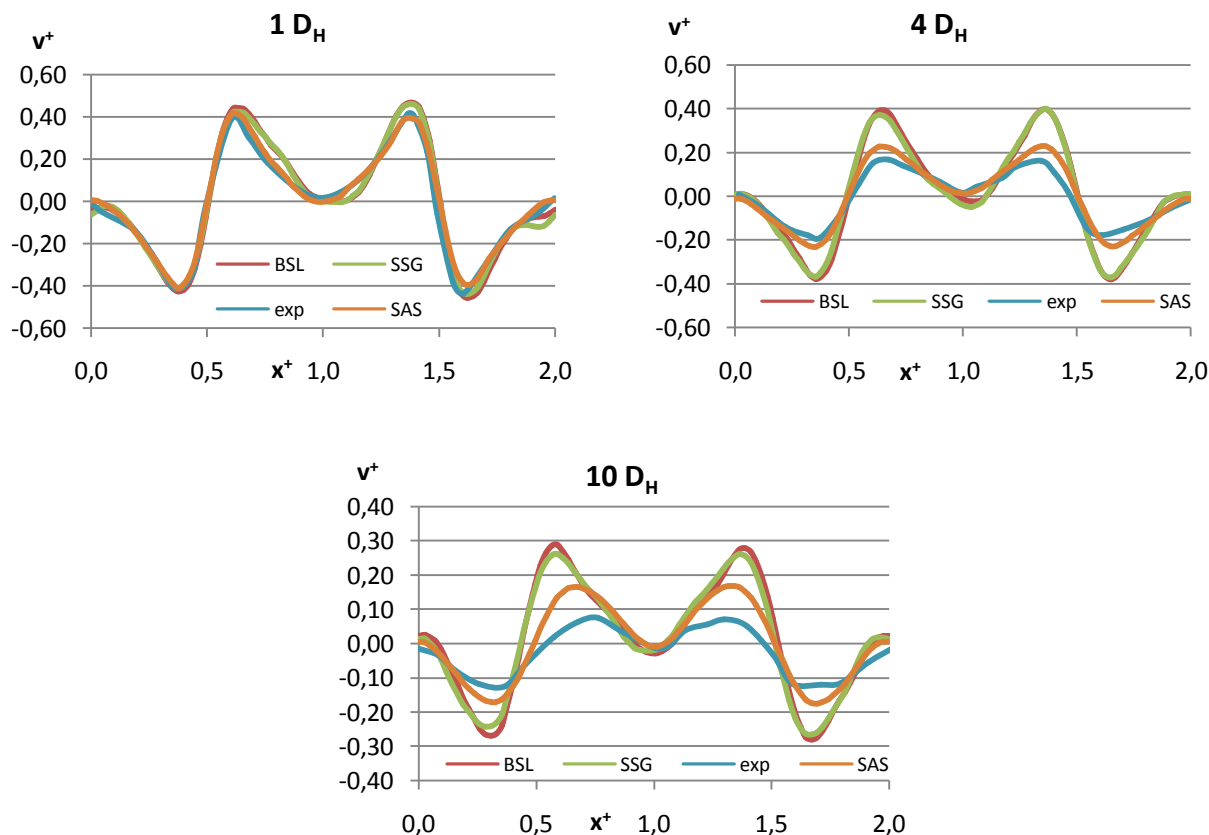
Az y -irányú sebességkomponens esetében nagy eltérések tapasztalhatók a szabad pálcakötegekben kialakuló áramláshoz képest (19. és 20. ábrák). Amint az a szekunder örvények eloszlásánál is megfigyelhető a 14. ábrán, az $y^+=0,5$ és az $y^+=1,5$ mentén nemcsak turbulens,

hanem konvektív átkeveredés is van, ennek következtében az y -irányú sebességkomponens értéke nem nulla. Jól megfigyelhető a két résben kialakuló örvények forgásiránya is. Az alsó résben az egyes szubcsatornáknak ellentétesen örvénylik a közeg, mint a vele szomszédos, felette elhelyezkedő szubcsatornáknak. Ennek következtében a két résben kialakuló y -irányú sebességkomponensek eloszlásai egymás tükörképei az x^+ tengely mentén, amint az a 19. és 20. ábrákon is látható. (A 19. ábrán csak $x^+:\{1;2\}$ között vannak mérési adatok a mérési elrendezés miatt.) Ezen felül az is látható, hogy a két résben az y^+ tengelyre is szimmetrikus az eloszlás.

