

Az ALLEGRO reaktor kerámia kazetta sarok régiójának CFD
vizsgálata

TDK dolgozat

2016

Orosz Gergely Imre

Fizikus MSc I. 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 [1]. 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 GFR technológia létjogosultságát hivatott bemutatni. A magas kilépő hűtőközeg hőmérséklet (850 °C), és a kemény neutronspektrum a legfőbb előnye a reaktor típusnak. A magas munkaközeg hőmérséklet nagy hőkörfolyamat hatásfokot eredményez, továbbá a technológiai célú hőfelhasználást is lehetővé tesz, úgymint hidrogén és szintetikus szénhidrogén üzemanyag előállítás [2,3,4]. 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 sarok szubcsatorna vizsgálata. Korábban már vizsgálták a kazettát egy nagyobb, a kazetta egy hatodát magába foglaló modellel. A vizsgálatok megmutatták, hogy a legmagasabb falhőmérsékletű pálcák a sarok régiókban találhatóak. Ezen régió rendelkezik a legszűkebb áramlási keresztmetszettel, így itt alakul ki a kazettában a hőmérséklet maximum. A maximum a technológia szempontjából fontos korlátozó tényező. Az ANSYS CFX 15.0 programot választottam a kérdéses sarok régió részletes vizsgálatára. A programkóddal lehetőség nyílik egy egyre részletesebb modell felépítésére, majd a modellek eredményeinek ellenőrzésére mérési korrelációk alapján. Munkám során először izotermikus esetben vizsgáltam a szabad, távtartórácsot nem tartalmazó csatornában kialakuló áramlást, és az oldalsó modellhatár megválasztásának hatásait. Ezután előző munkáim alapján kiválasztottam egy megfelelő hálominőséget a teljes pálcaszakasz leírásához [5]. Számításokkal azt vizsgáltam, hogy milyen hatása van a szimulációs eredményekre annak, hogy a SiC pálcaburkolatot és a kazettafalat is tartalmazza a modell. Turbulenciamodell vizsgálatot is végeztem, melyben a BSL Reynolds-feszültség modell eredményeit vetettem össze az SST turbulenciamodellel. Továbbá tanulmányoztam azt, hogy a hőszugárzás figyelembevétele miként változtatja meg az eredményeket.

Tartalomjegyzék

| | |
|---|----|
| Kivonat | 1 |
| Tartalomjegyzék | 2 |
| 1. Bevezető | 3 |
| 2. Az ALLEGRO reaktor | 4 |
| 3. A sarok régió határainak megválasztása | 9 |
| 3.1. A modellek felépítése | 9 |
| 3.2. A különböző modellekkel számított eredmények összehasonlítása | 11 |
| 3.3. A modellek eredményeinek összehasonlítása empirikus korrelációk eredményeivel | 16 |
| 4. A 860 mm hosszúságú aktív pálcaköteg rész modellezése | 19 |
| 4.1. A modell felépítése | 19 |
| 4.2. A modellek által szolgáltatott eredmények | 22 |
| 4.3. A modell eredmények összehasonlítása empirikus korrelációk eredményeivel | 29 |
| 5. Turbulenciamodellek eredményekre gyakorolt hatása | 32 |
| 5.1. A modell felépítése | 32 |
| 5.2. A modell eredmények összehasonlítása | 33 |
| 6. Hősugárzással kibővített modellek | 39 |
| 6.1. Hősugárzási modellek az ANSYS CFX-ben | 39 |
| 6.2. A modellek felépítése | 40 |
| 6.3. A modellek eredményei | 41 |
| 7. Összefoglalás | 47 |
| Köszönetnyilvánítás | 47 |
| Irodalomjegyzék | 48 |

1. Bevezető

A gyors neutronokkal üzemelő reaktorok (gyorsreaktorok) technológiai fejlettségüket tekintve „egy lépéssel a hagyományos reaktorok mögött járnak” [WNA, 2014]. 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. A gyors reaktorok a természetes uránkészletek nagyságrendileg jobb kihasználását teszik lehetővé, továbbá képesek a hosszú élettartamú radioaktív hulladékok (transzuránok, másodlagos aktinidák) mennyiségének nagyarányú csökkentésére (transzmutálására). A magas kilépő hélium hűtőközeg hőmérséklettel (körülbelül 850°C) magas erőmű hatásfokot lehet elérni (43%-48%) [2, 3], amely felveszi a versenyt a modern szénhidrogén tüzelésű erőművek hatásfokával.

