

**Az ALLEGRO gyors reaktor kerámia kazettájának  
vizsgálata CFD módszerrel**

**TDK dolgozat**

2015

Orosz Gergely Imre

Energetikus BSc III. évfolyam

Témavezető: Dr. Tóth Sándor  
Egyetemi adjunktus  
BME Nukleáris Technikai Intézet



M Ű E G Y E T E M 1 7 8 2

## Kivonat

Egy hélium gázzal hűtött atomreaktor jelentős fenntarthatósági előnyöket nyújt, azonban megvalósítása komoly kihívást jelent a tervezésben résztvevő szakembereknek. Az egységes fejlesztési irányok kitűzésére alakult a Generation IV International Forum (GIF), amely egy nemzetközi együttműködés az új reaktortípusok kifejlesztésére. A meglehetősen sokfajta új, innovatív erőmű koncepcióból a GIF kijelölt hatot, hogy azok képviseljék a fő fejlesztési irányokat a közeljövőben. A gázhűtésű gyors reaktor (Gas-Cooled Fast Reactor, GFR) egyike a IV. generációs atomreaktorok típusoknak. Az ALLEGRO demonstrációs reaktor pedig a technológia létjogosultságát hivatott bemutatni. A magas kilépő hűtőközeg hőmérséklet (850 °C), és a kemény neutron spektrum a legfőbb előnye a reaktor típusnak. A magas munkaközeg hőmérséklet nagy erőművi hatásfokot eredményez, továbbá a technológia célú hőfelhasználást is lehetővé teszi, úgymint hidrogén és szintetikus szénhidrogén üzemanyag előállítását [1]. A koncepció innovatív, mivel még sohasem építettek olyan reaktort, mint az ALLEGRO, és kihívásokkal teli a hűtőközeg szerény termikus tulajdonságai miatt. A fentiek miatt fontos a zónában kialakuló áramlási és hőmérsékleti viszonyok minél pontosabb ismerete.

A dolgozat témája az ALLEGRO reaktor kerámia pálcákból álló kazettájában levő két közbenső szubcsatorna vizsgálata. Ehhez a feladathoz az ANSYS CFX 14.0 programot használtam, amellyel lehetőségem nyílt egy egyre részletesebb modell felépítésére, és a modellek eredményeinek ellenőrzésére mérési korrelációk alapján. Munkám során először izotermikus esetben vizsgáltam a szabad, távtartórácsot nem tartalmazó csatornában kialakuló áramlást. Majd egy távtartórács részt tartalmazó szegmens vált vizsgálatom tárgyává, amelynek segítségével a távtartórács nyomásesését és áramlásra gyakorolt hatását tudtam leírni. Ezen feladatok teljesítése után hozzáálltam olyan modellek fejlesztéséhez, melyek a hőtranszportot is figyelembe veszik, egy távtartó rácsot tartalmazó modellen, később a teljes pálcaszakasz mentén. A múltban már végeztek erre a kazettára vonatkozó szimulációkat, de az a kazetta egyharmadát tartalmazó lényegesebb nagyobb modellt alkalmazott. Azzal a modellel jól meg lehetett figyelni a kazettában fellelhető forró pontokat, ami nagyon fontos információt szolgáltat [3]. De ezen szélsőértékek jelenléte akadályozta a „nem forró”, belső szubcsatornában kialakuló állapotok pontosabb megismerését.

## Tartalomjegyzék

1. Bevezetés.....	4
2. Az ALLEGRO reaktor.....	5
3. A szabad pálcaköteg vizsgálata .....	7
3.1 A modellek felépítése.....	7
3.2 A különböző modellek eredményeinek összehasonlítása.....	9
4. 246 mm-hosszúságú szegmens vizsgálata távtartó ráccsal.....	16
4.1 A modell felépítése.....	16
4.2 A modellek eredményeinek összehasonlítása .....	18
5. 246 mm szegmens vizsgálata hőátadással.....	29
5.1 Geometria és peremfeltételek. ....	29
5.2 A modellek eredményeinek összehasonlítása .....	31
6. Az 1350 mm hosszú pálcaszakasz modellezése és eredményei .....	35
6.1 A modell ismertetése .....	35
6.2 A modell által szolgáltatott eredmények.....	36
7. Összefoglalás.....	48

## 1. Bevezetés

A gázhűtésű gyors reaktor (GFR) egyike a IV. generációs atomreaktor típusoknak. A kemény neutron spektrum és a magas zóna kilépő hűtőközeg hőmérséklet teszi ezt a reaktortípust különösen vonzóvá. Ám ezek a tulajdonságok jelentik a legnagyobb kihívást is, mivel komoly kritériumokat állítanak a reaktort felépítő anyagokkal szemben. A kemény neutron spektrum teszi alkalmassá a reaktort az üzemanyag-tenyésztésre, így az üzemanyag jobb hatásfokú felhasználására. Ezen felül pedig a hosszú felezési idejű aktinidák transzmutációja is lehetséges. A magas kilépő hélium hűtőközeg hőmérséklettel (körülbelül  $850^{\circ}\text{C}$ ) magas erőműi hatásfokot lehet elérni (43%-48%) [1], amely felveszi a versenyt a modern szénhidrogén tüzelésű erőművek hatásfokával. A GFR  $2400\text{ MW}_{\text{th}}$  teljesítményű koncepciója, illetve egy  $70\text{ MW}_{\text{th}}$  teljesítményű demonstrációs reaktor (ALLEGRO) fejlesztése jelenleg is folyik az EURATOM által finanszírozott ALLIANCE projekt keretein belül. A szükséges technológia kifejlesztésére és a koncepció működőképességének bemutatására szolgál az ALLEGRO reaktor.

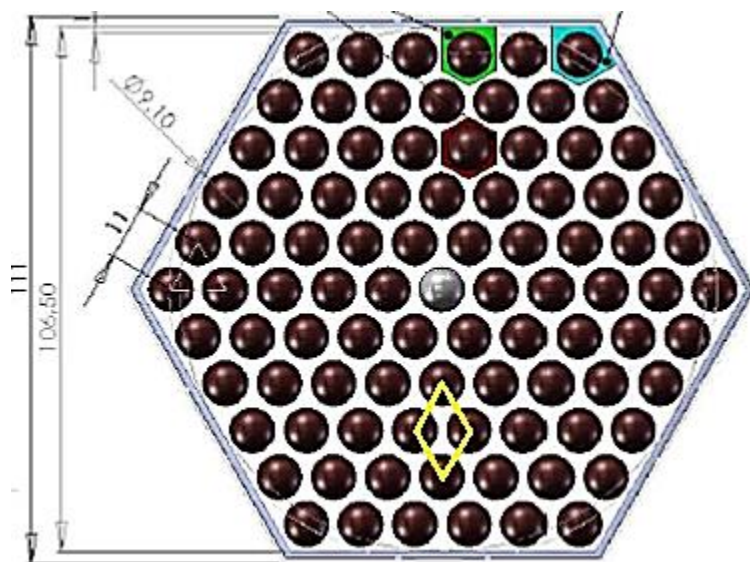
Az ALLEGRO reaktor egyik különlegessége a hélium hűtőközeg alkalmazása. Ez számos előnyt sorakoztat fel. A hélium kémiaiilag közömbös a legtöbb szerkezeti és technológiai anyaggal, valamint átlátszó, ezáltal könnyebben észrevehető bármilyen hiba a karbantartások során. A reaktivitás üregtényezője pozitív, de nagyon kicsi [1]. Ezek a tulajdonságok mindenképpen kedvezőbbek a nátrium hűtőközegnél, amely szintén a IV. generációs reaktor koncepciók egyik megoldását kínálja [1][2].

A reaktor tervezéséhez fontos a zóna termohidraulikájának minél pontosabb leírása. Jelen fejlemények szerint a reaktor három különböző zónával fog üzemelni az élete során. Az első zóna MOX (Mixed-OXide) üzemanyag-kazettákat alkalmaz, és a hőmérséklet viszonyok is mérsékeltebbek lesznek (körülbelül  $530^{\circ}\text{C}$  kilépő hőmérséklet). A második zóna jórészt szintén MOX kazettákat fog tartalmazni, de lesz néhány kísérleti kazetta, mely kerámia pálcákból fog állni, megnövelt kilépő hőmérséklettel. Ezzel fogják először tesztelni a kerámia fűtőelem-pálcák alkalmazhatóságát. A harmadik és egyben végső zóna teljesen kerámia pálcákból fog állni, és a hőmérséklet viszonyok ekkor lesznek a legmagasabbak [1]. A dolgozatom célja a kerámia pálcákból álló fűtőelem-kazetta néhány belső szubcsatornájának vizsgálata CFD módszerrel. Ehhez a feladathoz az ANSYS CFX program 14-es verziója állt rendelkezésemre.

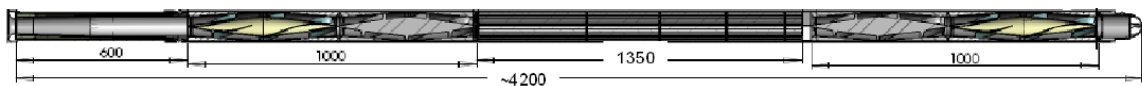
A kitűzött célok ismertetése után röviden bemutatom az ALLEGRO reaktort. Később ismertetem a szabad pálcakötegre fejlesztett modelletem. A 4. és az 5. fejezet tartalmazza az egy távtartórács szegmensét felölelő modell bemutatását, és végül az utolsó fejezetben az egész pálcaszakaszt tartalmazó modell vizsgálatával zárom a dolgozatom.

## 2. Az ALLEGRO reaktor

Az ALLEGRO gázhűtésű gyors reaktor  $75\text{MW}_{\text{th}}$  [1] telejsítményű kísérleti reaktor. Megvalósításának céljai között nem szerepel az energiatermelés, csak demonstrációs célok. A reaktor üzemideje során három különböző zónával fog üzemelni. Az induló MOX zóna 25% plutónium tartalmú üzemanyaggal fog működni [2]. A zónából kilépő hélium átlaghőmérséklete  $530^{\circ}\text{C}$ -ra lesz korlátozva. A második, közbenső zóna vegyesen fog tartalmazni MOX és kerámia kazettákat tesztelési célokkal (6 kerámia kazetta). A kísérleti üzemanyag uránium-plutónium karbid, 29-35% plutónium tartalommal. A pálcák burkolata valószínűleg SiCf-SiC szendvics szerkezetű kompozit lesz, de ez a részlet még további kutatás tárgya. A teszt kerámia kazetták kilépő hőmérséklete  $800^{\circ}\text{C}$ , amelyet a kazettába belépő hűtőközeg tömegáram csökkentésével érnek el. A teljes zóna átlagos kilépő hőmérséklete körülbelül  $530^{\circ}\text{C}$  lesz. A végső, kerámia zóna már csak kerámia kazettákat fog tartalmazni, és a teljes zóna kilépő átlaghőmérséklete  $800^{\circ}\text{C}$  lesz. A dolgozatom ezen utóbbi kazetta típust vizsgálja. A kerámia kazetta felépítése és a zóna fontosabb paraméterei az 1. és 2. ábrán, illetve az 1. táblázatban találhatóak. A kerámia pálcák  $1350\text{ mm}$  hosszúságúak, melyből  $860\text{ mm}$  az aktív szakasz. A kazettát háromszög rácst jellemzi, melyben a rácsoztás  $11\text{ mm}$ , a pálcák külső átmérője  $9,1\text{ mm}$ . A kazetta belső kulcsmérete, vagyis két párhuzamos kazettafala közötti távolság  $106,5\text{ mm}$ .



1. ábra: A kerámia kazetta keresztmetszete és a kiválasztott szubcsatornák a kazettán belül [2]



2. ábra: A kerámia kazetta felépítése [1]

Teljesítmény [MW]	75
Teljesítmény sűrűség [MW/m <sup>3</sup> ]	92
Hélium üzemi nyomása [bar]	70
Hélium ki- és belépő hőmérséklete [°C]	400/800
Zóna tömegáram [kg/s]	36,1
Aktív zóna magassága [m]	0,86
Aktív zóna átmérője [m]	1,12
Pu/(U+PU) [%]	27,5
Axiális egyenlőtlenségi tényező	1,24
Radiális egyenlőtlenségi tényező	1,43
Üzemanyag-kazetták száma	87
Üzemanyag-pálcák száma	90
Üzemanyag-kazetta belső kulcsmérete [mm]	106,5
Rácsosztás [mm]	11
Pálca átmérő [mm]	9,10
Pálcaburkolat vastagsága [mm]	1,08

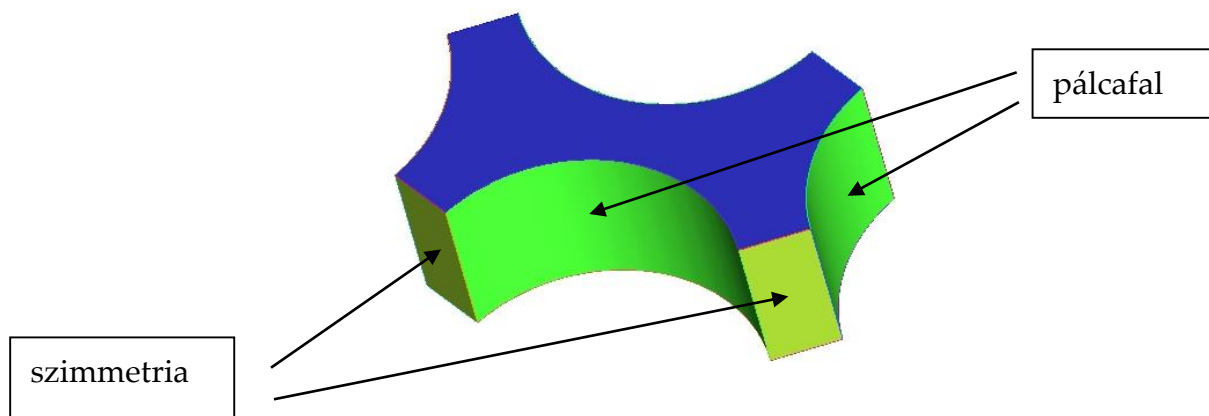
1. táblázat: A kerámia zóna főbb jellemzői [2]

### 3. A szabad pálcaköteg vizsgálata

#### 3.1. A modellek felépítése

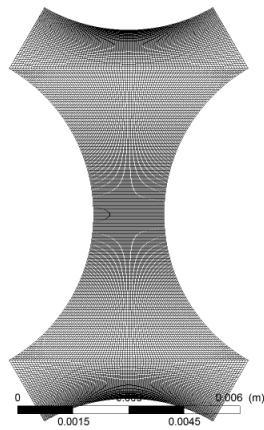
Az elemzések során az első lépés a szabad pálcakötegben kialakuló áramlás vizsgálata volt. A vizsgálat nem szolgáltat részletes információt a kazettában kialakuló áramlásról, a fő cél egy kellően részletes belépő peremfeltétel megalkotása, amelyet majd a későbbi összetettebb modelljeimnél alkalmazni tudok. Ez a peremfeltétel a kialakult áramlási tér minden szükséges információját tartalmazza ahhoz, hogy a teljes hosszúságú részre vonatkozó számításom pontosabb legyen. Ebben a részben tehát a kiválasztott kettő szubcsatorna egy kis szakaszát modellezem, izotermikus esetben.

A geometriai modell megalkotásakor egy olyan rész kiválasztása volt a cél, amely négy pálca által van határolva (3. ábra). Az üzemanyag-kazettában háromszög rácsban vannak elhelyezve a pálcák. A középvonaluk távolsága (rácsosztás) 11 mm. A pálcák külső átmérője 9,1 mm. Ezen adatok figyelembevételével kialakított geometria magassága, vagyis axiális hossza 4,55 mm, amely a pálca fél átmérőjével egyenlő.

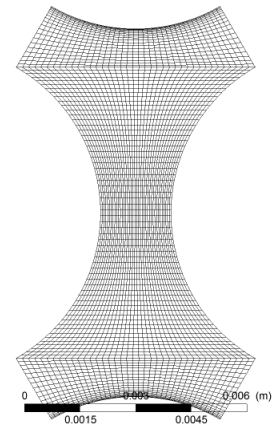


3. ábra: A geometria felépítése

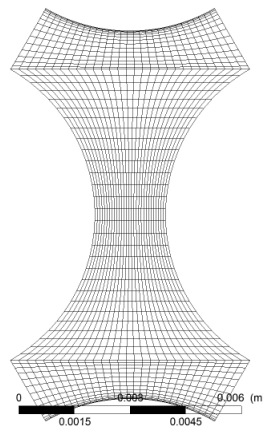
Blokk strukturált hexaéder elemekből álló hálót alkalmaztam a geometria leírására (4. ábra). Ez a hálófajta olyan kedvező tulajdonságokkal rendelkezik, mint például a kis mértékű numerikus diffúzió. Sajnos nehézkes az alkalmazása bonyolult geometriák esetén. A pálcafal mentén növeltem a háló sűrűségét, így a hidraulikus határreteg pontosabban leírható a szimulációk során. Három különböző felbontású háló hoztam létre (2. táblázat). A hálók elemszáma körülbelül 10, 30 és 100 ezer.



H1 háló



H2 háló



H3 háló

4. ábra: A különböző felbontású hálók

Háló	Nódusok száma	Elemek száma	Átlagos elem térfogat [mm <sup>3</sup> ]
H1	89100	107486	0,00258
H2	24500	29686	0,00952
H3	8700	10606	0,02739

2. táblázat: A hálókat jellemző nódus és elem számok

A modellt határoló felületeket különböző peremfeltételekkel láttam el. A pálcaburkolatot szimbolizáló felületeken fali peremfeltételt alkalmaztam, mégpedig úgy, hogy a fal mentén a közeg sebessége nulla legyen. Az áramlás irányával párhuzamos sík felületeken szimmetria peremfeltételt alkalmaztam. Az áramlás irányára merőleges felületeken, (amelyen a ki és belépő peremfeltétel lenne egy teljes geometria esetén) eltolásos periodicitást használtam. Ily módon egy „végtelen hosszúságú” geometriában kifejlődött, zavartalan áramlást modelleztem.



A modellben tömegáram peremfeltételt határoztam meg az eltolásos periodicitáson belül. Mivel ismert a zónán átáramló tömegáram, ezért könnyen megkapható az egy kazettát jellemző érték is. A kazetta jellemző áramlási keresztmetszetét, és a szubcsatornapár jellemző áramlási keresztmetszetét ismerve, azok arányában kiszámolható a szubcsatornákra jellemző tömegáram.

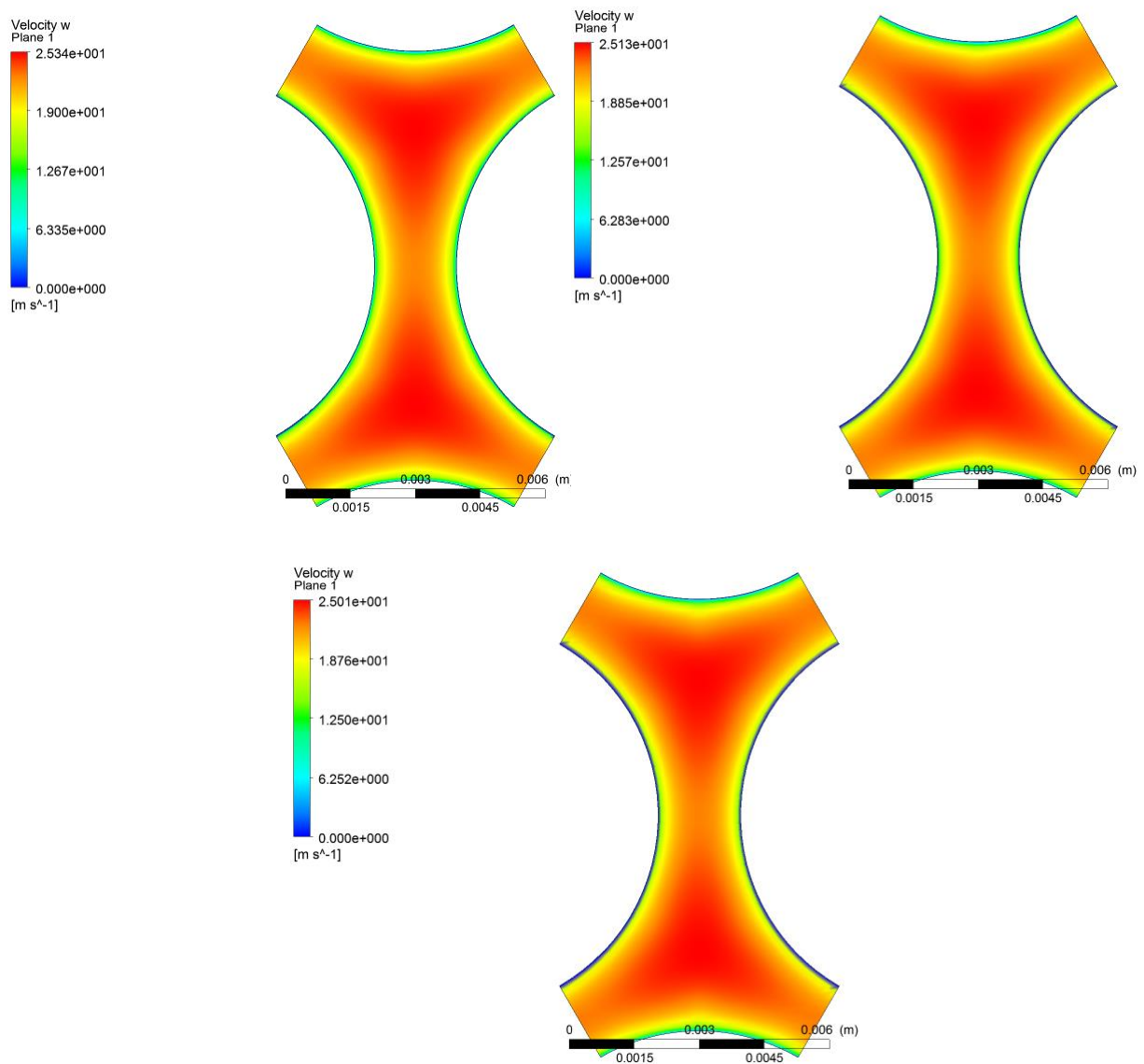
$$m_{zóna} = 36,1 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$$
$$m_{\text{szubcsatorna}} = m_{\text{Kazetta}} \cdot \frac{A_{\text{szubcsatorna}}}{A_{\text{Kazetta}}} = 4,2231 \cdot 10^{-3} \frac{\text{kg}}{\text{s}} \quad (1)$$

A hélium hőmérséklete  $400^{\circ}\text{C}$ , konstans érték. A referencia nyomás értéke 70bar. A sűrűség és a dinamikai viszkozitás értékeit az [5] szakirodalomból vettem az említett hőmérsékleten és nyomáson. A turbulens áramlás leírására a BSL Reynolds-feszültség modellt alkalmaztam.