Mindhárom számítás jellegre helyesen visszaadta a méréseket. A távtartórácshoz közel ($D_H=0,5$) gyakorlatilag elhanyagolható eltérés figyelhető csak meg a számítás, illetve a mérés között. A rácstól távolodva a Reynolds-feszültség modellel számolt szélső értékek lassan, míg a SAS modellel kapottak gyorsabban csökkennek. A mérésekkel való összehasonlítás alapján azonban még a SAS szimuláció eredményei is felülbecslik a mért értékeket a rácstól távolabbi régiókban. Az eredmények jól mutatják, hogy még 10 D_H távolságra is szignifikáns hatása van a „swirl” típusú keverőfülekkel ellátott távtartórácsnak a kialakuló áramlásra.



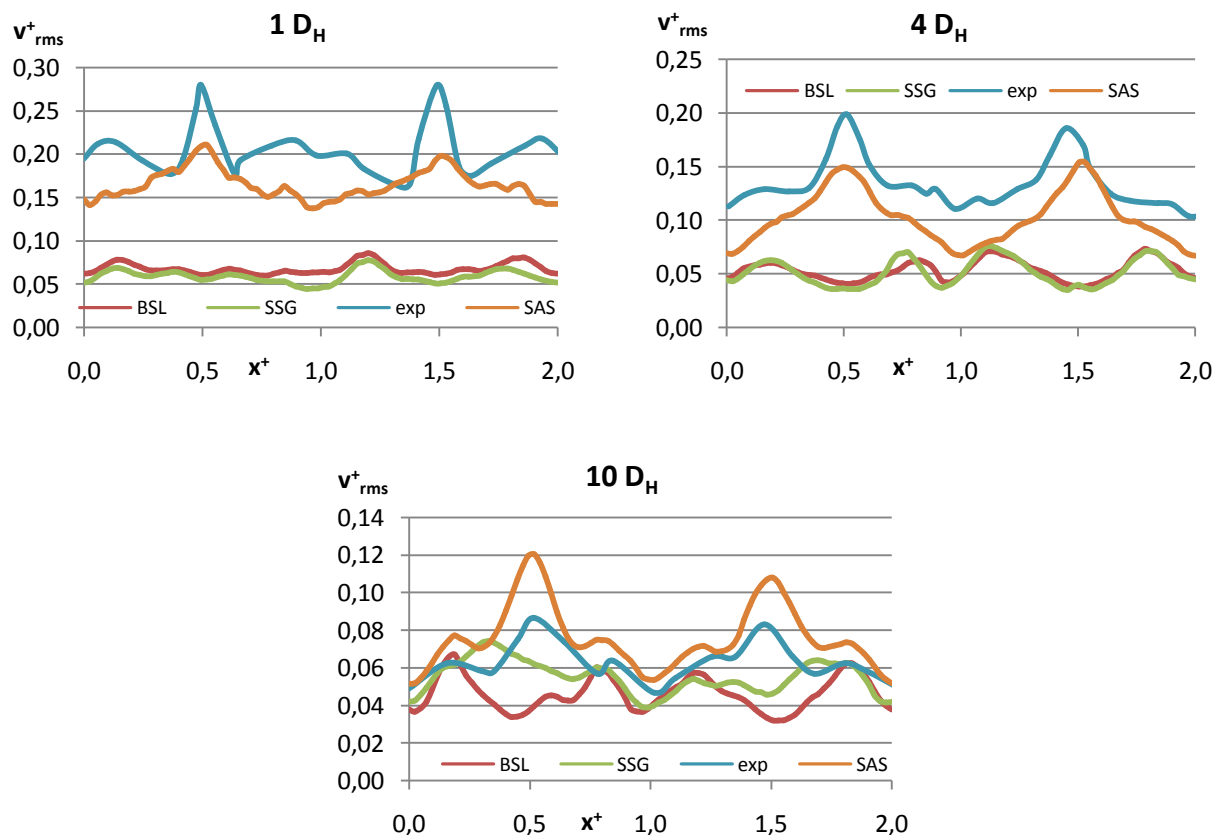
19. ábra: Az y -irányú sebességkomponens eloszlása 1 D_H távolságra a rácstól



20. ábra: Az y-irányú sebességkomponens eloszlása az $y^+=0,5$ vonal mentén különböző távolságokra a keverőrácstól

A 21. ábra a keresztirányú sebességkomponens RMS értékének eloszlását mutatja a rácstól távolodva. Csakúgy, mint az axiális sebesség komponens RMS értékének tekintetében a Reynolds-feszültség modellek nem voltak képesek az eloszlás helyes becslésére. A SAS modellel végzett tranziens számítás azonban minőségileg elfogadható egyezést mutat a mérésekkel. A számított értékek a rácshoz közelebb alul-, a rácstól távolabb felülbecslik a tényleges értékeket.