### 3.2 A különböző hálókkal számított eredmények összehasonlítása

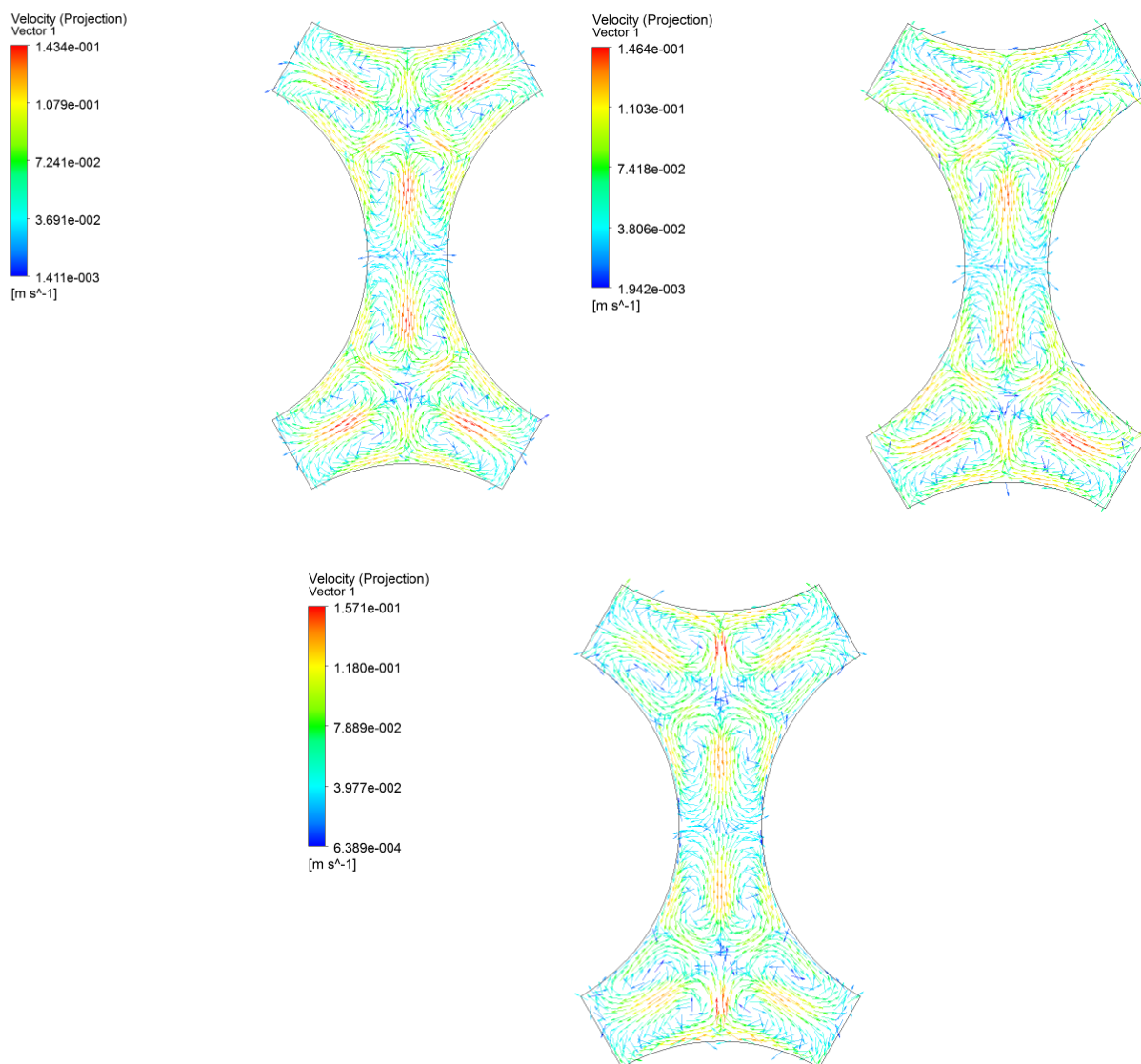
A különböző hálókon ugyanolyan peremfeltételek mellett számításokat végeztem, hogy megvizsgáljam a hálósűrűség hatását az eredményekre.

Az axiális sebességmezőket láthatjuk az 5. ábrán.



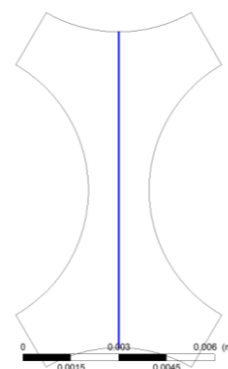
5. ábra: Axiális sebesség eloszlása a különböző hálók esetén (az ábrák rendre a H1, H2 és H3 modellhez tartoznak)

A maximális sebességek körülbelül 25 m/s-ra adódtak, ami a két szubcsatorna centrumában alakult ki. A fal mentén a sebesség zérusra csökkent a tapadás törvényének értelmében. Megfigyelhető az eredmények hasonlósága.



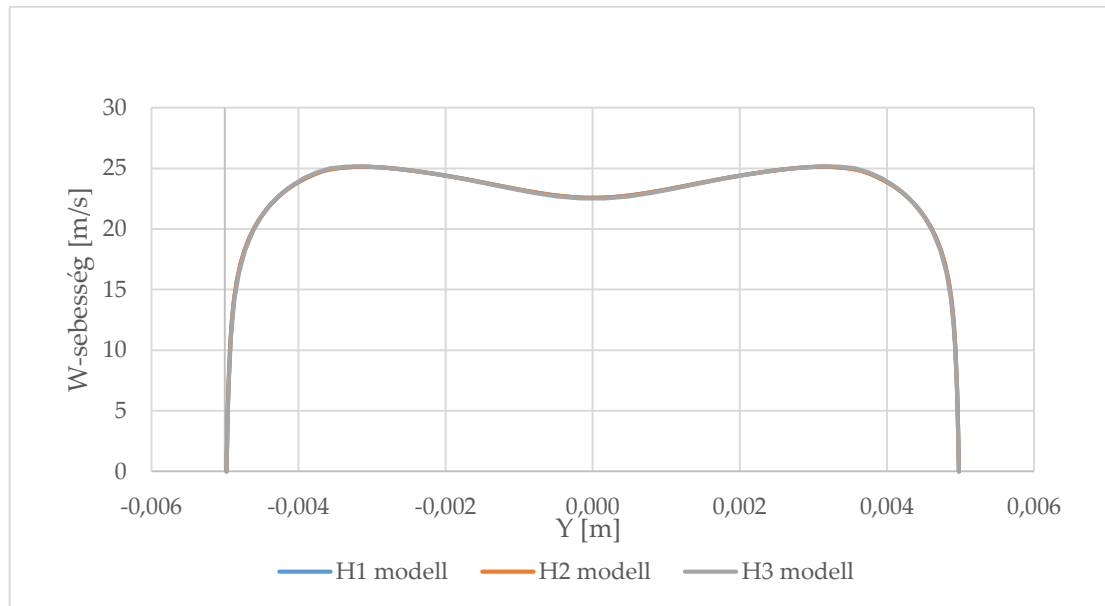
6. ábra: Keresztáramlások a különböző hálók esetén (az ábrák rendre az H1, H2 és H3 modellhez tartoznak)

A 6. ábrán látható, hogy minden háló esetében jelentkezik 2 x 6 darab szekunder örvény a szubcsatorna párokban. Az axiális sebesség eloszlása és a szekunder örvények mintázata alapján kijelenthetem, hogy a szabad pálcakötegben kialakuló áramlási viszonyokra hálófüggetlen megoldást találtam. Ennek alátámasztására az 1. és 2. diagramon összehasonlítottam az axiális sebesség értékeket és a turbulens kinetikus energia eloszlást.

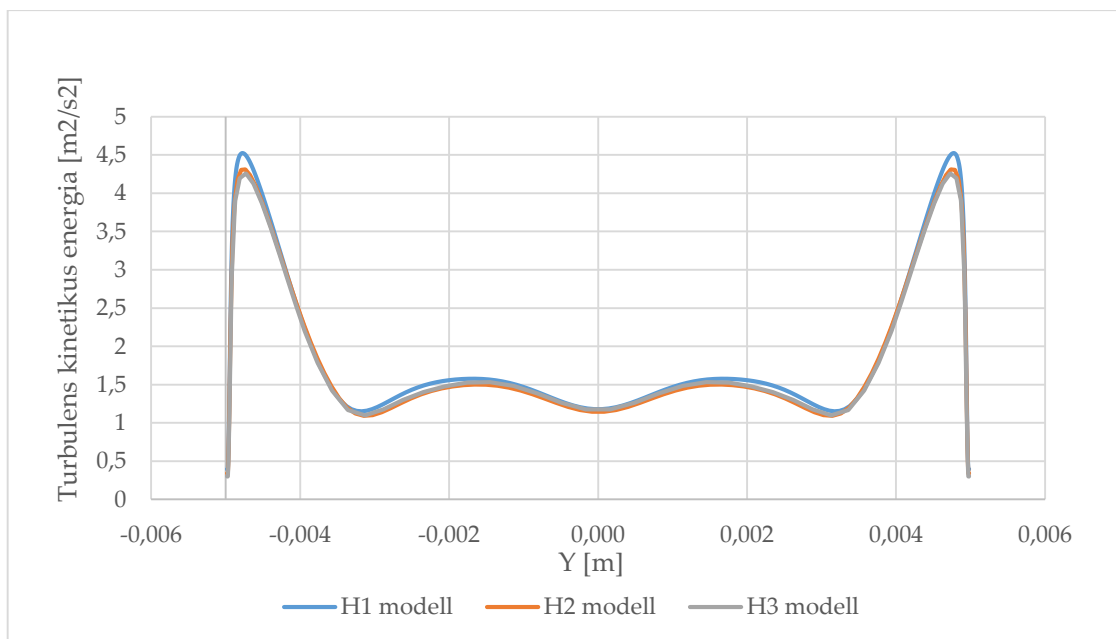


7. ábra: A kiértékeléshez felvett vonal pozíciója

Ehhez a geometria szimmetria tengelyében felvettem egy a kiértékelést segítő vonalat (7. ábra).



1. diagram: Axiális sebességprofil a középvonal mentén



2. diagram: Turbulens kinetikus energia eloszlás a középvonal mentén

A különböző hálókval kapott eredmények gyakorlatilag megegyeznek. Az is megfigyelhető, hogy a falnál a közeg sebessége zérusra csökken.

A modell ellenőrzése céljából meghatároztam a súrlódási tényezőt, és annak értékét összehasonlítottam empirikus korrelációkkal számított értékekkel.

Első lépésben a CFD modellel meghatározott nyomáscsökkenésből számoltam vissza a súrlódási tényezőt (2. egyenlet).

$$\lambda = \frac{2\Delta p \cdot d}{l \cdot \rho \cdot w^2} \quad (2)$$

Ahol:  $\lambda$  - a súrlódási tényező

$\Delta p$  - a modell kilépő és belépő felülete közötti nyomáscsökkenés [Pa]

$d$  - a hidraulikailag egyenértékű átmérő [m]

$l$  - a csatornaszakasz hossza [m]

$\rho$  - a közeg sűrűsége [kg/m<sup>3</sup>]

$w$  - a közeg sebessége [m/s]

Ezek alapján a H1 hálón számolva:

$$\lambda = 0,03122$$

A számítás további lépéseire szükség van a Reynolds-számmal (3. egyenlet), mivel az empirikus formulák tartalmazzák azt.

$$\text{Re} = \frac{w \cdot D_e}{\nu} = \frac{w \cdot D_e \cdot \rho}{\mu} \quad (3)$$

Ahol:  $w$  - a közeg sebessége [m/s]

$D_e$  - a hidraulikailag egyenértékű átmérő [m]

$\mu$  - dinamikai viszkozitás [kg/m\*s]

$\nu$  - kinematikai viszkozitás [m<sup>2</sup>/s]

Ezek alapján:

$$\text{Re} = 16838,26$$

A Reynolds-szám értéke (Re=16838,26) turbulens áramlásra utal. Ezt követően kiszámoltam a súrlódási tényezőt, úgy mintha az áramlás csőben történne, mivel a későbbiekben ebből kiindulva lehet a szubcsatornára érvényes tényezőt meghatározni. A számításához a Blasius összefüggést [4] alkalmaztam. (Konzekvens szeretnék

maradni a jelölési rendszeremben, így  $\lambda$ -val fogom jelölni a súrlódási tényezőt, de az angol szakirodalom általában az  $f$ -et (friction factor) alkalmazza.

A Blasius összefüggés, abban az esetben alkalmazható csőben történő áramlásra, ha az áramlás turbulens, de a  $Re$ -szám kisebb, mint 100000 [4].

$$\lambda_{c,t} = 0,316 Re^{-0,25} \quad (4)$$

Ekkor:

$$\lambda_{c,t} = 0,02774$$

A következő lépésben meg kell határozni a  $P/D$ , azaz rácsoztás/pálcaátmérő arány értékét, amely jelen esetben 1,21.

Cheng és Todreas közelítő képlete alapján a szükséges konstans és azzal a súrlódási tényező [4]:

$$C'_{fIT} = a_1 + b_1 \cdot (P/D - 1) + b_2 \cdot (P/D - 1)^2 \quad (6)$$

és

$$\lambda_{IT} = \frac{C'_{fIT}}{(Re)^n} \quad (7)$$

Ahol  $n = 0,18$  turbulens áramlás esetén. A csatornában az áramlás turbulens, a  $P/D$ -arány 1,1 és 1,5 közé esik továbbá a csatorna a kazetta közbenső részében helyezkedik el. Ebben az esetben a konstansok a következők:

$$a_1 = 0,1458$$

$$b_1 = 0,03632$$

$$b_2 = -0,03333$$

Ekkor:

$$C'_{fIT} = 0,151930$$

és

$$\lambda_{IT} = 0,02635$$

Az eltérés a modelltől számítotthoz képest 18,70 %

A Rehme-formula esetén, ha  $Re'_{De} \approx 10^4$ , akkor a következő összefüggést kell alkalmazni:

$$\frac{\lambda}{\lambda_{c,t}} = 1,045 + 0,071(P/D - 1) \quad (8)$$

Ahol  $\lambda_{c,t}$  - a Blasius-összefüggésből számolt súrlódási tényező.

Ekkor:

$$\lambda = 0,02939$$

Ebben az esetben az eltérés a CFD számítással és a korrelációval meghatározott érték között 6,19 % -nak adódott, amely elfogadható figyelembe véve, hogy az empirikus formulák is bizonyos hibával terheltek. A számítások adatait a 4. táblázatban foglaltam össze. Megjegyzem, hogy a két különböző formula által adott súrlódási tényező jobban eltér egymástól, mint a Rehme-korreláció és a CFD számítás eredménye vagy a különböző hálókkal számított szimulációs eredmények.

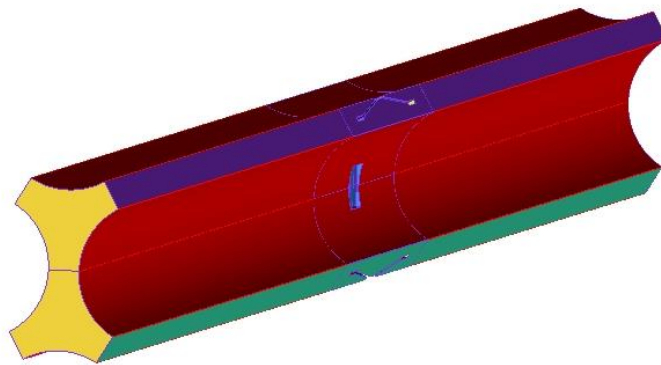
Háló	$\lambda$ a CFD modellel számolva [-]	$\lambda$ Cheng és Todreas szerint [-]	eltérés [%]	$\lambda$ Rehme szerint [-]	eltérés [%]
H1	0,0312	0,0263	18,70	0,0294	6,190
H2	0,0296	0,0263	12,69	0,0294	0,816
H3	0,0289	0,0263	10,03	0,0294	1,564

3. táblázat: A különböző modellekkel számított eredmények

## 4. Egy távtartórácsot magába foglaló szegmens vizsgálata

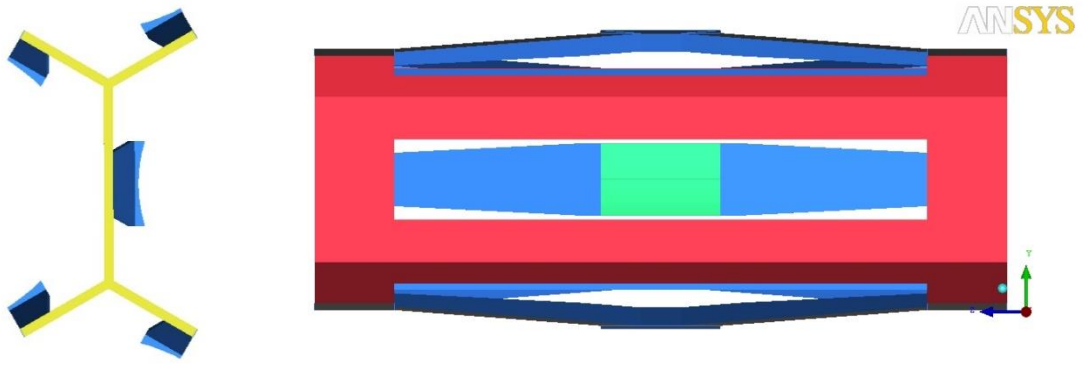
### 4.1. A modell felépítése

A következő lépésben egy távtartórácsot magába foglaló pálcaköteg részt modellezek. Ehhez egy olyan geometriát alkotok meg, amely 246 mm hosszú szubcsatornát foglal magába. (Az Allegro reaktor fűtőelemkötegeben a távtartórácsok távolsága 246 mm, és a rács magassága 26 mm.) A modell tehát egy rácsot tartalmaz a geometria közepén (8. és 9. ábra). Ennek segítségével megvizsgálható a rács áramlásra gyakorolt hatása. A strukturálatlan hálókát tetraéder elemek alkotják. A fal mentén határréteg-hálózást alkalmaztam (10. ábra). Négy különböző felbontású hálót hoztam létre (10. ábra, 4. táblázat), hogy rácsérzékenység-vizsgálatot végzzek. Itt jegyezném meg, hogy a jelen CFD modellel izotermikus áramlást vizsgáltam. A belépő peremfeltételt az előző (H<sub>2</sub>) modellből vettem. Az importált eloszlások a közeg sebességét, valamint a turbulens kinetikus energiát és az örvény disszipáció értékét tartalmazták. A belépésnél a hélium átlagos sebessége 21 m/s-nak felel meg. A kilépésnél 0 Pa relatív nyomást írtam elő, a referencia nyomás 70 bar. A pálcák és a távtartórács falára fal peremfeltételt alkalmaztam, vagyis közvetlenül a falnál a közeg sebessége zérus. A modellem azon felületeire, ahol a valóságban a szomszédos szubcsatornák kapcsolódnak, eltolásos periodicitás peremfeltételt alkalmaztam. A periodikus peremfeltétel azért ad pontosabb képet, mint a szimmetria peremfeltétel, mert a kérdéses felületen a model engedélyezi az közeg átáramlását, ezáltal jobban közelíti a valóságot. Turbulenciamodelként a BSL Reynolds-feszültség modellt alkalmaztam.

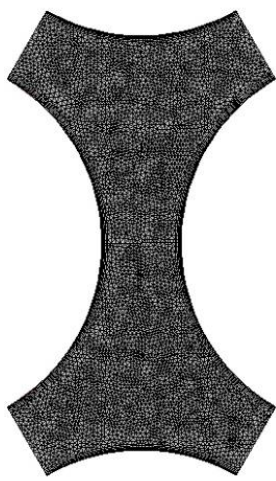


8. ábra: A geometria felépítése

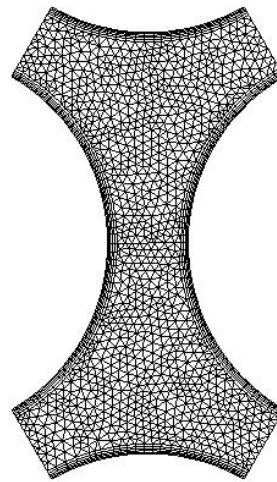




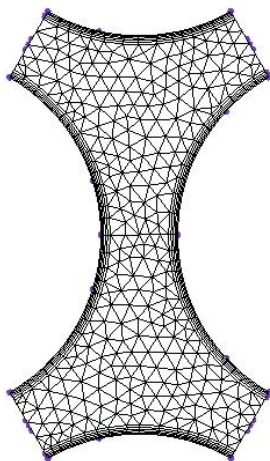
9. ábra: A távtartórács felépítése



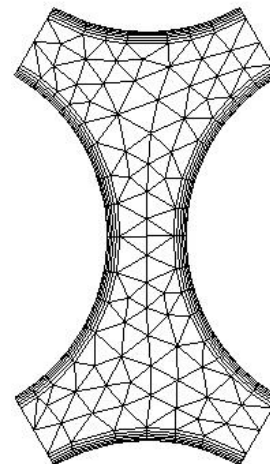
J1 háló



J2 háló



J3 háló



J4 háló

10. ábra: A különböző hálók keresztmetszeti képe

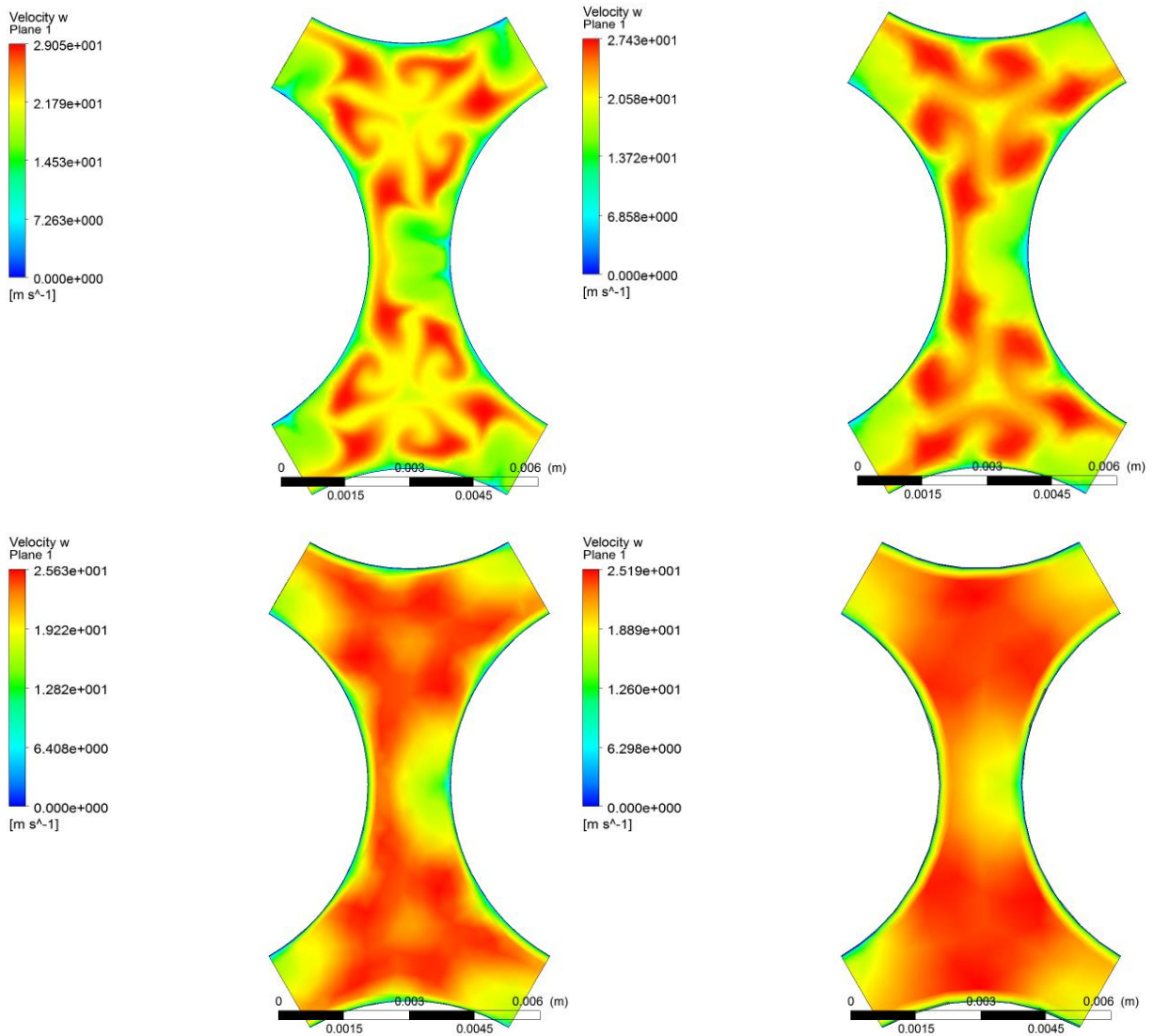
Háló	Nódusok száma	Elemek száma	Átlagos elem térfogat [mm <sup>3</sup> ]
J1	5 395 911	19 853 395	0,000536
J2	1 678 295	4 780 228	0,002224
J3	1 240 685	3 620 058	0,002980
J4	312 441	798 757	0,014184

4. táblázat: A modellek nódus és elem számai

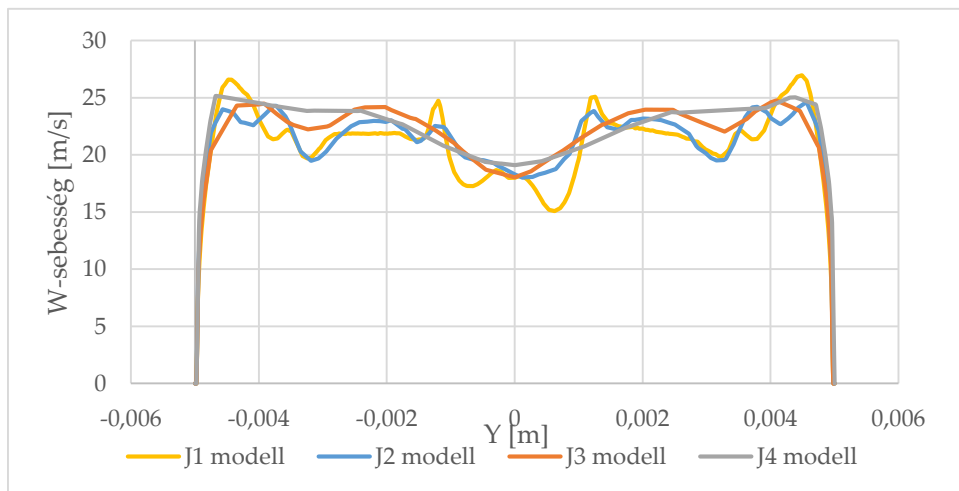
#### 4.2. A különböző hálókon végzett számítások eredményeinek összehasonlítása

A különböző hálókon ugyanolyan peremfeltételek mellett számításokat végeztem, hogy megvizsgáljam a hálósűrűség hatását az eredményekre. A kiértékeléshez kiválasztott távolságokat a fűtőelem pálcák átmérőjének egész számú többszöröse adják, így a metszetek és vonalak a rácstól 1, 5 és 10D távolságra vannak. A sebességeloszlások vizsgálatakor arra a következtetésre lehet jutni, hogy közvetlenül a távtartórács mögött a hálófelbontás nagyban befolyásolja az eredményeket. A három sűrűbb háló eredményei jellegre hasonlónak mondhatóak, de a finomabb hálók pontosabban tudják leírni a távtartórács által okozott sebesség inhomogenitásokat (11. ábra és 3. diagram). Az eredmények közötti különbség egyre kevésbé jelentős, ahogyan távolodunk a távtartórácstól. Például a rács után 10D távolságban (13. ábra és 5. diagram) az axiális sebességkomponensek eloszlása nagyon hasonló. Az is megfigyelhető, hogy a részletgazdagabb hálók (J1, J2) esetén a rácshoz közel a sebesség maximumok általában nagyobbak, mint a rosszabb minőségű (J3, J4) hálók esetén. A jelenség oka az, hogy a durvább hálók kiátlagolják a sebességmező inhomogenitásait (11. ábra és 3. diagram).

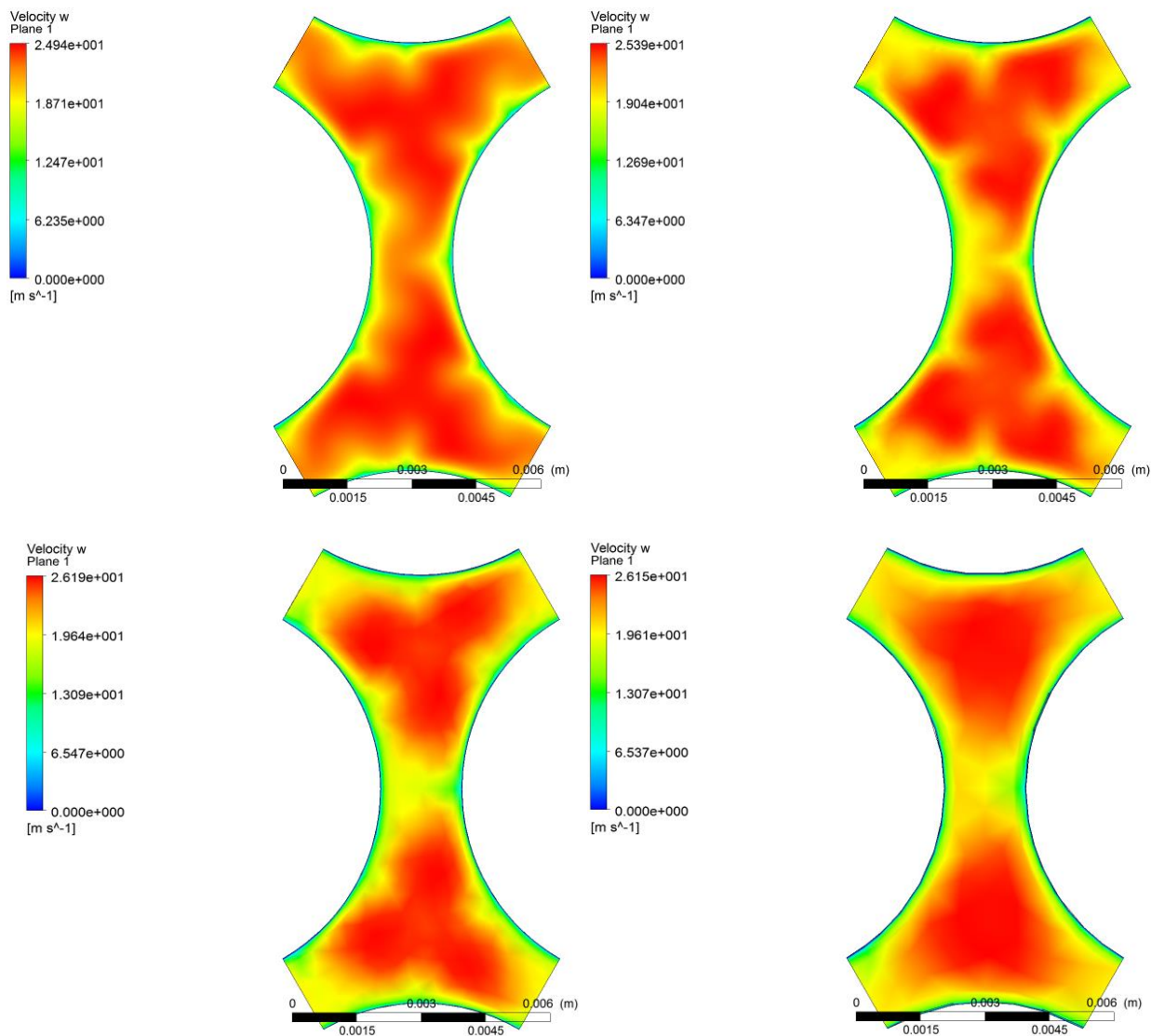
A turbulens kinetikus energia áramlásra merőleges síkokon felvett eloszlásain főleg a rácshoz közel jól nyomon követhető a nódus szám növelésével jelentkező részletesebb modell eredmények (14. ábra és 6. diagram). 5D és 10D távolságra a rácstól a két finomabb háló eredménye elfogadhatóan egyezik (15-16. ábra és 7-8. diagram). A turbulens kinetikus energia értéke általában ott alacson, ahol az áramlás sebessége viszonylag egyenletes, ahol magas ott pedig gyorsan változik a sebesség térben. A 11. ábrán a J1 hálón látható, hogy a turbulens kinetikus energia a rácshoz közel a keresztmetszet nagy részében magas, és csak a pálcafal közvetlen közelében csökken zérus érték felé. A rácstól távolabbi szakaszon (16. ábra) a fal közelében közel zérusról egy gyors emelkedéssel elér egy maximumot, majd a áramlási centrum közelében lecsökken.



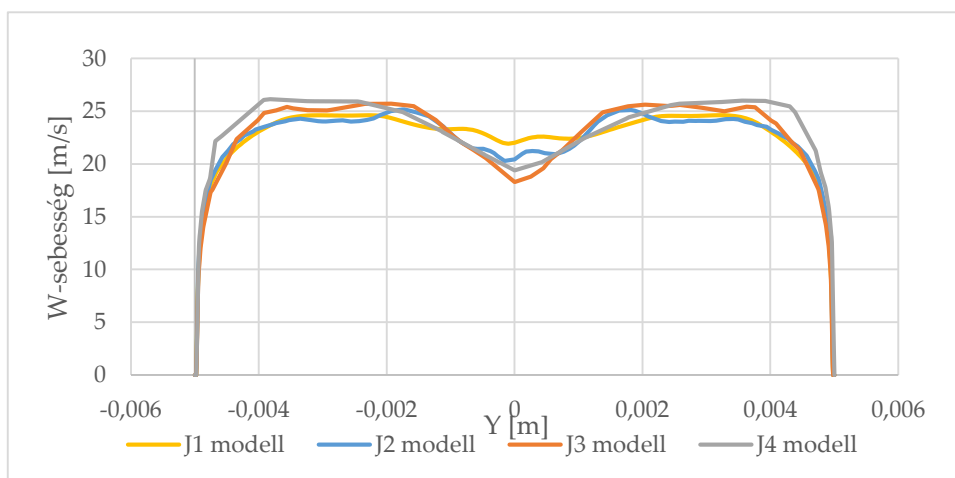
11. ábra: Az axiális sebesség eloszlása a távtartórácstól 1D távolságban (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellhez tartoznak)



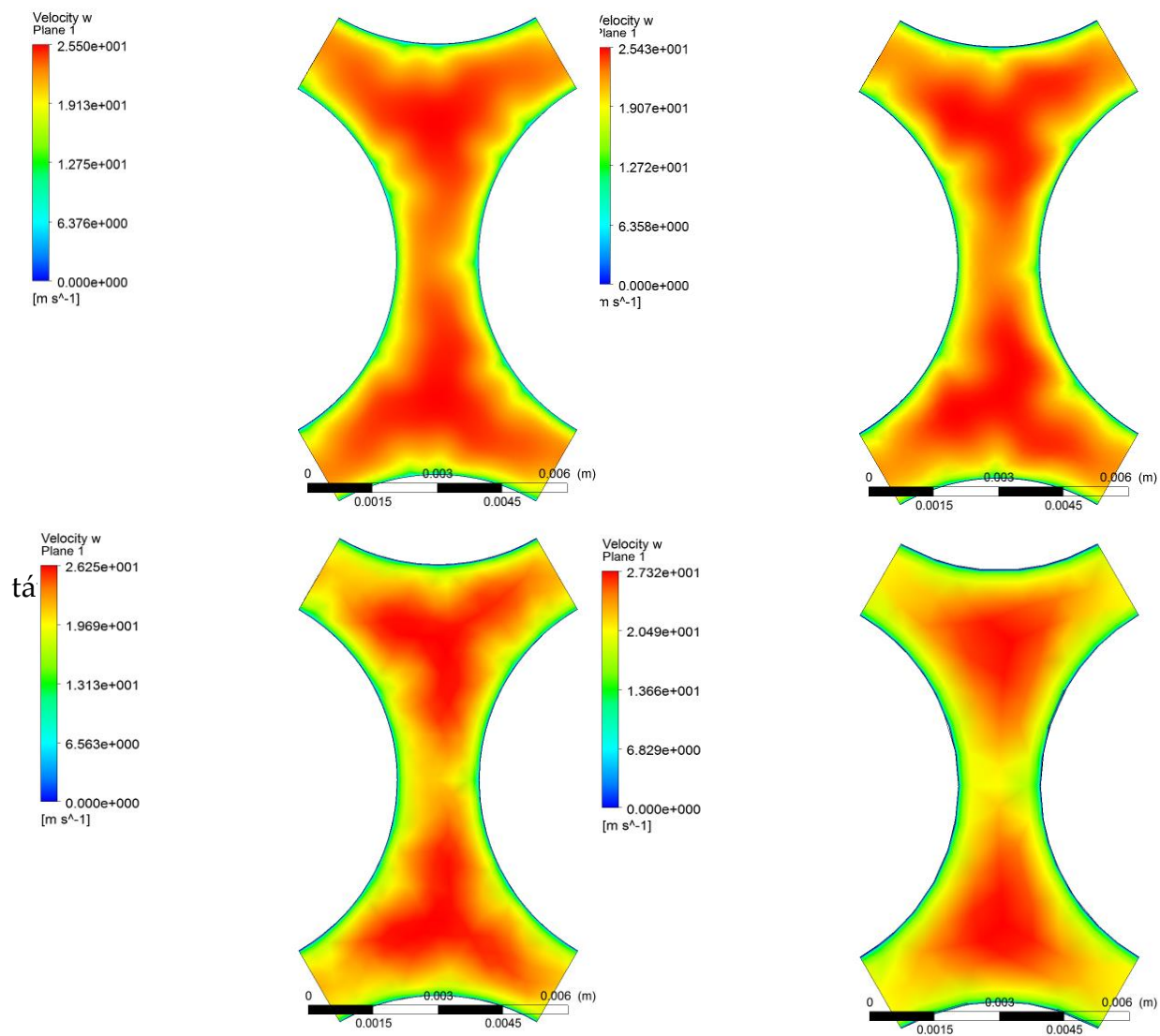
3. diagram: A modellekkel számított sebességprofilok a távtartórácstól 1D távolságban



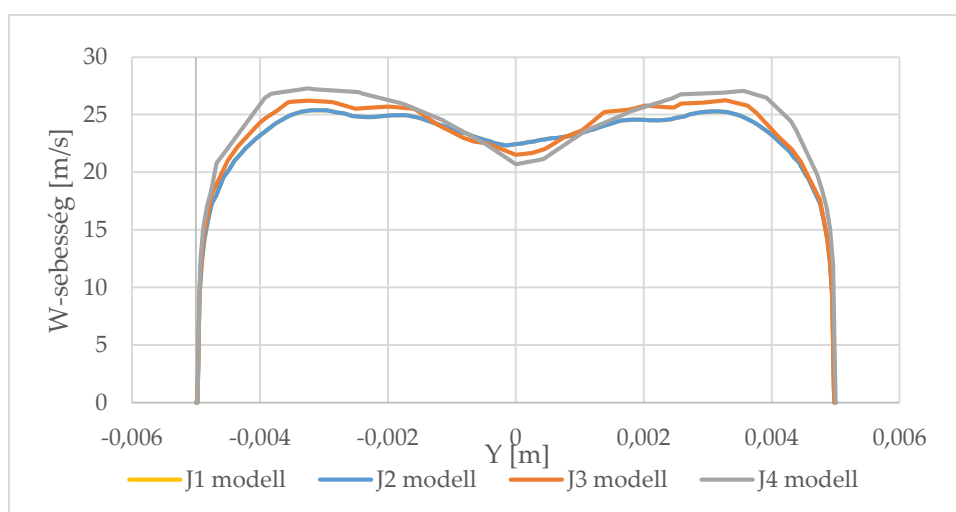
12. ábra: Az axiális sebesség eloszlása a távtartórácstól 5D távolságban (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellhez tartoznak)