A szabad pálcakötegben kialakuló eloszlást tekintve a szubcsatornák felénél egy minimum érték található, míg a keverőrács után egy éles maximum alakul ki. Ez már a 13. ábrán is jól megfigyelhető. A fülekről leváló örvények disszipációja miatti fluktuáció csökkenésének köszönhetően a keverőrácstól távolodva a keresztirányú sebességkomponens RMS értékei csökkennek, ugyanakkor még $10 D_H$ távolságra is általában nagyobbak, mint a szabad szubcsatorna esetén.



21. ábra: Az y-irányú sebességkomponens RMS értékének eloszlása az $y^+=0,5$ vonal mentén különböző távolságokra a keverőrácsból

A számított sebességkomponensek jobb egyezése a mérésel arra vezethető vissza, hogy azok elsőrendű jellemzők, így becslésük „egyszerűbb”. A sebességkomponensek RMS értékei másodrendű mennyiségek, becslésük bonyolultabb, érzékenyebb a modellre, így az eredményeknél nagyobb eltérés jelenik meg. Amint az látható volt a két Reynolds-feszültség modellel végzett stacionárius számítások nem tudták minőségileg sem visszaadni a mért RMS értékeket. Ezzel szemben a SAS szimulációval nemcsak minőségileg helyes, hanem számszerűen is a mért értékeket megközelítő eredményeket kaptam.

Összességében elmondható, hogy a „swirl” típusú keverőfülekkel ellátott távtartórács főleg a szubcsatornán belüli hűtőközeg-keveredést fokozza, míg a szubcsatornák közötti átkeveredésre kisebb hatást gyakorol. A távtartórácshoz közelebb az axiális sebességkomponenst, illetve a keresztirányú sebességkomponenst leszámítva a két Reynolds-feszültség modell nem volt képes a mérési eredményeket elfogadható mértékben becsülni. Azonban a „swirl” típusú távtartórács fő hatását a kialakult áramlásra (szubcsatornán belüli keveredés) jellegre helyesen leírta. A SAS szimuláció nemcsak a sebességkomponensek eloszlását volt képes pontosabban

becsülni, de az RMS értékeket is minőségileg helyesen, értékét tekintve azonos nagyságrendben adta vissza.

A modell hossza mentén a szabad pálcakötegre jellemző eloszlások nem alakultak ki, annak rövidsége miatt. A jövőben érdekes feladat lehet a keverőrács után azon távolság megkeresése, ahol ez bekövetkezik. Ez fontos lehet arra nézve, hogy a pálcaköteg hossza mentén termohidraulikai szempontból milyen távolságra érdemes a keverőrácsokat elhelyezni.

5. Összefoglalás

Jelen dolgozatban bemutattam a „swirl” típusú távtartórácsra végzett korábbi számításaimat, az új, SAS szimulációkat, illetve az eredmények mért adatokkal való összehasonlítását.

Bemutatattam az új számítással nyert sebesség- és RMS-eloszlásokat, melyek fő jellegét már a stacionárius számítások is visszaadták. Azonban a SAS szimuláció a távtartórácstól távolabb is szimmetrikusabb eloszlást becsült, mint a két Reynolds-feszültség modell. A számítások alapján megállapítottam, hogy a „swirl” típusú távtartórács főleg a szubcsatornán belüli hűtőközeg-keveredést fokozza, miközben a csatornák közötti keveredésre kisebb hatással van. A rácstól távolodva a keveredés intenzitása csökken és az áramlás egyre egyenletesebbé válik, de a modell rövidsége miatt a szabad pálcakötegben kialakuló áramlás nem tud létrejönni.

Az axiális sebességkomponens eloszlását a rácshoz közelebb mindhárom számítás hasonló módon becsülte, míg a rácstól távolabb csak a SAS szimuláció adott elfogadható eredményeket. A keresztirányú sebességkomponens eloszlását minőségileg mindegyik számítás visszaadta, azonban a SAS szimuláció jobb egyezést mutatott a mért értékekkel.