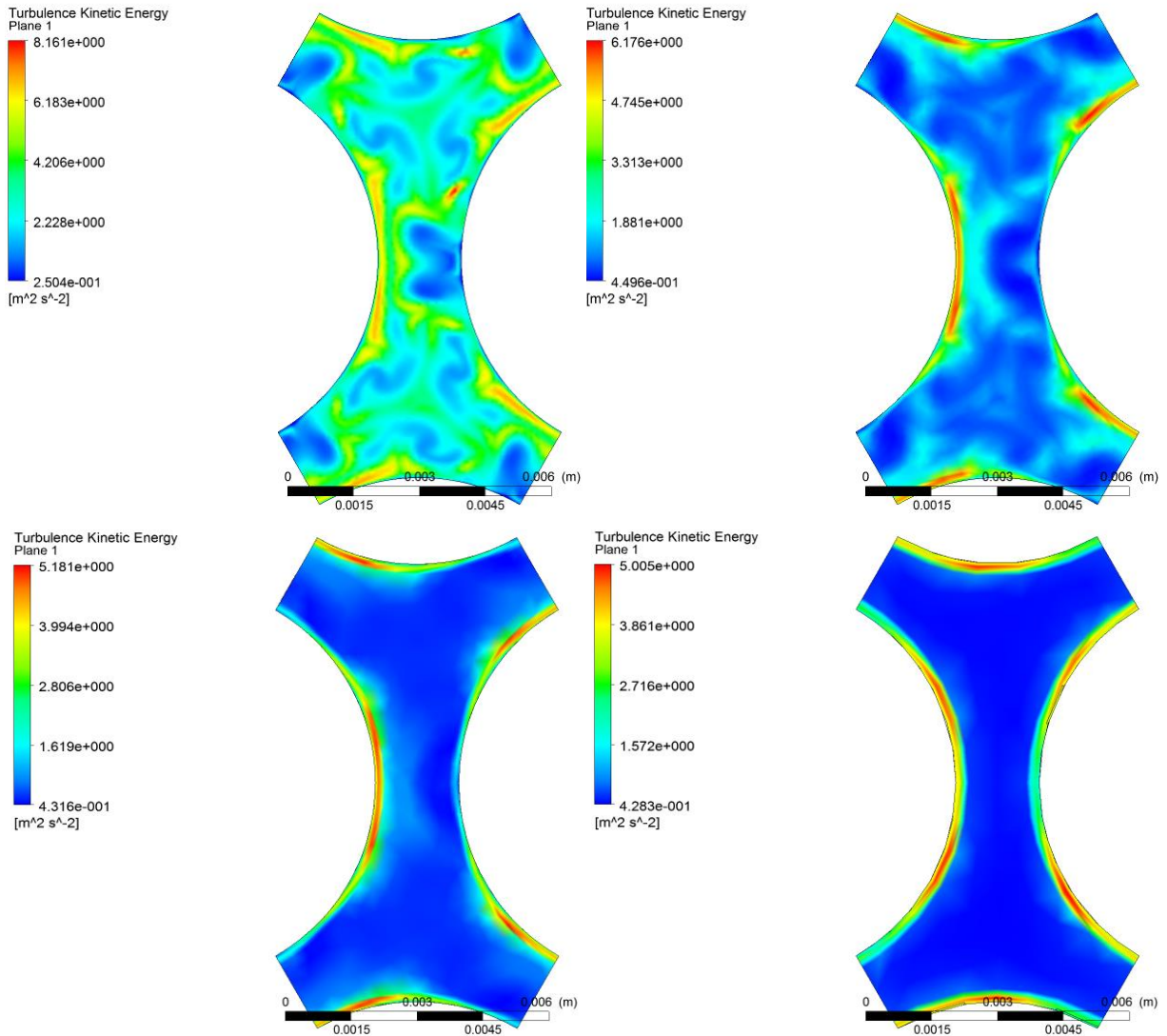
4. diagram: A modellekkel számított sebességprofilok a távtartórácstól 5D távolságban



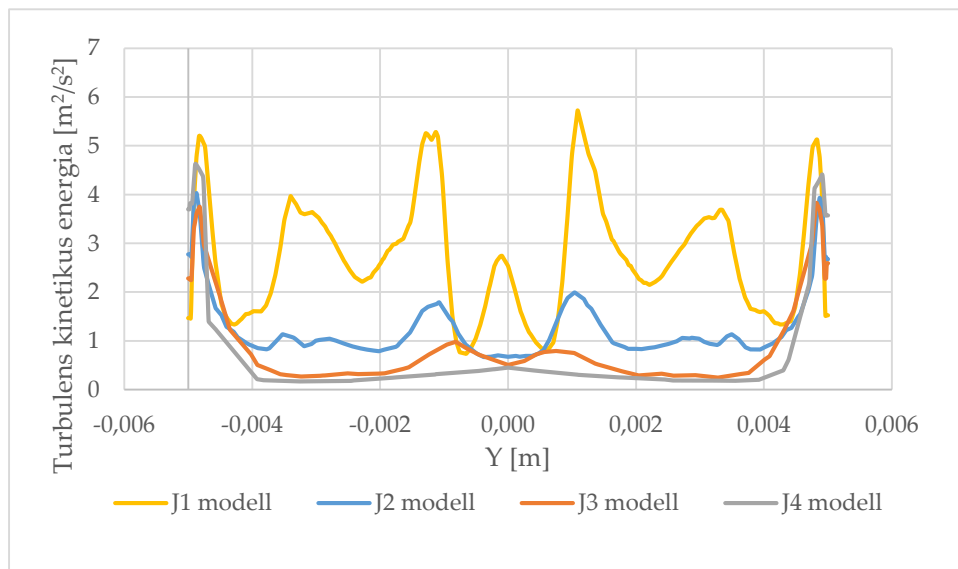
13. ábra: Az axiális sebesség eloszlása a távtartórácstól  $10D$  távolságban (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellhez tartoznak)



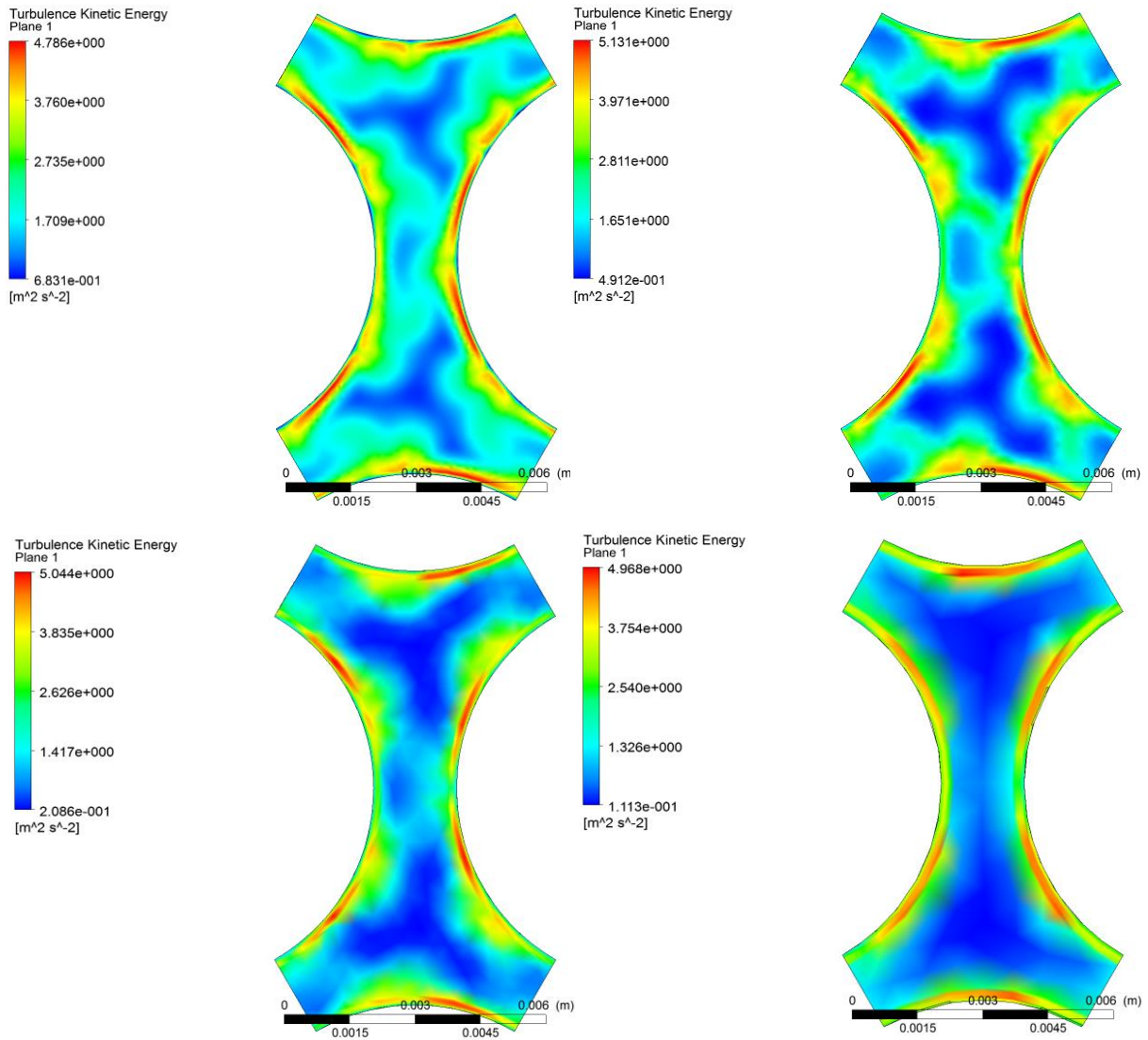
5. diagram: A modellekkel számított sebességprofilok a távtartórácstól  $10D$



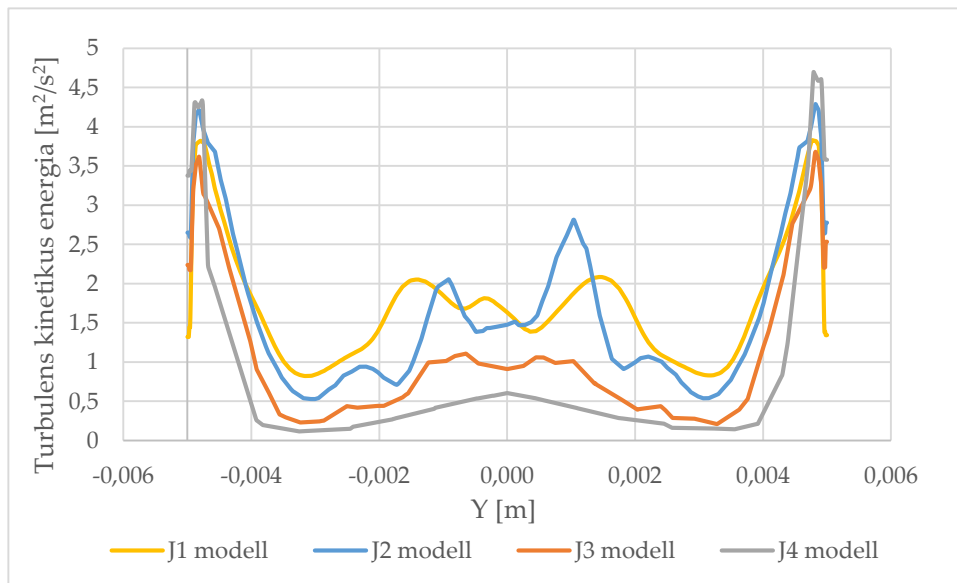
14. ábra: Turbulens kinetikus energia eloszlás a távtartórácstól vett 1D távolságban (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellhez tartoznak)



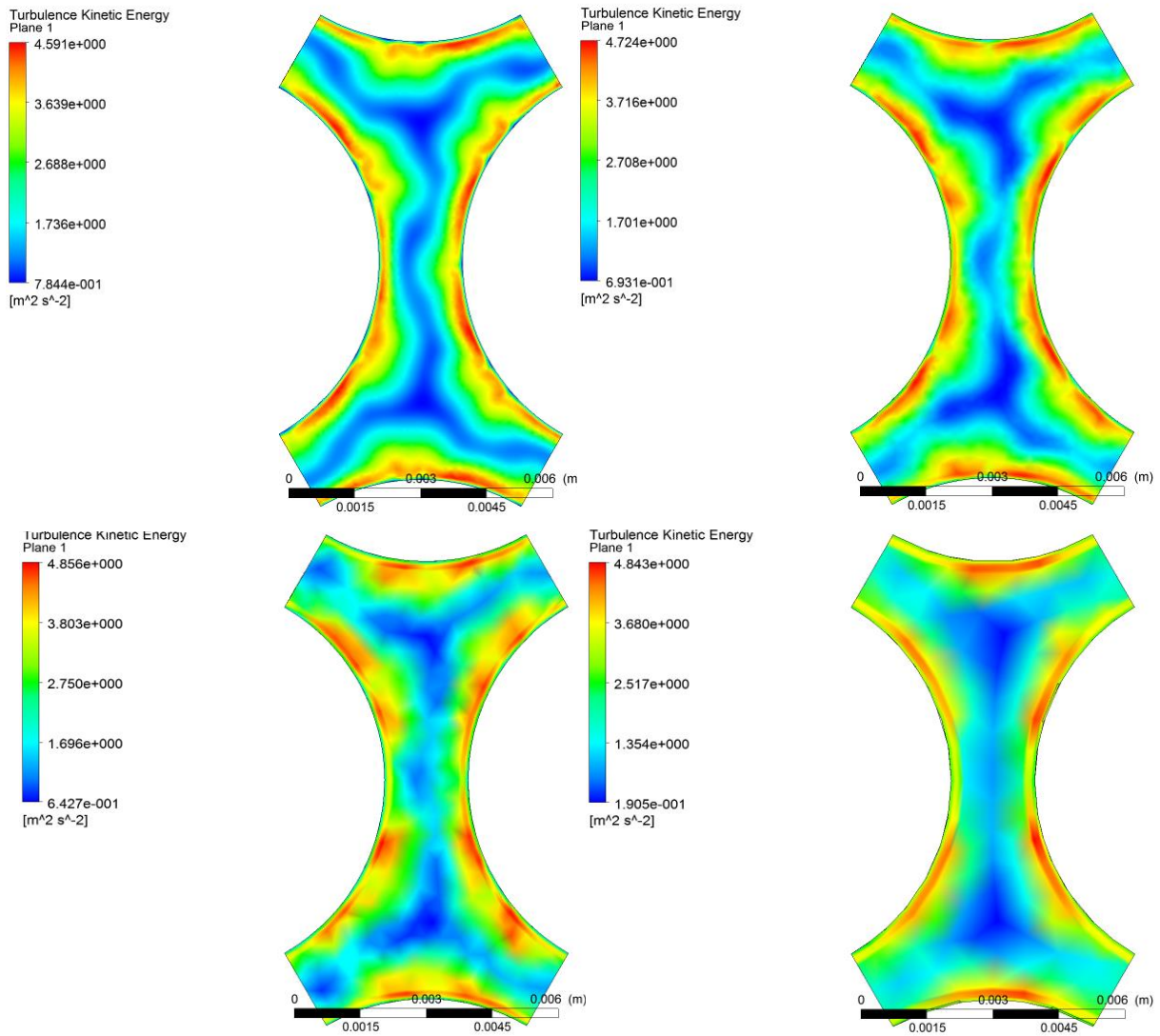
6. diagram: A modellekkel számított turbulens kinetikus energia profilok a távtartórácstól 1D távolságban



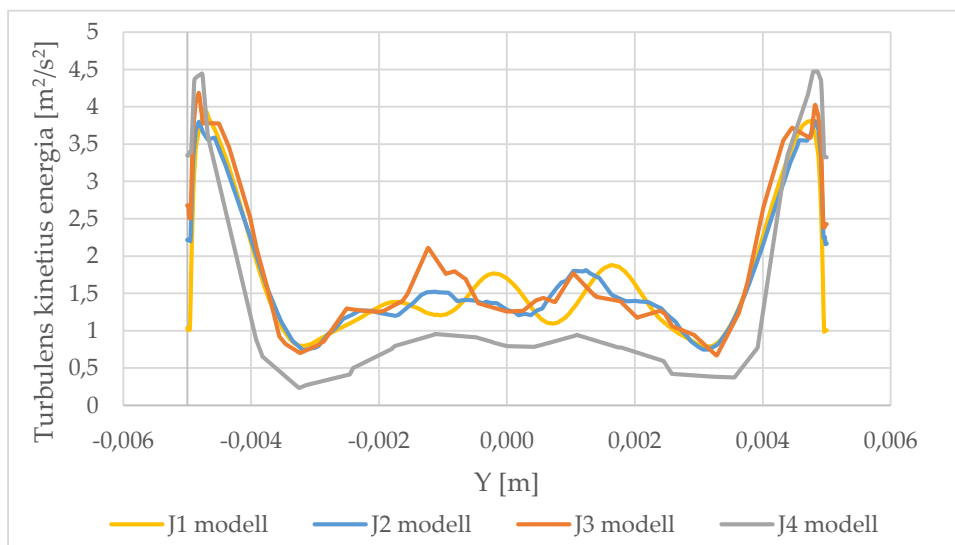
15. ábra: Turbulens kinetikus energia eloszlás a távtartórácstól vett 5D távolságban (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellhez tartoznak)



7. diagram: A modellekkel számított turbulens kinetikus energia profilok a távtartórácstól 5D távolságban

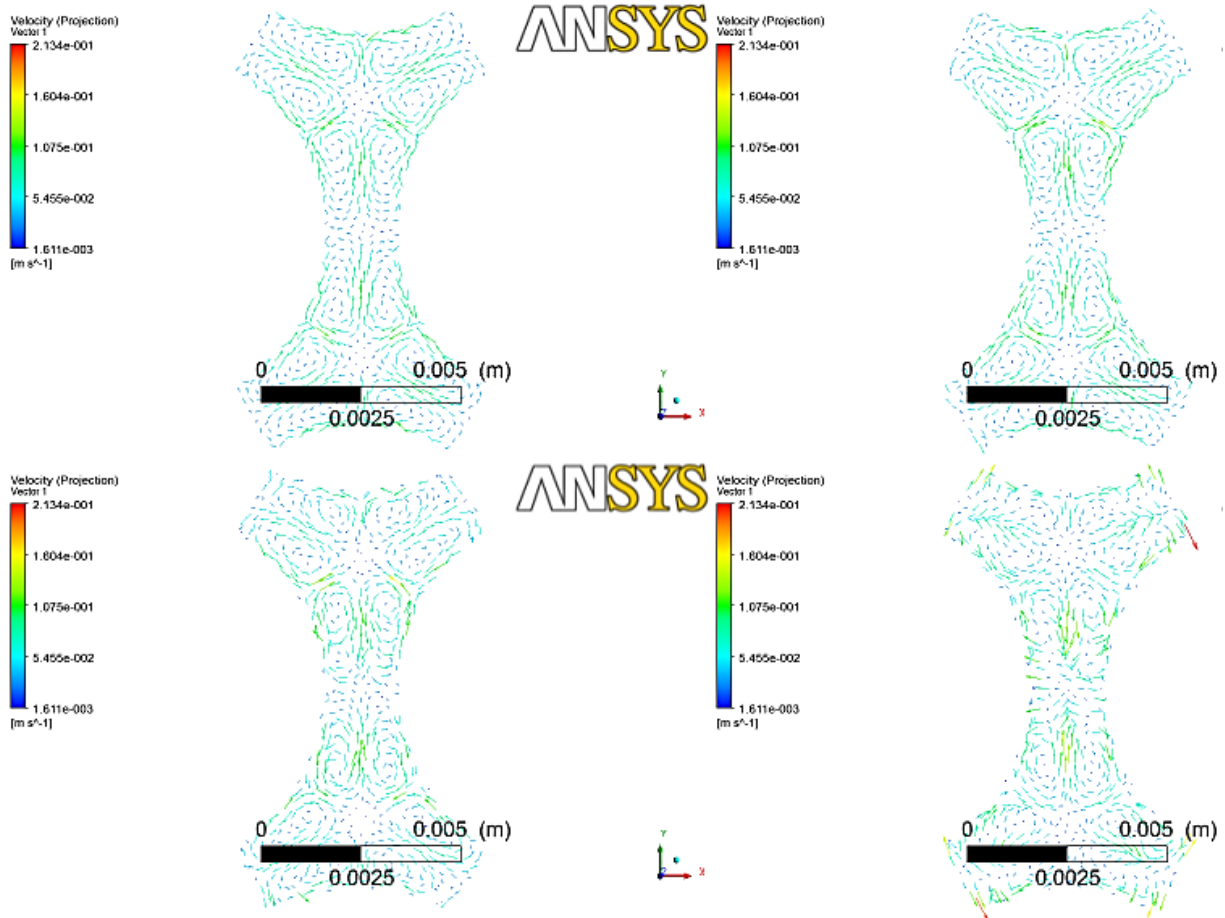


16. ábra: Turbulens kinetikus energia eloszlás a távtartórácstól vett 10D távolságban (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellhez tartoznak)



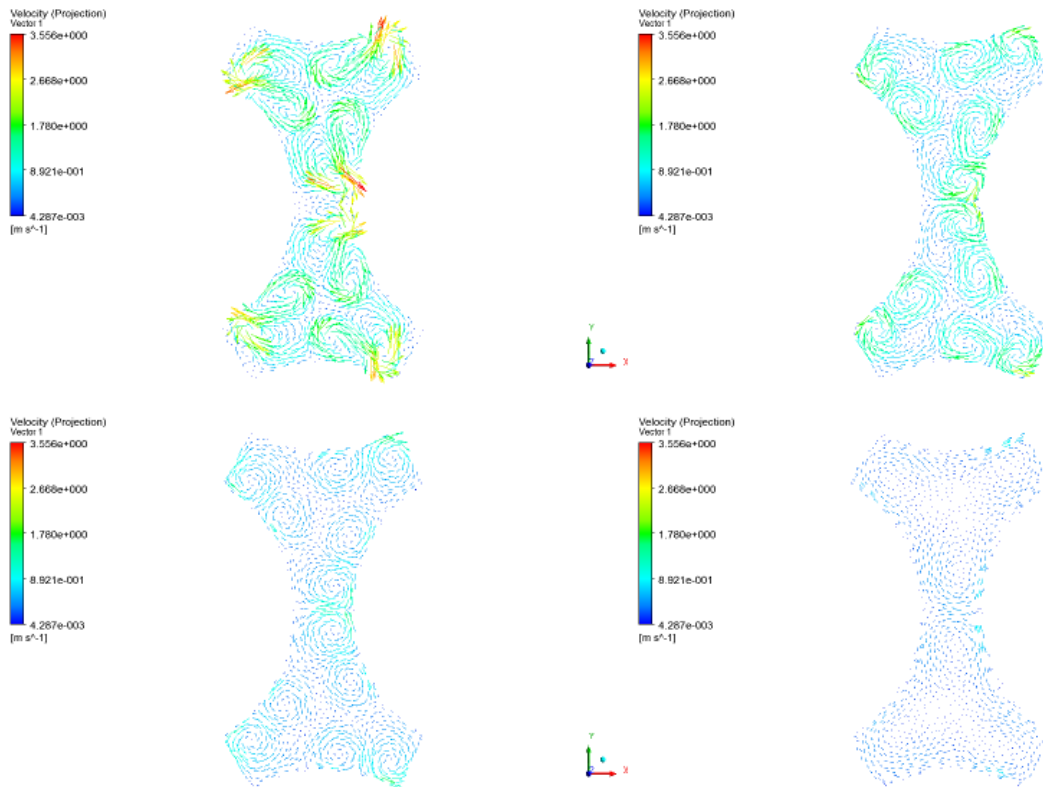
8. diagram: A modellekkel számított turbulens kinetikus energia profilok a távtartórácstól 10D távolságban