A sebességkomponensek RMS értékét tekintve a SAS szimuláció nemcsak minőségileg adott pontosabb becslést, de az eredmények számszerűen is megfelelő nagyságrendbe estek. Ezzel szemben a tavalyi stacionárius Reynolds-feszültség modellel végzett számítások nemcsak alulbecsülték a mért értékeket, hanem a rácstól távolabb minőségileg eltérő eredményeket adtak.

Összességében a SAS szimuláció pontosabb becslést adott a „swirl” típusú távtartórács áramlásra gyakorolt hatásáról, mint a stacionárius számítások a BSL és az SSG Reynolds-feszültség modellekkel. Kiemelendő, hogy a tranziens SAS szimuláció elvégezhető volt, és jobb eredményeket adott ugyanazon a hálón, mint a Reynolds-feszültség modellek, ugyanakkor jelentősen megnövelte a számítógépi kapacitásiigényt. Ez a jövőben fontos információ lehet egy-egy rácstípus vizsgálata során.

A jövőben a számítás pontosítása érdekében a külső falat is figyelembe vevő modell fejleszthető. Érdekes feladat lehet még a modell meghosszabbításával azon távolság meghatározása, ahol a keverőrács hatása még érezhető.

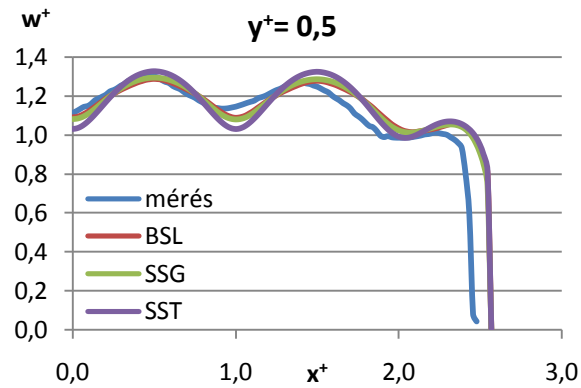
Irodalomjegyzék

- [1] OECD/NEA—MATIS-H benchmark: *Final benchmark specifications*, 2011.
- [2] Rehme, K., "Pressure drop correlations for fuel element spacers" *Nuclear Technology* 17 (1973), 15-23.
- [3] Shen, Y.F., Cao, Z.D., Lu, Q.G., "An investigation of crossflow mixing effect caused by grid spacer with mixing blades in a rod bundle", *Nuclear Engineering and Design* 125 (1991), 111-119.
- [4] Holloway, M.V., Beasley, D.E., Conner, M.E., "Single-phase convective heat transfer in rod bundles", *Nuclear Engineering and Design* 238 (2008), 848-858.
- [5] Gandhir, A., Hassan, Y., "RANS modeling for flow in nuclear fuel bundle in pressurized water reactors (PWR)", *Nuclear Engineering and Design* 241 (2011), 4404–4408
- [6] Liu, C.C., Ferng, Y.M., "Numerically simulating the thermal-hydraulic characteristics within the fuel rod bundle using CFD methodology", *Nuclear Engineering and Design*, 240 (2010), 3078-3086
- [7] Nematollahi M.R., Nazifi, M., "Enhancement of heat transfer in a typical pressurized water reactor by different mixing vanes on spacer grids" *Energy Conversion and Management* 49 (2008), 1981–1988
- [8] Navarro, M.A., Santos, A.A.C., "Evaluation of a numeric procedure for flow simulation of a 5x5 PWR rod bundle with a mixing vane spacer", *Progress in Nuclear Energy* 53 (2011), 1190-1196
- [9] Choi, T.S., No, H.C., "An improved RELAP5/MOD3.3 reflood model considering the effect of spacer grids", *Nuclear Engineering and Design* 250 (2012), 613– 625
- [10] Lee, J.R., Kim, J., Song, C-H., "Synthesis of the OECD/NEA-KAERI rod bundle CFD benchmark exercise", In *Proc. of Experimental Validation and Application of CFD and CMFD Codes in Nuclear Reactor Technology (CFD4NRS-4)*, Daejeon, Korea, September 10-12, 2012.
- [11] H.K. Versteeg and W. Malalasekera, *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*, Prentice Hall, 2007.
- [12] ANSYS Help System – *CFX Theory Guide, CFX Modeling Guide* 13.0, 2010.
- [13] Tiborcz L., *A MATIS-H berendezés pálcakötegében kialakuló áramlás CFD vizsgálata*, Szakdolgozat, BME NTI
- [14] S.Tóth, A. Aszódi, „CFD analysis of flow field in a triangular rod bundle”, *Nuclear Engineering and Design*, 240 (2010), 352-363
- [15] Á. Horváth, B. Dressel, “Numerical simulation of square rod arrayed rod bundles”, *Nuclear Engineering and Design*, 247 (2012), 168-182
- [16] 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