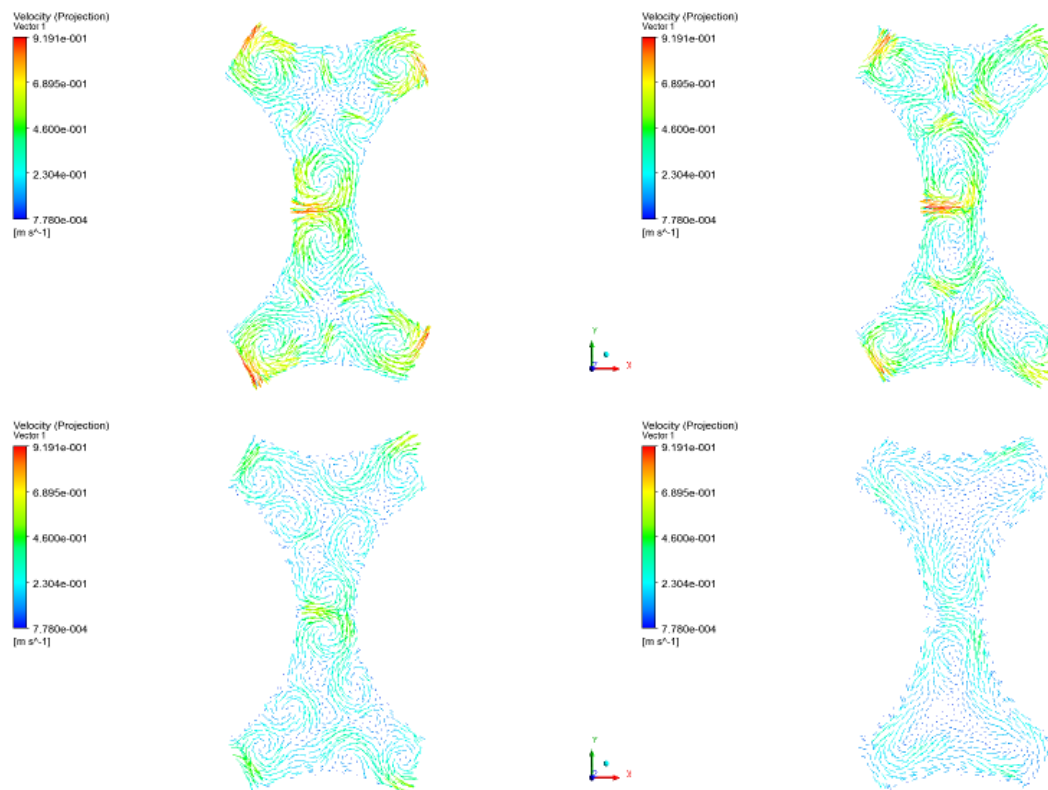


17. ábra: A belépéstől vett  $5D$  távolságra kialakuló szekunder örvények (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellekből származnak)

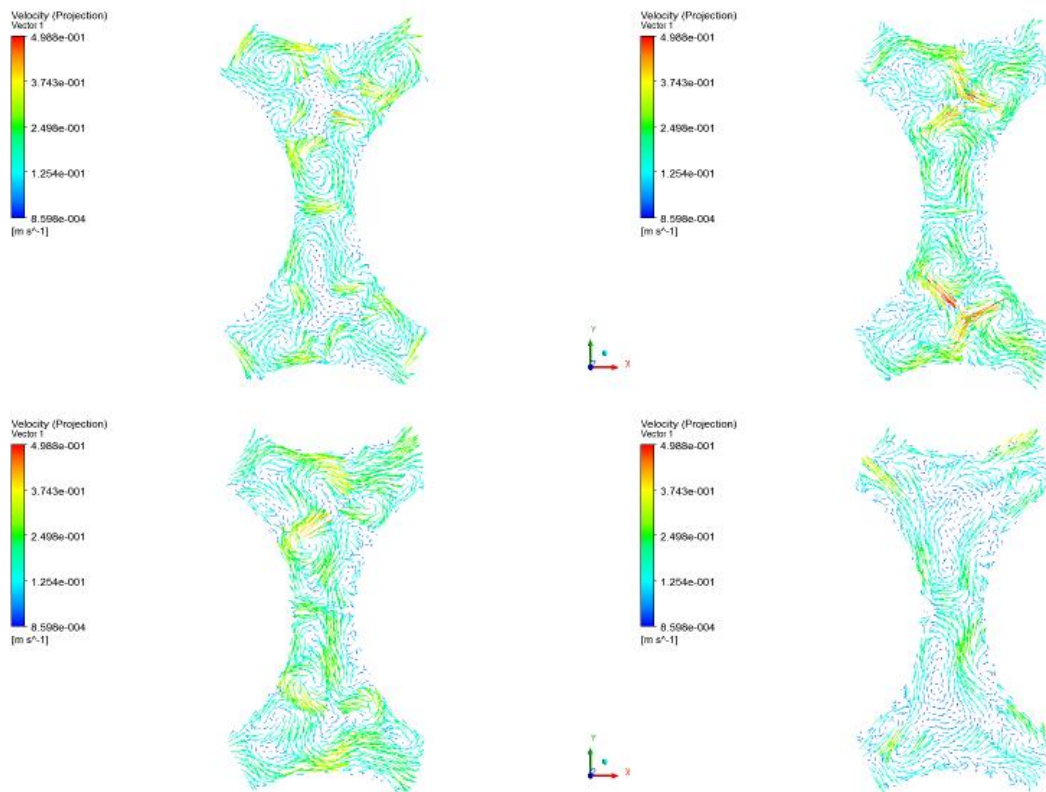
A keresztáramlások a 17-20. ábrákon láthatók a különböző hálók esetében. A 17. ábrán megfigyelhető, hogy a rosszabb minőségű hálók (J3-J4 modell) esetén a belépő peremfeltételnek megadott sebességprofil is némileg torzul már a távtartórács nélküli, szabad pálcaköteg szakasz tartományában is. Azonban megfigyelhető a jó hálóminőségű modellek esetén a kialakuló szekunder örvények rendszere (2x6 db örvény).



18. ábra: A távtartórácstól vett 1D távolságra kialakuló szekunder örvények (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellekből származnak)



19. ábra: A távtartórácstól vett 5D távolságra kialakuló szekunder örvények (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellekből származnak)



20. ábra: A távtartórácstól vett 10D távolságra kialakuló szekunder örvények (az ábrák rendre a J1, J2, J3 és J4 modellekből származnak)

A 18-20. ábrákon azt láthatjuk, hogy a távtartórács teljesen átrendezi azokat a szekunder örvényeket, amelyek a szabad pálcaköteg szakaszon kialakulnak. A rács után még kellően nagy távolságban (10D) sem rendeződik vissza az áramlási kép a rács előtti állapotba. Az eloszlásokból azt a következtetést lehet levonni, hogy a legrosszabb minőségű, J4 háló teljesen eltérő eredményeket szolgáltat. Elméletileg a J1 háló által adott eredmények a legpontosabbak, de a modell számítási kapacitás igényéből kifolyólag a hosszabb pálcaköteg rész felépítéséhez nem tudtam felhasználni. Ezért a J2 számú modellt választom az említett vizsgálatokhoz.

A következő lépésként a négy különböző hálófelbontású modellem eredményeit hasonlítottam össze mérési korrelációk [4] eredményével.

### Szabad csatornaszakasz nyomásesése

A távtartórács előtti csatornaszakaszon az ellenőrzést a csősúrlódási tényezők összehasonításával végzem el, mint ahogy azt a belépési peremfeltétel esetén is tettem. Első lépésben a CFD modellel kapott nyomásesésből számoltam vissza a súrlódási tényezőt és a Reynolds-számot. Majd a fent ismertetett módon a P/D viszony felhasználásával a Rehme- és a Cheng-Toderas-összefüggés segítségével

meghatároztam a súrlódási tényezőket. Az eredmények a 6. táblázatban vannak megadva.

Háló	$\lambda$ a CFD modellel számolva [-]	$\lambda$ Cheng és Toderas szerint [-]	Eltérés [%]	$\lambda$ Rehme szerint [-]	Eltérés [%]
J1	0,0309	0,0263	17,18%	0,0294	4,996%
J2	0,0307	0,0263	16,57%	0,0294	4,452%
J3	0,0307	0,0263	16,61%	0,0294	4,486%
J4	0,0293	0,0263	11,19%	0,0294	0,373%

3. táblázat: A különböző módszerekkel számított csősúrlódási tényezők

A CFD modellel és a korrelációkkal számított értékek a korábbiakhoz hasonlóan viszonyulnak egymáshoz. Az adatokból látszólag az az ellentmondásos következtetés vontható le, hogy a nagyobb felbontású háló némileg pontatlanabb eredményt ad, viszont figyelembe kell venni azt, hogy a mérési korrelációk nem elhanyagolható hibával terhelték.

#### Távtartórács nyomásesése

A távtartórács nyomásesésére Rehme adott meg egy empirikus állandóval kibővített formulát (9. egyenlet) [4]. A J2 számú modell nyomásesésének összehasonlítását végzem el, a többi modell eredményeit pedig táblázatosan közlöm.

$$\Delta p_s = C_v (\rho V_v^2 / 2) (A_s / A_v)^2 \quad (9)$$

Ahol:

$\Delta p_s$  -a rács nyomásesése

$C_v$  - empirikus állandó

$\rho$  -a közeg sűrűsége

$V_v$  - a zavartalan áramlás sebessége

$A_v$  - a vizsgált szubcsatorna keresztmetszete

$A_s$  – a távtartórács áramlás irányába vetített felülete

A 16800-as Re-szám és a vizsgált távtartórács típus esetén a szakirodalom  $C_v = 8,11$  ad meg [4]. A számított rács nyomáseséseket a 7. táblázatban adtam meg. Véleményem szerint a CFD modell és a korreláció eredménye jól egyezik, az eltérés a J2 háló esetén 4,07%.

Háló	nyomásesés Rehme szerint [Pa]	nyomásesés a modell szerint [Pa]	eltérés [%]
J1	1197,26	1172,62	2,058%
J2	1196,39	1147,74	4,066%
J3	1194,96	1142,62	4,379%
J4	1197,47	1278,41	6,331%

4. táblázat: A távtartórács számított nyomásesése

A távtartórács CFD-vel számított nyomásesése az elvárt módon a hálómínőség javulásával egyre jobban közelít az empirikus eredményekhez, az egyezés mindegyik háló esetén elfogadható.

## 5. A 246 mm hosszú szegmens vizsgálata hőátadással

### 5.1. CFD modell

Az előző fejezetben ismertetett modellt továbbfejlesztve lehetőség adódik a hőátadás vizsgálatára. A hálók közül a két legfinomabbat vettem alapul, mivel azok adták a részletesebb eredményeket. Első lépésként meg kellett határoznom a pálcák felületi hőfluxusának átlagos értékét [6]. A reaktor hőteljesítménye  $75\text{MW}_{\text{Th}}$ , a zónában található üzemanyag-kazetták száma 87, az üzemanyag-kazettákban található aktív pálcák száma 90.

$$q_p = \frac{\dot{Q}}{n_k n_p} = 9578.544\text{W} \quad (10)$$

Ahol:

$q_p$  - az átlagos pálca hőteljesítménye [W]

$\dot{Q}$  - a zóna hőteljesítménye [W]

$n_k$  - az üzemanyag-kazetták száma [db]

$n_p$  - a kazettákban található aktív pálcák száma [db]

Ebből kiszámítható a pálcák külső felületét jellemző átlagos hőfluxus a 11. egyenlet szerint, amelyet a modellben előírtam.

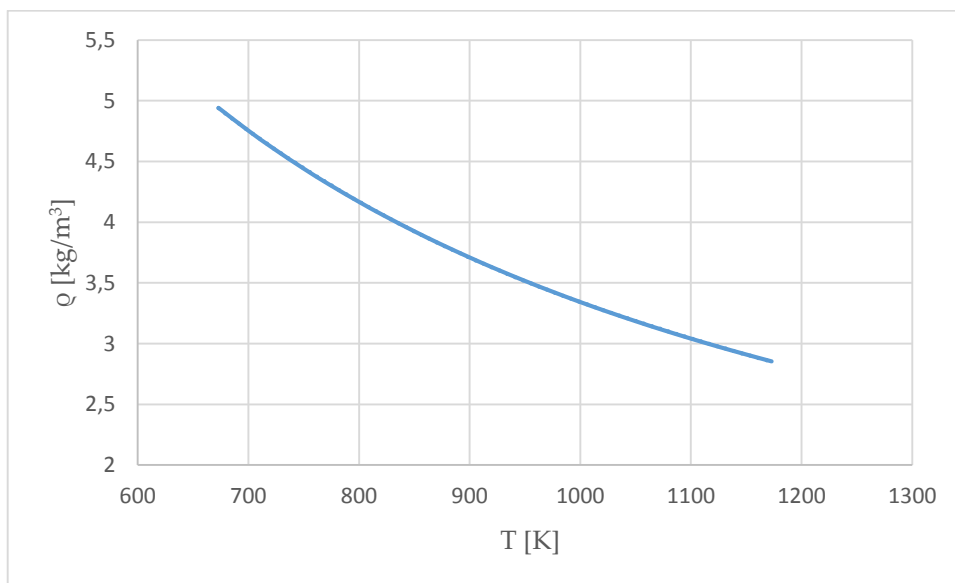
$$\dot{q}_{co} = \frac{\dot{q}_p}{D\pi H} = 389,591 \frac{kW}{m^2} \quad (11)$$

Ahol:

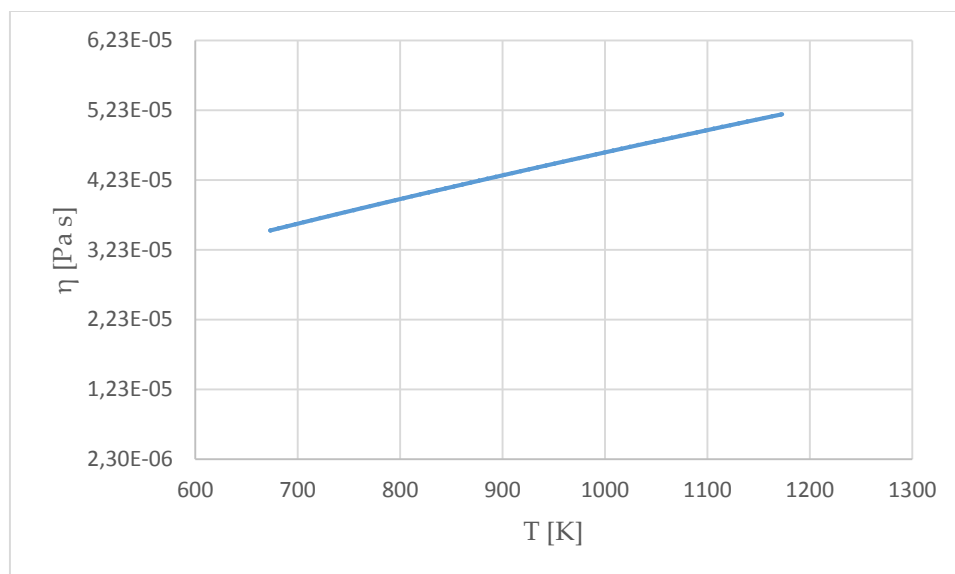
D - a pálcák külső átmérője

H - a pálcák aktív hossza

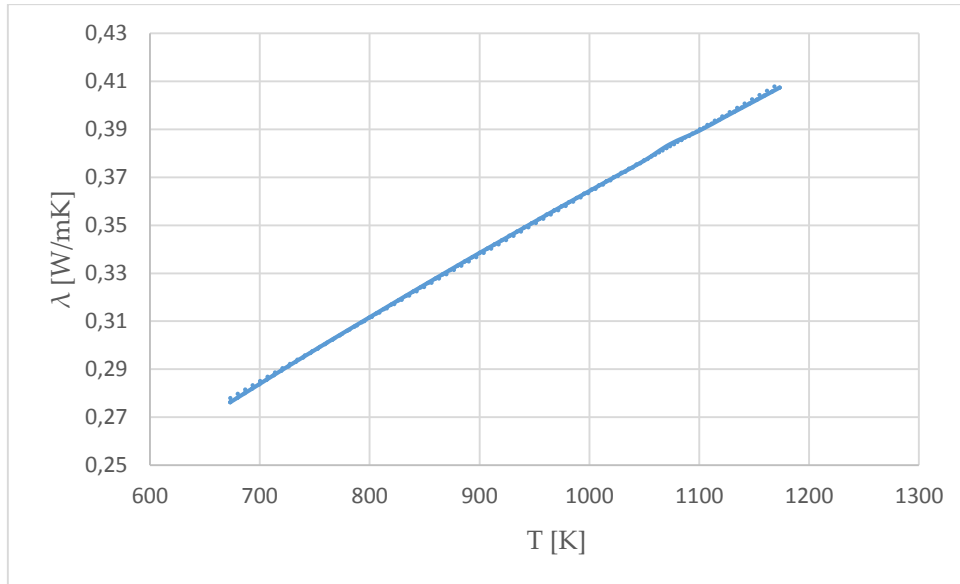
A modellben definiálni kell a hélium hőmérsékletfüggő anyagjellemzőit. Belépésnél a közeg hőmérséklete 400 °C. A jellemzőket polinomokkal adtam meg [5].