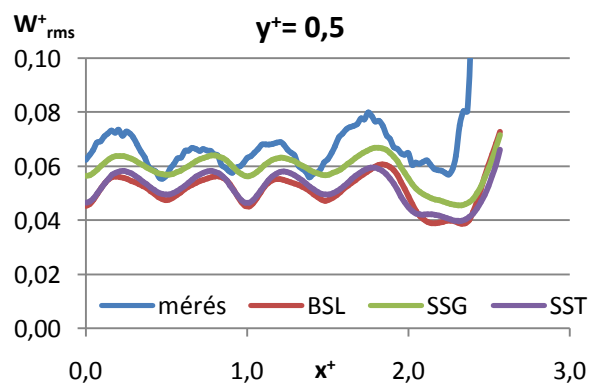
- [17] Chang,S-K., Kim,S., Song,C-H., "*OECD/NEA-KAERI rod bundle CFD benchmark exercise test*", In Proc. of Experimental Validation and Application of CFD and CMFD Codes in Nuclear Reactor Technology (CFD4NRS-4), Daejon, Korea, September 10-12, 2012.
- [18] T.Brandt, T.Toppila, „*CFD study on mixing 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.
- [19] G.Zsíros, szóbeli közlés, 2012.
- [20] OECD/NEA—MATiS-H benchmark, stp files, 2011.
- [21] J.Mahaffy et al. – *Best Practice Guidelines for the Use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications*, Nuclear Energy Agency, Committee on the Safety of Nuclear Installations, NEA/CSNI/R5, 2007.

Melléklet

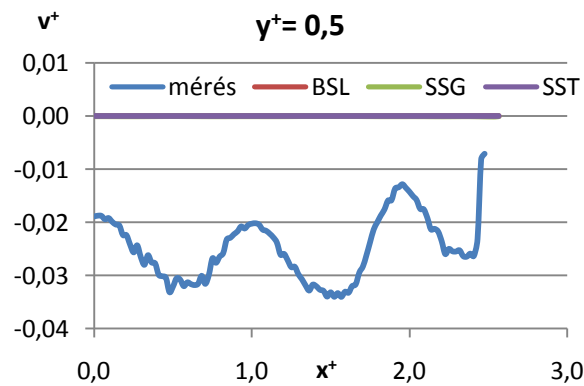
A bemutatott eredmények során a szabad pálcakötegben kialakult áramlási képre történő hivatkozások könnyebb követhetősége érdekében az $y^+=0,5$ vonal mentén a sebesség, illetve az RMS értékek eloszlását mutatják az alábbi diagramok [13].



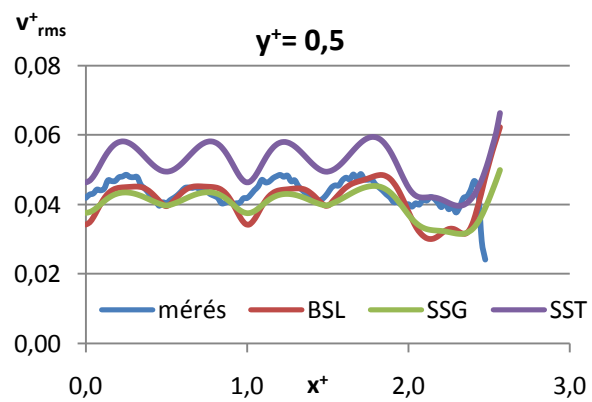
Axiális sebességprofil a szabad pálcakötegben



Az axiális sebesség RMS értékének eloszlása a szabad pálcakötegben



A sebesség y-irányú komponensének eloszlása a szabad pálcakötegben



Az y-irányú sebességkomponens RMS értékének eloszlása a szabad pálcakötegben