9. diagram: A hélium sűrűsége



10. diagram: A hélium dinamikai viszkozitása

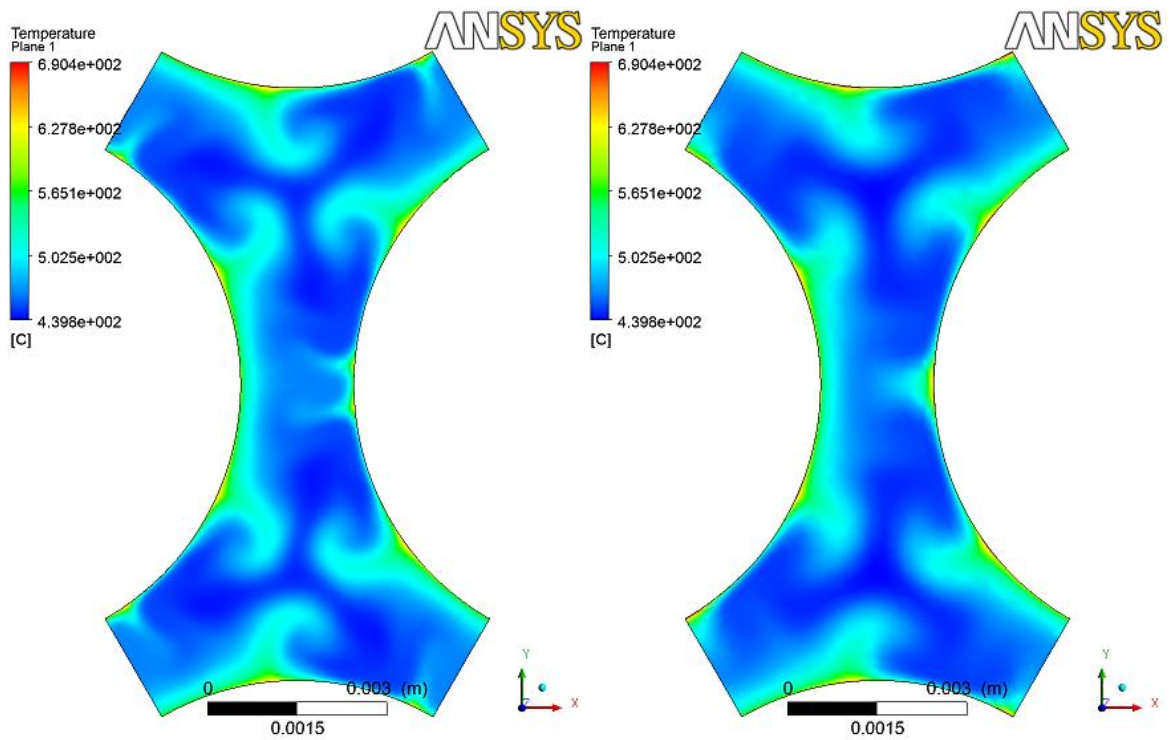


11. diagram: A hélium hővezetési tényezője

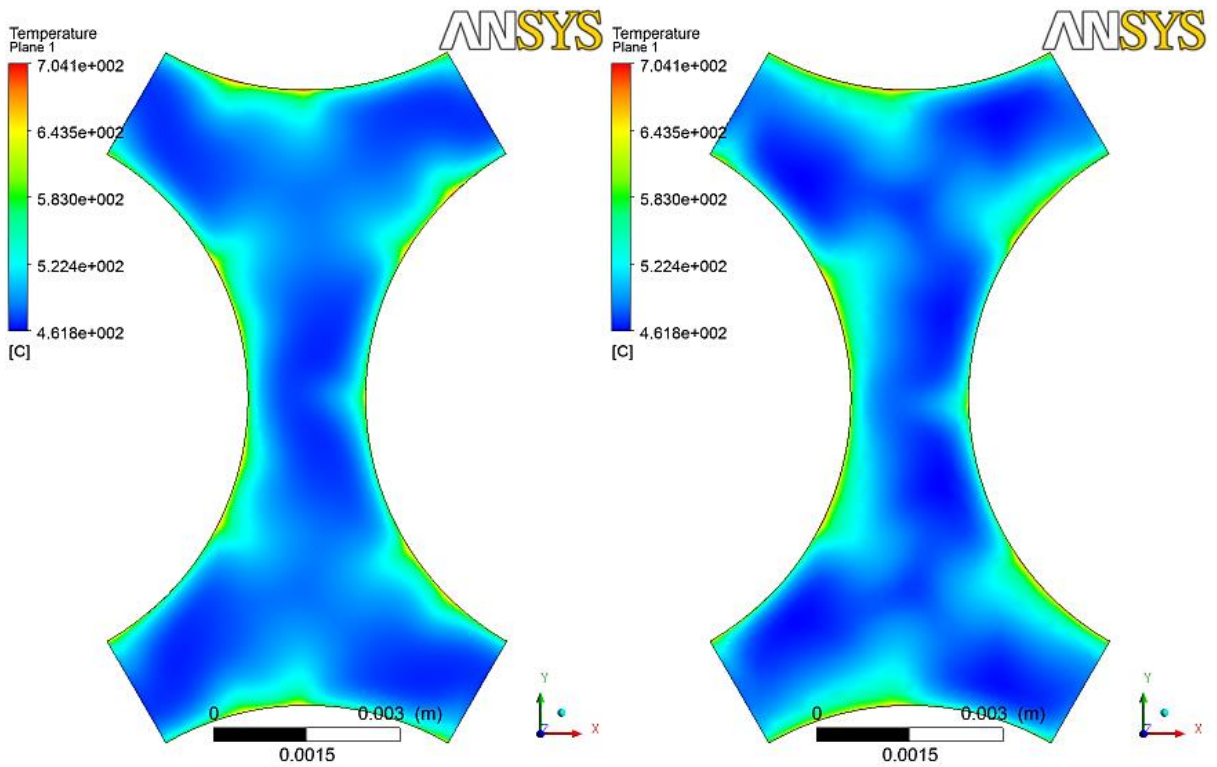
A hélium fajhője ( $c_p = 5195 \text{ [J/kgK]}$ ) 1-100 bár-ig és szobahőmérséklettől 1000K-ig gyakorlatilag állandónak tekinthető [5]. A többi peremfeltétel és paraméter a korábbiakkal megegyezett.

## 5.2 A modell eredmények összehasonlítása

Ennél az esetnél a vizsgálat központjába a hőmérséklet viszonyok kerültek, mivel az áramlási képet az előző esetben elemeztem. A hőmérséklet-eloszlások 1, 5 és 10D távolságban a távtartórácstól az 21-23. ábrán láthatóak. A két különböző hálóval számított eredmények (J1, J2) már nem mutatnak nagy eltérést, bár a sűrűbb háló kissé részletesebb eredményt adott. A 21. ábrán megfigyelhető, hogy a távtartórács okozta sebesség inhomogenitások hatással vannak a hőmérséklet-eloszlásokra. Ezt ugyan csak a jobb háló (J1) képes megmutatni. A rácstól távolodva a modellek eltérése egyre kevésbé észrevehető. Megfigyelhető, hogy a fal határréteg hőmérséklete és az áramlási tér centrumának hőmérséklete között több mint  $200^\circ\text{C}$  az eltérés.

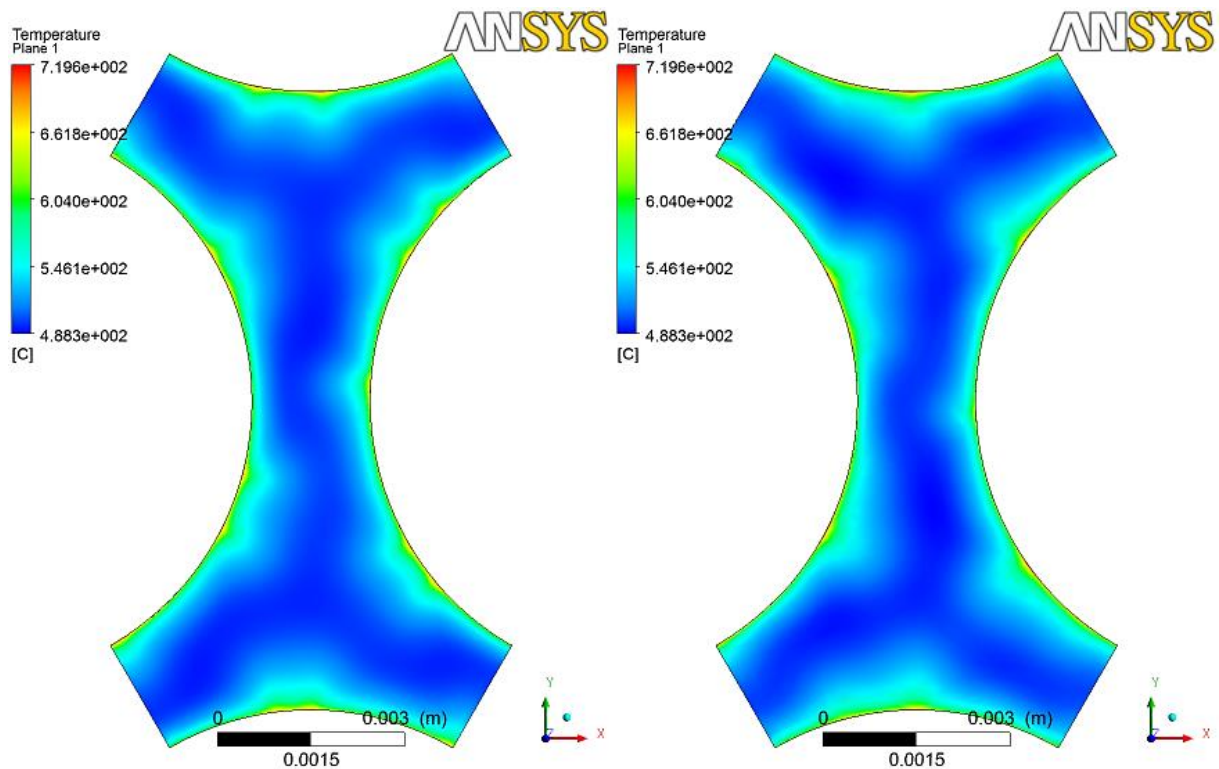


21. ábra: Hőmérséklet-eloszlás 1D távolságra a távtartórács mögött (az ábrák rendre a J1 és J2 modellből származnak)



22. ábra: Hőmérséklet-eloszlás 5D távolságra a távtartórács mögött (az ábrák rendre a J1 és J2 modellből származnak)





23. ábra: Hőmérséklet-eloszlás  $10D$  távolságra a távtartórács mögött (az ábrák rendre a J1 és J2 modellből származnak)

A számítás eredményének ellenőrzése céljából empirikus formulával és a modellel számolt hőátadási tényezőket hasonlítottam össze [3]. Az empirikus formula (12. egyenlet) Rehme nevéhez fűződik, amelyet hélium hűtésű üzemanyag-kazetták esetén ajánlott használni. Ebből a Nusselt szám kapható meg, majd abból hőátadási tényező meghatározható.

$$Nu = 0,02087 \cdot Re^{0,7878} \cdot 0,855 \cdot \left( \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} \cdot \frac{P}{D} \right)^{0,1688} \cdot \left( \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} \cdot \frac{P}{D} + 1 \right)^{0,2122} \cdot \left( \frac{T_{out}}{T_{in}} \right)^{-0,4} \quad (12)$$

Ahol:

Re – az áramlásra jellemző Reynolds-szám

P – a rácsoztás [mm]

D – a pálcaátmérő [mm]

$T_{in}$  – a belépés átlagos hőmérséklete [K]

$T_{out}$  – a kilépés átlagos hőmérséklete [K]

A számításához szükség van a Reynolds-szám újbóli kiszámítására, mivel a felmelegedés hatására a gáz kitágul, és az átlagos áramlási sebessége is megnövekszik. A jelen számítással meghatározott érték ( $Re=18350,91$ ) magasabb, mint izotermikus esetben. A Reynolds-számmal kiszámíthatom a Nu-számot a Rehme-formula [3] segítségével.

A 13. összefüggés alapján meghatároztam a CFD modellel által a pálcaburkolatra adott hőátadási tényezőt.

$$\alpha = \frac{\dot{q}''}{T_{fal} - T_{közeg}} \quad (13)$$

Ahol:

$\alpha$  - hőátadási tényező [ $W/m^2K$ ]

$\dot{q}''$  - az átlagos felületi hőfluxus [ $W/m^2$ ]

$T_{fal}$  - a közeg átlagos hőmérséklete a fal mellett [K]

$T_{közeg}$  - a közeg átlagos hőmérséklete a középvonal mentén [K]

A fenti adatokból a 12. egyenlet alapján meghatározható a Nusselt szám abból pedig az átlagos hőátadási tényezőt.

$$\alpha = \frac{Nu\lambda}{D_e} \quad (14)$$

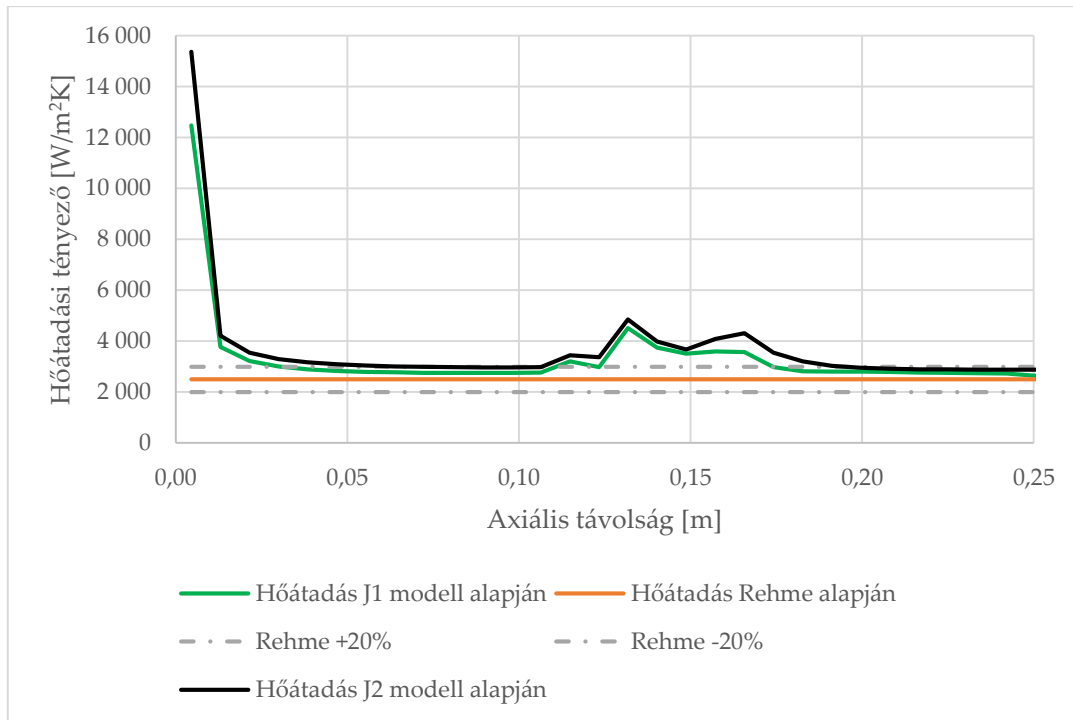
Ahol:

$\alpha$  - hőátadási tényező [ $W/m^2K$ ]

$D_e$  - hidraulikailag egyenértékű átmérő [m]

$\lambda$  - az áramló közeg átlagos hővezetési tényezője [ $W/m\cdot K$ ]

Ily módon az empirikus formula, és a CFD modellek hőátadási tényezői összehasonlíthatóvá váltak. Így a hőátadás modellezése igazolhatóvá vált.



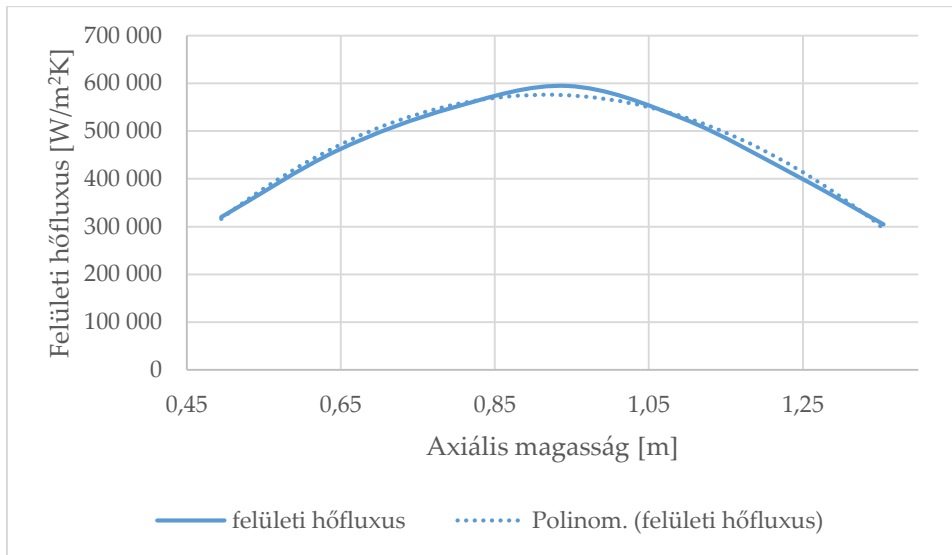
12. diagram: Hőátadási tényező változása a pálcahossz mentén (J1, J2 modell)

A 12. diagram a hőátadási tényező változását mutatja a modellek hossza mentén. A modell belépésénél kialakuló nagy értékeket azzal lehet magyarázni, hogy a termikus határreteg még nem alakult ki. A modell közepén látható kiugró értékek a távtartórács miatt kialakuló intenzív keveredésre következményei. A diagramon feltüntettem a Rehme-formula által becsült hőátadási tényező értékeket. Az látható, hogy miután kialakul a termikus határreteg a pálcaburkolat mentén, a hőátadási tényezők eltérése kisebb, mint 20%. Ahol az eltérés nagyobb ott a formula nem érvényes, mivel ki nem alakult termikus határreteg van jelen. A két modell által adott átlagos hőátadási tényezők eltérése 4,25%.

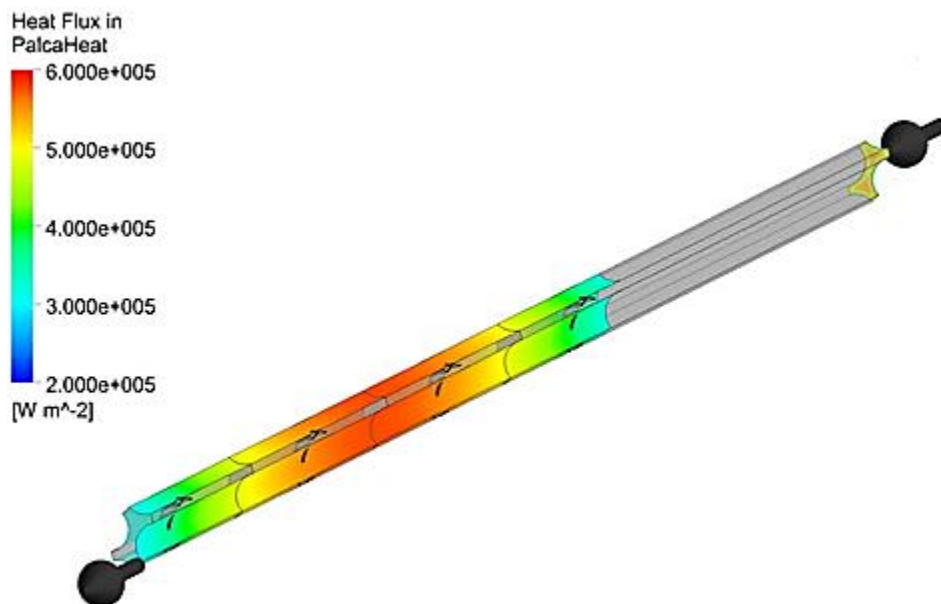
## 6. A teljes hosszúságú pálcaköteg rész modellezése és eredményei

### 6.1. A modell ismertetése

A dolgozatom utolsó részében bemutatom a teljes hosszúságú pálcaköteg részt tartalmazó modelletem, és az általuk szolgáltatott eredményeket. Ehhez a modellhez felhasználtam az előző fejezetekben szerzett tapasztalatokat és modell részleteket (J2 háló). Az 1350 mm hosszú köteg felső 860 mm hosszú szakasza az aktív rész. Ebben az esetben a pálcák felületi hőfluxusát [3] a z magasság függvényében egy másodfokú polinommal közelítettem (13. diagram).



13. diagram: Felületi hőfluxus a pálcaburkolat külső felületén



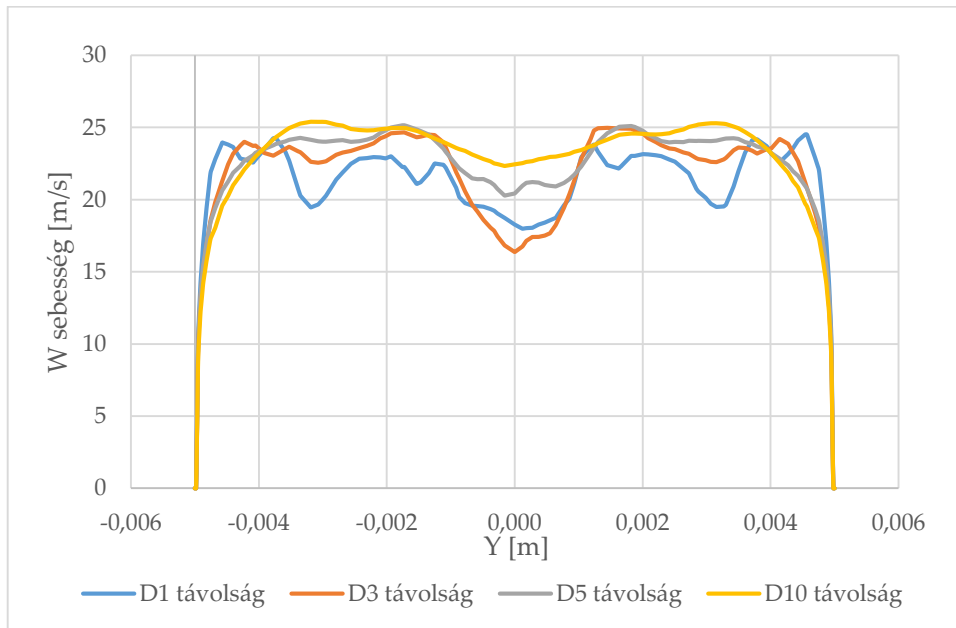
24. ábra: A teljes hosszúságú modell felépítése

A 24. ábrán látható a teljes hosszúságú modell felépítése. Az aktív pálcaszakaszon a felületi hőfluxus van ábrázolva, a belépésnél pedig a peremfeltételnek megadott sebességeloszlás, amelyet a szabad pálcaköteg részre fejlesztett modellel határoztam meg. A számítás további peremfeltételei és paraméterei az 5.1. fejezetben leírtakkal megegyeznek.

## 6.2 A teljes hosszúságú modell által szolgáltatott eredmények

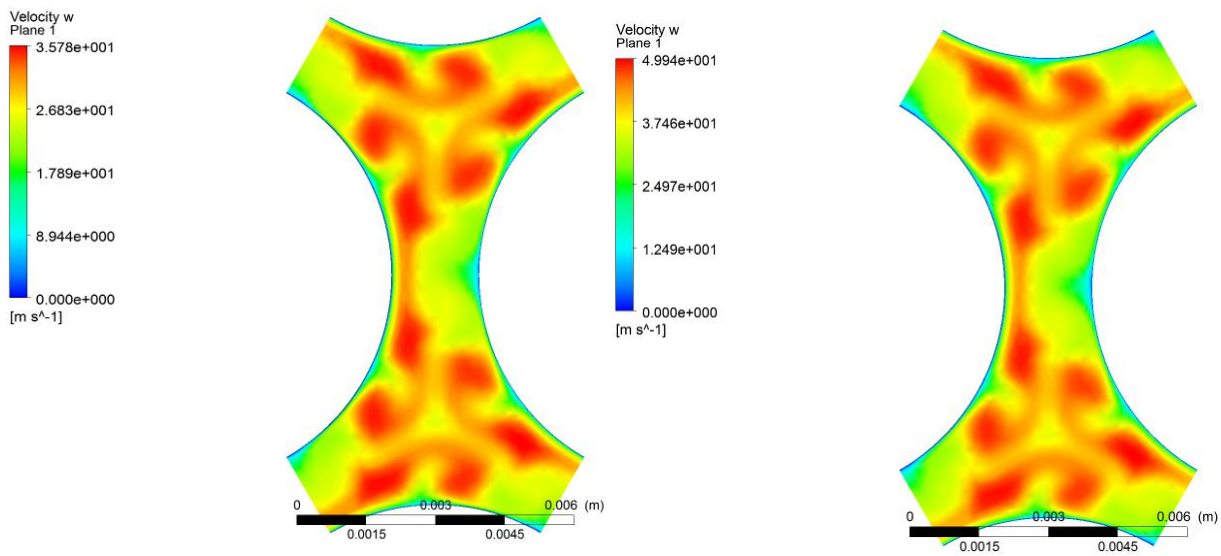
Ebben a fejezetben megvizsgálom a teljes hosszúságú pálcaköteg részben kialakuló áramlási viszonyokat és hőmérséklet-eloszlást. A 13. diagram az axiális irányú sebességkomponens vonal menti (7. ábra) eloszlását mutatja a 1. távtartórácstól vett

különböző távolságokban. A távolságokat a fűtőelem pálcák átmérőjének egész számú többszöröse adják, így a vonalak a rácstól 1, 3, 5 és 10D távolságra vannak.



14. diagram: Sebességprofilok különböző távolságokban a távtartórácstól

A különböző távolságokban felvett sebességprofilokból azt a következtetést lehet levonni, hogy a távtartórács okozta sebesség inhomogenitás a rácstól távolodva csökken, és az áramlás egyre rendezettebbé válik.

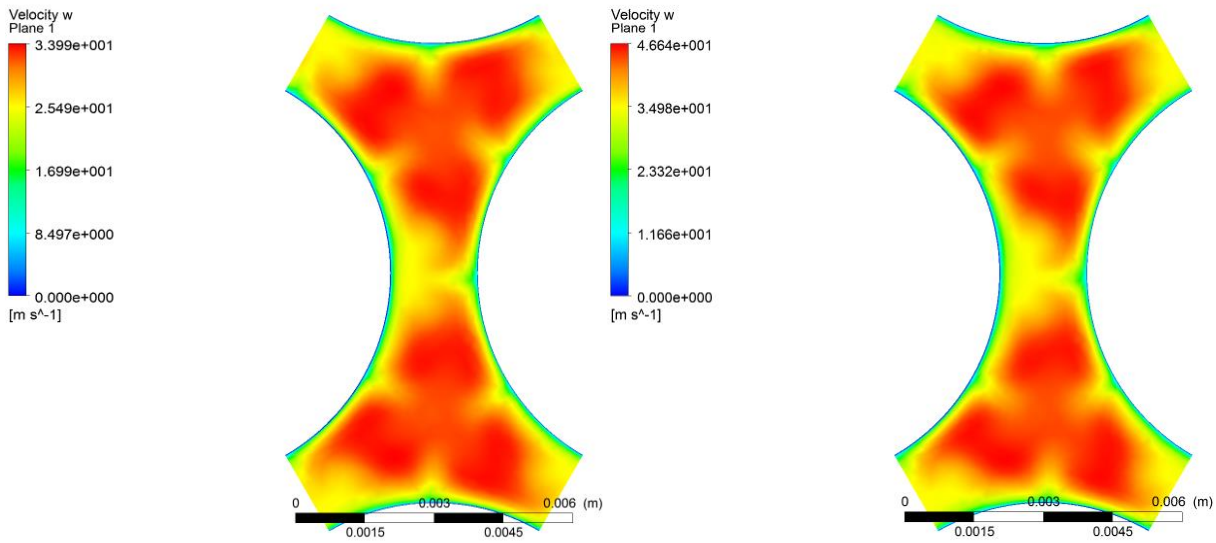


25. ábra: Axiális sebesség eloszlása az 2. és 4. távtartórács után 1D távolságban

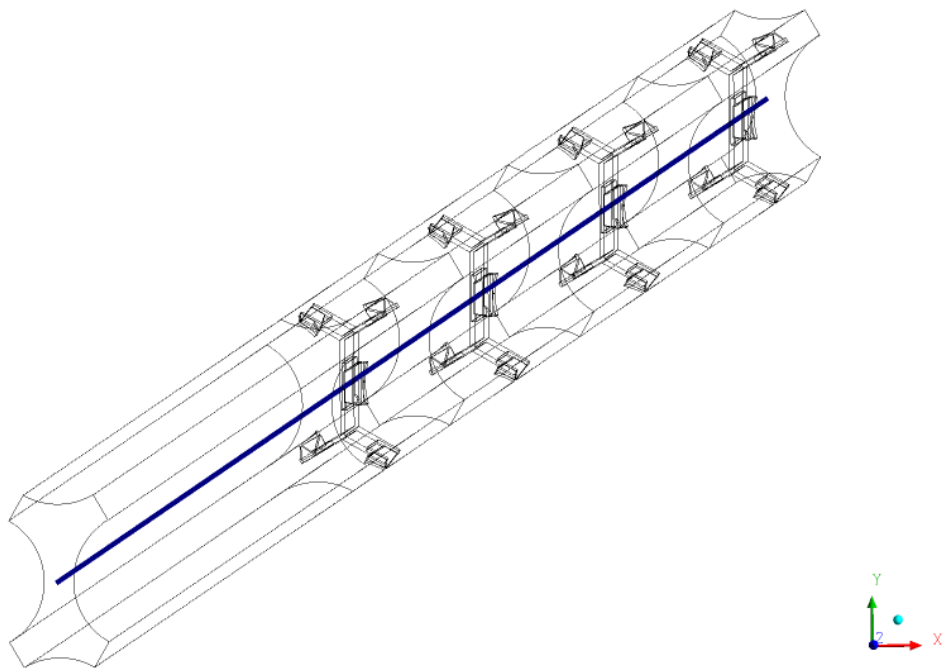
A 25-26. ábrákon az axiális sebesség eloszlása látható 1D és 5D távolságokban a távtartórácsoktól.

A távtartórácsok után azonos távolságokban kialakuló áramlási képek nagyon hasonlóak. Látszik, hogy a távtartórácsnál a lecsökkenő áramlási keresztmetszet miatt az a közeg felgyorsul, tehát a 25. ábrán látható mintázat a rács nyoma. Megfigyelhető továbbá az, hogy az aktív pálcaszakaszban a közeg sebessége egyre nő. A jelenség oka, hogy a gáz hőmérséklete növekszik, azzal együtt sűrűsége csökken.

A sebességeloszlások a rácsoktól távolabb, 5D távolságban is megegyeznek jellegre. Megfigyelhető, hogy a rács okozta egyenlőtlenségek a rácstól távolodva csökkennek, és egyre jobban hasonlítanak a mezők a szabad pálcakötegben kialakuló mezőre.



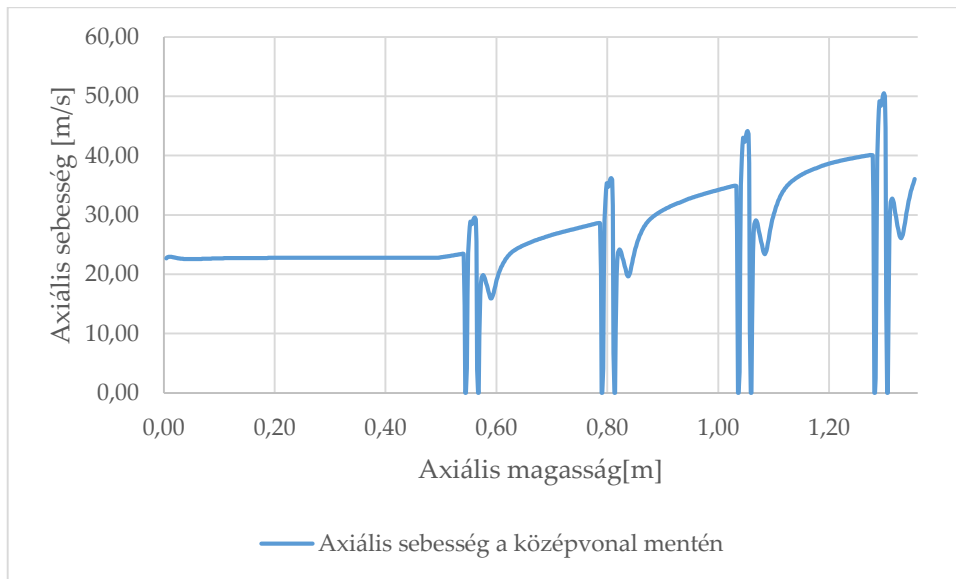
26. ábra: Axiális sebesség eloszlása az 2. és 4. távtartórács után 5D távolságban



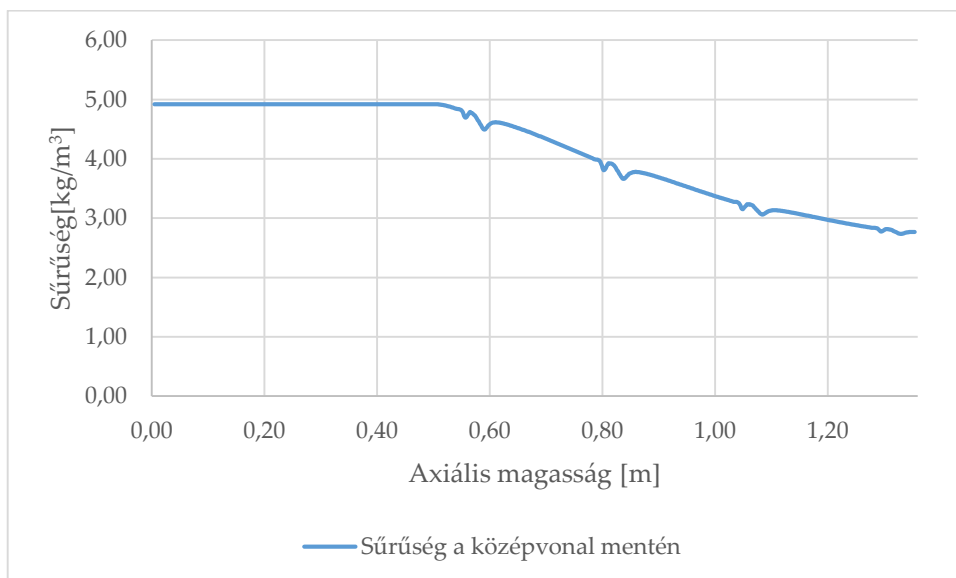
27. ábra: A kiértékeléshez felvett vonal

Vonal mentén kiértékeltem az axiális sebesség és a sűrűség hossz menti változását. A 27. ábrán látható a kiértékeléshez felvett vonal pozíciója. A vonal távtartórács szilárd részében levő szakaszai kívül esnek az áramlási téren, így ezekben a részekben zérus

érték adódik a sebességre. A 15. diagramon figyelhető meg az axiális sebesség változása a magasság függvényében. Nyomon követhető az, hogy a távtartórács felületeinél a sebesség zérusra csökken (tapadási törvény). A távtartórács pálcákkal érintkező részeit tartalmazó kis szakaszokon a sebesség megugrik, mivel a közegnek kisebb keresztmetszeten kell keresztül áramlania (kontinuitás törvénye). Az aktív pálcaköteg szakaszon a hélium felmelegszik és kitágul (ideális gázként viselkedik), ezért a közeg sebessége fokozatosan nő a hélium sűrűségével (16. diagram) fordított arányban. A köteg részből kilépő hélium átlagos sebessége 38,53m/s.



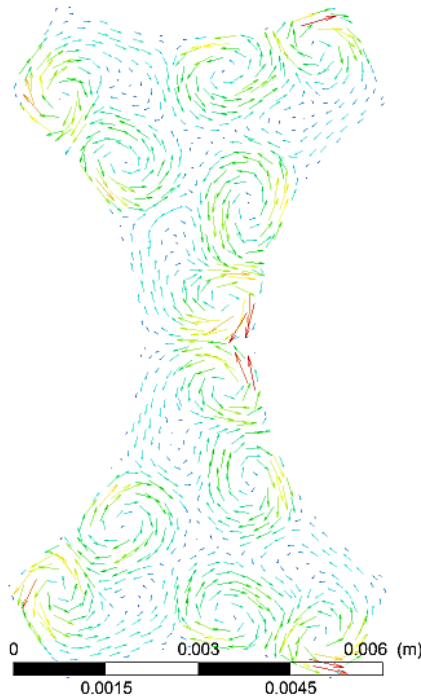
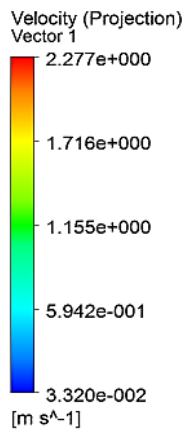
15. diagram: Axiális sebesség a középvonal mentén



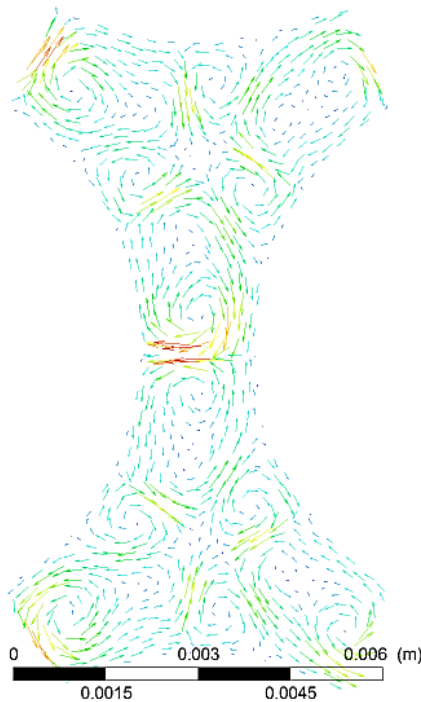
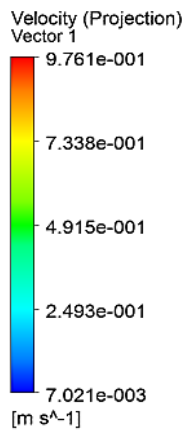
16. diagram: Sűrűség a középvonal mentén



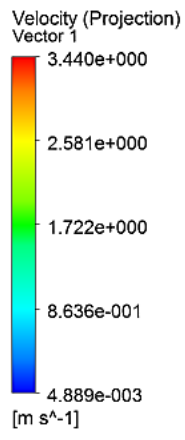
A 28-31. ábrákon a sebességvektorok tangenciális vetületei tekinthetők meg az első és utolsó távtartórács után 1D és 5D távolságban.



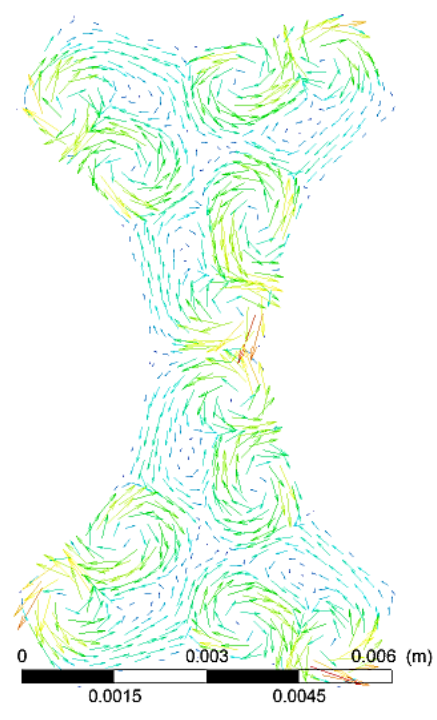
28. ábra: Keresztáramlások az első rács után 1D távolságban



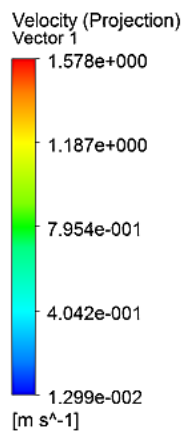
29. ábra: Keresztáramlások az első rács után 5D távolságban



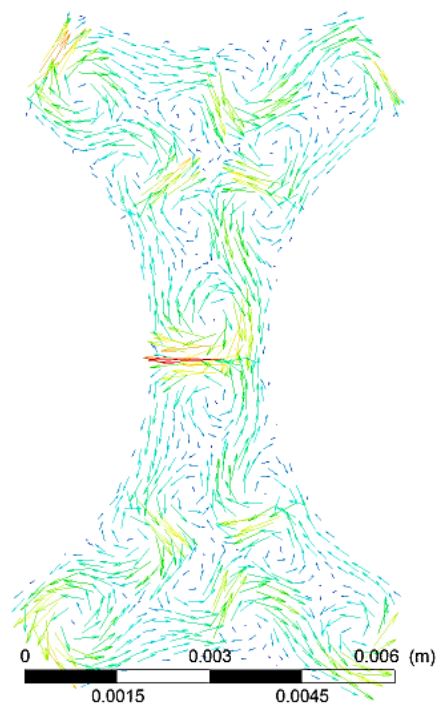
ANSYS



30. ábra: Keresztáramlások az utolsó rács után 1D távolságban



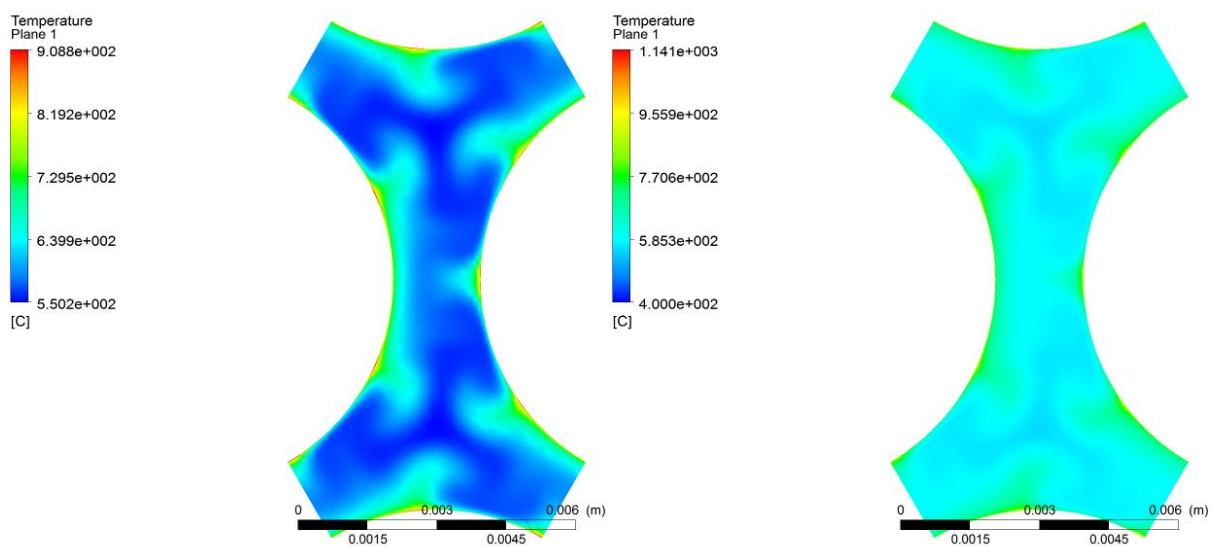
ANSYS



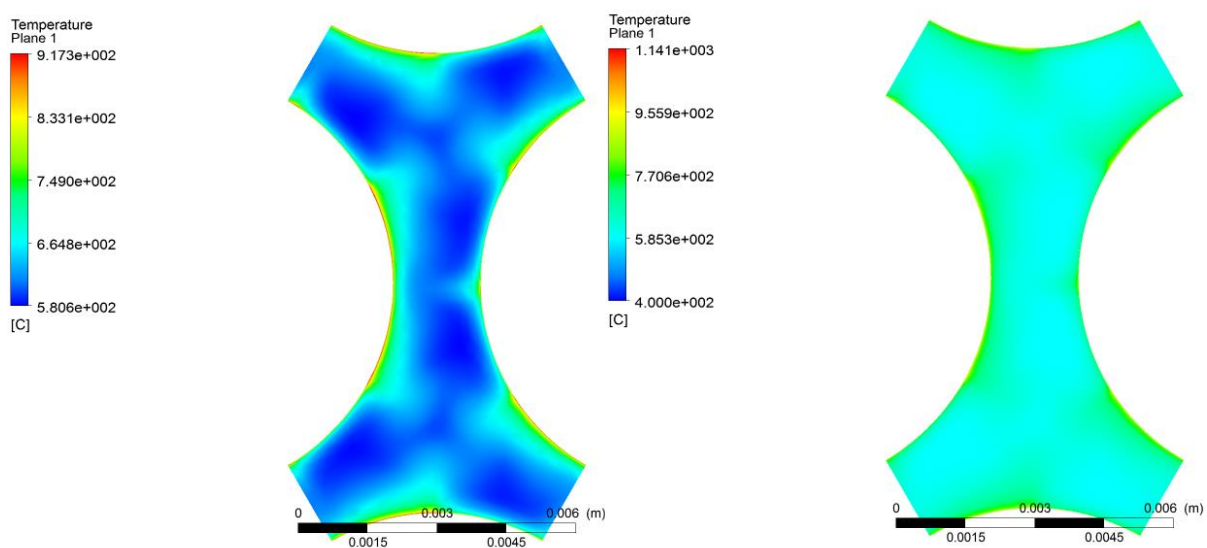
31. ábra: Keresztáramlások az utolsó rács után 5D távolságban

Az figyelhető meg az ábrákon, hogy az utolsó rács után az áramlás adott távolságban lényegesen nagyobb tangenciális irányú sebességkomponenseket tartalmaz, mint az első rács utáni részen. Ez annak tudható be, hogy az első rácsra zavartalan, kialakult áramlás érkezik, míg az utolsó rácsot ennél turbulensebb áramlás éri el, illetve a közeg sűrűsége is csökken, amivel a sebesség növekedése jár együtt.

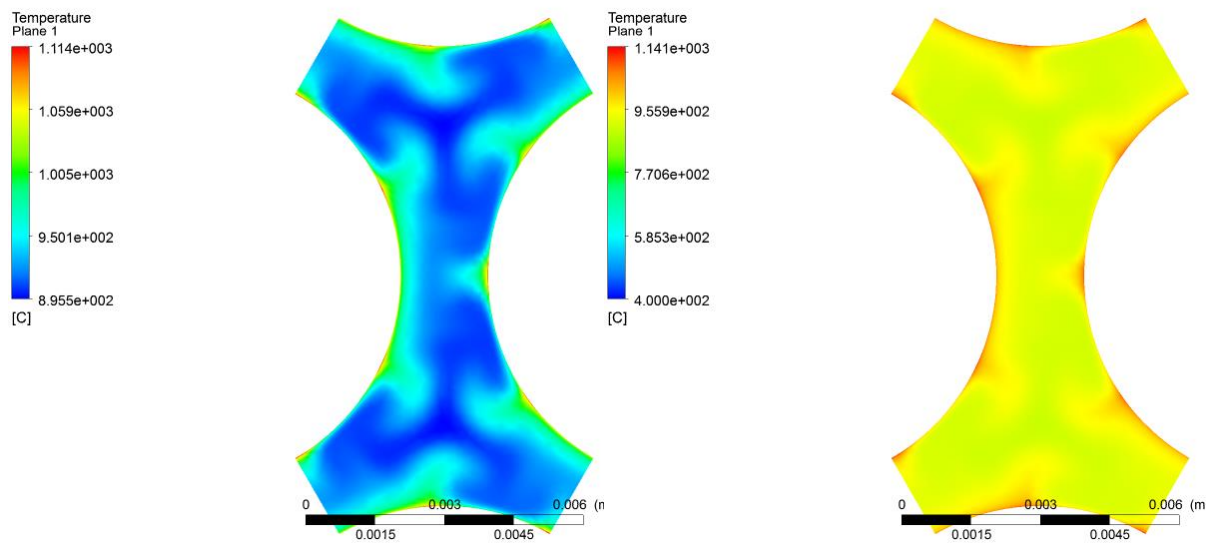
A hőmérséklet viszonyok vizsgálata céljából a távtartórácok után a megfelelő távolságokban kiértékeltem a keresztmetszeti eloszlásokat. Az ábrákat jobb oldalt lokális skála szerint színeztem, míg bal oldalt globális skála szerint, ezáltal megfigyelhető a lokális hőmérséklet-eloszlás és a felmelegedés a megfelelő keresztmetszetekben (32-35. ábra).



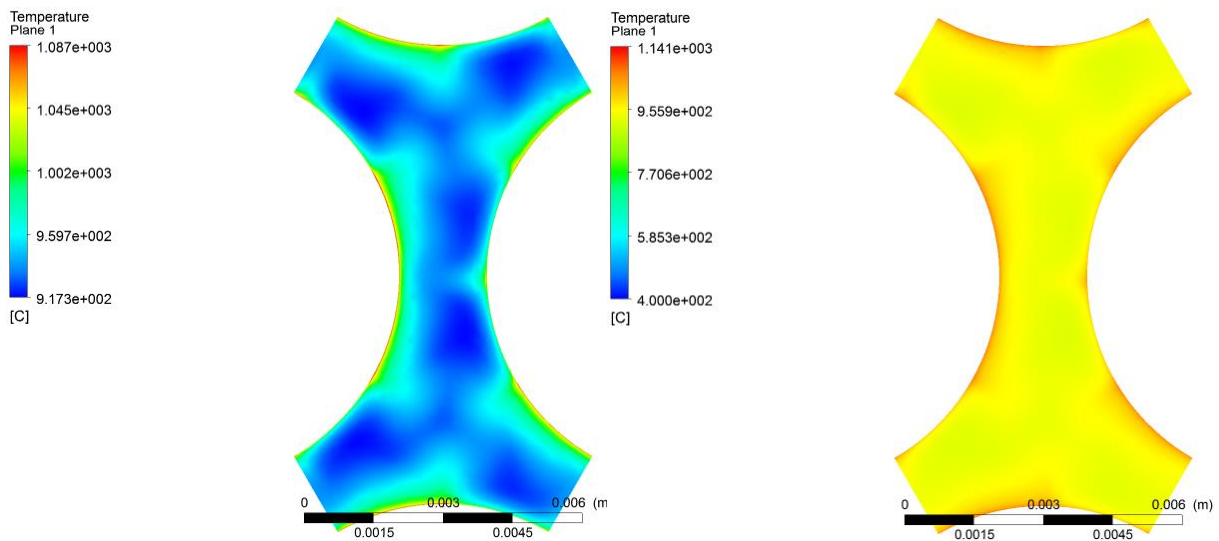
32. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a második távtartórács után 1D távolságban



33. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a második távtartórács után 5D távolságban



34. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a negyedik távtartórács után 1D távolságban

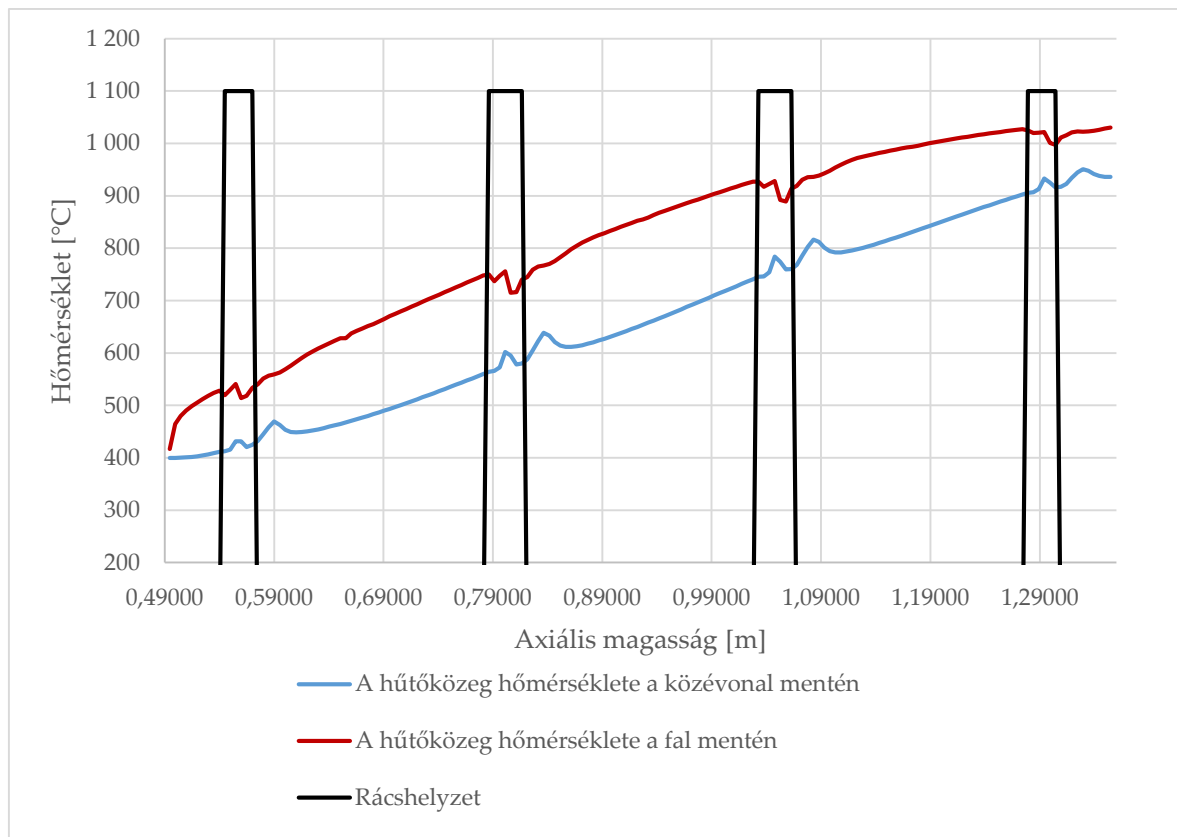


35. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a negyedik távtartórács után 5D távolságban

Látható, hogy a hőmérséklet viszonyok a megfelelő pozíciókban a távtartórácsok után jellegre hasonlóak, csak az abszolút értékükben van eltérés. A távtartórácsok után a közeg keveredése miatt a hőmérséklet-eloszláson a sebességeloszlás által meghatározott mintázat figyelhető meg. A bemutatott eloszlások esetén szubcsatornánként három forróbb régió alakul ki. A vizsgált kötegrészről kilépő hélium átlagos hőmérséklete  $950^{\circ}\text{C}$ . Ez magasabb, mint a tervekben szereplő zóna kilépő átlaghőmérséklet, de konzervatív módon a legterheltebb pálcákat tartalmazó csatornákat vizsgáltam. A fal mentén a kilépésnél a hélium hőmérséklete akár az

1120°C-ot is eléri, amely komoly követelményeket jelent az alkalmazott anyagokkal szemben. Ez az érték megegyezik kötegben kialakuló maximális hőmérséklettel. Jelen esetben az 1120°C-os hőmérséklet egy felülbecsült érték, a modell egyszerűsége miatt. Ugyanis itt még nincs figyelembe véve a pálcaburkolat anyagának (SiC) hővezetése, amely tényező csökkenti a forrópontok maximális értékét.

A 17. diagramon az aktív pálcaszakasz középvonalaiban és a pálcafal mentén kialakuló hőmérsékletet tüntettem fel.

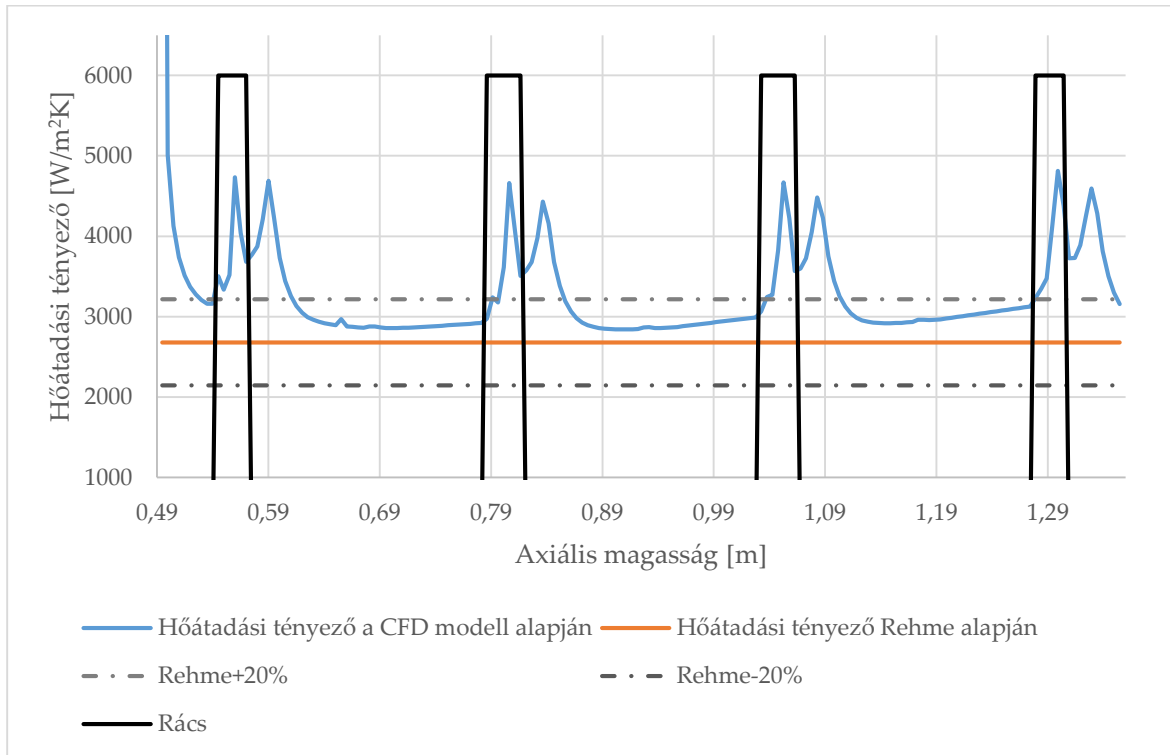


17. diagram: A hűtőközeg hőmérséklete a fal és a középvonala mentén

Megfigyelhető, hogy a középvonalon a közeg hőmérséklete mindig lényegesen kisebb, mint a fal mentén. Továbbá a fal mentén a távtartórácsok okozta áramlási viszonyok a rácsonál lokálisan alacsonyabb közeg hőmérsékletet eredményeznek, így csökken a pálcaburkolat hőmérséklete is. Ezzel szemben a középvonala mentén közvetlenül a rács után magasabb hőmérsékletű hűtőközeg áramlik.

A 18. diagramon a hőátadási tényező hossz menti változása látható. A kezdeti nagy értékek a termikus határréteg kifejtetlen állapota miatt adódnak. A diagramon megfigyelhető, hogy minden távtartórács hatására kettős csúcs jelenik meg a hőátadási tényező eloszlásában. Az első csúcs egybeesik a távtartórács geometria pozíciójával. Itt a növekedés oka az, hogy a keresztmetszet lecsökken, és a közeg sebessége megnő, amely intenzívebbé teszi a hőátadást. A második csúcs az első csúcs következményeként értelmezhető. A rács után az áramlás lokálisan lelassul, és az

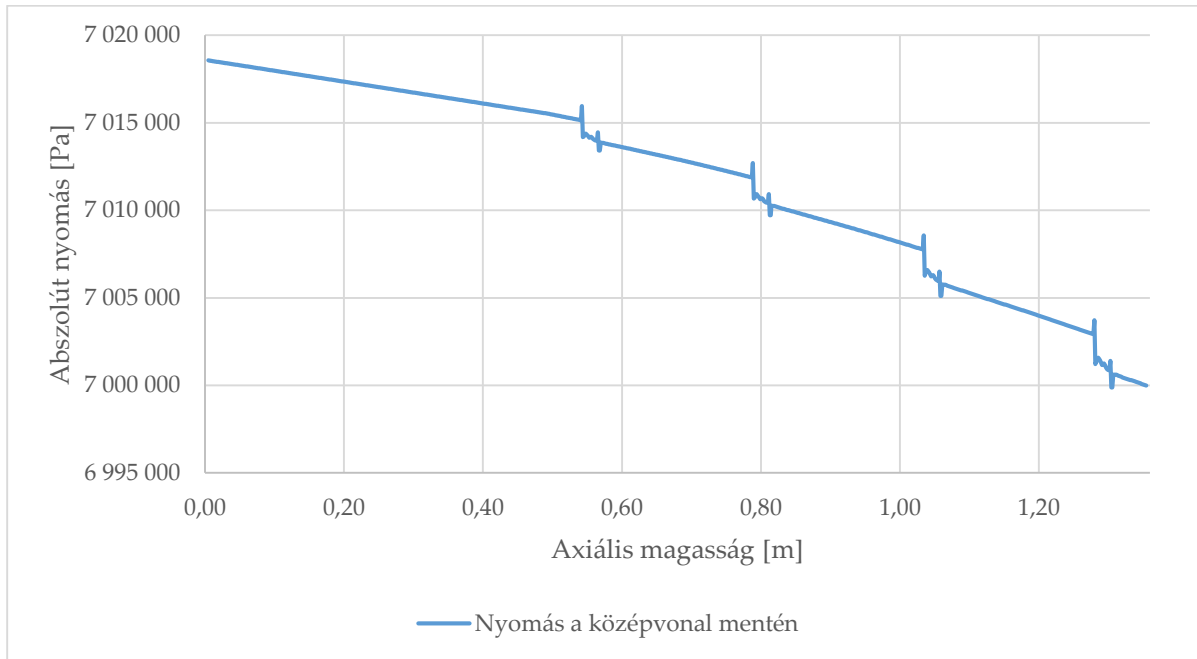
áramlás irányára merőleges irányú sebességkomponensek értéke megnő. Ez intenzívebb keveredést okoz a közegben, és növeli a fali hőátadási tényezőt. A CFD modellel számított hőátadási tényezőt összevettem a Rehme mérési korreláció eredményével, a számításnál ugyanazt a módszert alkalmaztam, mint az 5. fejezetben.



18. diagram: A hőátadási tényező változása a hossz mentén

A CFD modellel számított hőátadási tényező értékek a „zavartalan” áramlás szakaszaiban jól egyeznek a Rehme-formula által adottakkal. A távtartórácsok környezetében a CFD modellel számított értékek jobban eltérnek, mint 20% a rács áramlásra gyakorolt hatása miatt.

A 19. diagramon a középvonali nyomásesést figyelhetjük meg a pálcaköteg hossza mentén. Jól nyomon követhető a szabad pálcaköteg szakaszon a folyamatos nyomás csökkenés, amely a falı súrlódásnak tudható be. Valamint megfigyelhető a távtartórácsok által okozott kezdeti nyomás növekedés, majd csökkenés. A nyomásnövekedés oka az, hogy a távtartórács homlokfelületén az áramlás sebessége zérusra csökken, ezért ott a torlóponi nyomás alakul ki. A nyomáscsökkenést a rácsok ellenállása okozza.



19. diagram: Nyomás a középvonal mentén

## 7. Összefoglalás

A dolgozat célja az ALLEGRO kerámia üzemanyag-kazetta két belső szubcsatornájában kialakuló áramlás vizsgálata volt. Első lépésben a szabad pálcakötegben kialakuló áramlást vizsgáltam. Három különböző felbontású hálóval végeztem számításokat, és sikerült hálófüggetlen megoldást elérnem. A szimulációk megmutatták, hogy az egyes szubcsatornáknak hat darab szekunder örvény alakul ki. Ezt követően a távtartórács áramlásra gyakorolt hatását vizsgáltam egy részmodellel izotermikus és hőközléses esetben. Részletes hálófüggetlenség-vizsgálatot is végeztem, amely megmutatta, hogy az egyre finomabb hálófelbontás egyre részletesebb eredményeket ad. A számított sűrűlási, hőátadási tényezőket és távtartórács nyomáseséseket empirikus korrelációk eredményével hasonlítottam össze. Minden esetben azt állapíthattam meg, hogy a CFD számítások eredményei általában jól egyeznek a korrelációk eredményeivel. A részmodellek felhasználásával a teljes pálcaszakaszra fejlesztettem modellt. A szimulációval képet kaptam az aktív pálcakötegben kialakuló sebességeloszlásról, a hőmérsékleti viszonyokról, és arról, hogy a távtartórácsok milyen változásokat okoznak a fent említett jellemzőkben. A Rehme korreláció eredményével jól egyező becslést kaptam az aktív pálcaszakasz felületét jellemző hőátadási tényezőre. A számítások azt mutatták, hogy a vizsgált esetben a szubcsatornák kilépő átlaghőmérséklete eléri a 950°C-t, a pálcafal maximális hőmérséklete pedig az 1120°C-t, ami az alkalmazott szerkezeti anyagokkal szemben komoly követelményt támaszt. Ez egy felülbecsült érték, és egy olyan szimulációval pontosítható, amelyben a pálcaburkolat is modellezve van. A későbbi céljaim között szerepel az előbb említett modell elkészítése és annak vizsgálata, hogy a SiC hővezetése hogyan befolyásolja a pálcafelszíni forrópontok értékét.

## Köszönetnyilvánítás

Ezúton szeretném kifejezni köszönetemet témavezetőmnek, Dr. Tóth Sándornak, aki segítséget és útmutatást nyújtott, mind a dolgozat elkészítésében, mind a hozzá tartozó munka elvégzésében.

Továbbá köszönetet szeretnék mondani Sárdy Gábornak, aki jelenlétével segítette munkámat, és üdítő társaságot nyújtott a feladat elvégzése során.



## Irodalomjegyzék

- [1] L. Bělovský, Project ALLEGRO, He-Cooled Fast Reactor Demonstrator, Nordic-Gen4 Seminar ,Lappeenranta, Finland, September 4-5, 2014
- [2] C. Poette, F. Morin, V. Brun-Magaud, JF. Pignatel, ALLEGRO 75 MW Cores Definition at Start of GOFASTR, CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LC4G/NT, August 26, 2010
- [3] S. Tóth, B. Kiss, E. Gyuricza and A. Aszódi, CFD INVESTIGATION OF ALLEGRO FUEL ASSEMBLIES, The 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal - Hydraulics, NURETH-15, Pisa, Italy, May 12-17, 2013
- [4] N. E. Todreas, M. S. Kazimi, NUCLEAR SYSTEMS I, Thermal Hydraulic Fundamentals, Massachusetts Institute of Technology, 1990
- [5] H. Petersen, The Properties of Helium: Density, Specific Heats, Viscosity, and Thermal Conductivity at Pressures from 1 to 100 bar and from Room Temperature to about 1800 K, September, 1970
- [6] Gy. Csom, ATOMERŐMŰVEK ÜZEMTANA I. kötet A REAKTORFIZIKA ÉS-TECHNIKA ALAPJAI, Műegyetem Kiadó,1997