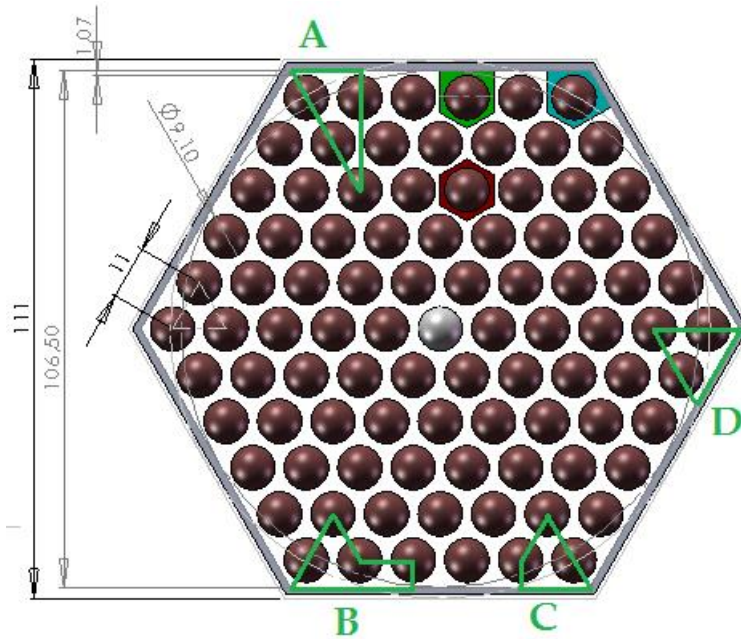
A GFR 2400 MW_{th} teljesítményű koncepciója, illetve egy 70 MW_{th} teljesítményű demonstrációs reaktor (ALLEGRO) fejlesztése jelenleg is folyik hazai és nemzetközi projektek keretein belül. A szükséges technológia kifejlesztésére és a koncepció működőképességének bemutatására szolgál az ALLEGRO reaktor.

A dolgozat célja a kerámia pálcákból álló fűtőelem-kazetta sarok szubcsatornájának vizsgálata CFD módszerrel. A feladat megoldásához az ANSYS CFX program 15-ös verzióját használtam. A dolgozat felépítése a következő. Az második fejezet rövid áttekintést ad az ALLEGRO reaktor koncepciójáról. A harmadik fejezet azzal foglalkozik, hogy milyen megfontolások alapján választottam meg a szabad pálcaköteg modell peremfeltételeit. A negyedik fejezet bemutatja a teljes aktív pálcaszakaszt magába foglaló modelleket. Három esetet vetek össze abból a szempontból, hogy a kazettafal és pálcaburkolat jelenléte milyen változásokat okoz a modellekkel kapott eredményekben. Az ötödik fejezet az alkalmazott turbulenciamodellek szimulációs eredményekre gyakorolt hatását mutatja be. Az utolsó fejezet a hősugárzás szimulációban történő figyelembevételének hatásával foglalkozik.

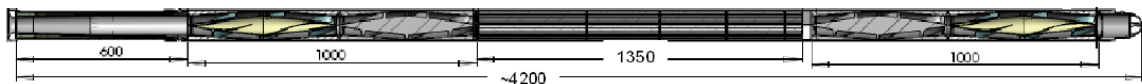
2. Az ALLEGRO reaktor

Az ALLEGRO gázhűtésű gyors reaktor $75 \text{ MW}_{\text{th}}$ [2,3,6] teljesítményű 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 [3]. A gyors reaktorok üzemanyagával szemben támasztott követelmények magasak. A magas kiegészi szint elérése érdekében nagy sugárállósággal kell rendelkeznie. Az üzemanyag lineáris hőteljesítménye sokkal magasabb, mint a hagyományos reaktorokban megszokott. Például a gázhűtésű termikus reaktorok teljesítménysűrűsége $5\text{-}10 \text{ MW}/\text{m}^3$ [3], ezzel szemben az ALLEGRO kerámia zónának a tervezett teljesítménysűrűsége $92 \text{ MW}/\text{m}^3$ [2,3,4]. A fűtőelemeknek magas olvadáspontúnak és jó hővezető képességűnek kell lennie. Ezen követelmények miatt az oxid, a karbid és a nitrid üzemanyagok jöhetnek szóba. A reaktor egyik különlegessége a hélium hűtőközeg alkalmazása. Ez számos előnyt sorakoztat fel. A hélium nem lép kémiai reakcióba a legtöbb szerkezeti és technológiai anyaggal, valamint átlátszó, ezáltal könnyebben észrevehető bármilyen hiba a karbantartások során. A reaktivitás üregeffektív tényezője pozitív, de nagyon kicsi [3]. Ezek a tulajdonságok mindenképpen kedvezőbbek a nátrium hűtőközegnél, amely szintén a IV. generációs reaktor koncepciók egyik megoldását kínálja [2,3].

A reaktor tervezéséhez fontos a zóna termohidraulikájának minél pontosabb leírása. Jelen fejlemények szerint a reaktor három különböző zónával fog üzemelni. Az első zóna MOX (Mixed-OXide) üzemanyagot alkalmaz, és a hőmérséklet viszonyok is mérsékeltebbek lesznek (körülbelül 530°C kilépő hőmérséklet). A második zóna szintén MOX kazettákat fog tartalmazni, de lesz néhány kísérleti kazetta a zónában, mely kerámia üzemanyagot tartalmazó 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 [2,3,4]. 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°C , amelyet a kazetába belépő hűtőközeg tömegáramának csökkentésével érnek el. A teljes zóna átlagos kilépő hőmérséklete körülbelül 530°C lesz. A végső, kerámia zóna már csak kerámia kazettákat fog tartalmazni, és a teljes zóna kilépő átlaghőmérséklete 800°C lesz. A dolgozatomban ezen utóbbi kazetta típusát vizsgálja. A kerámia kazetta felépítése és a zóna fontosabb paraméterei az 1. és 2. ábrán, illetve az 1. táblázatban találhatóak. A kerámia pálcák 1350 mm hosszúságúak, melyből 860 mm az aktív szakasz. A kazettát háromszög rács jellemzi, melyben a rácsosztás 11 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 keresztmetszeti képe [3]



2. ábra: A kerámia kazetta felépítése [3]

| | |
|---|---------|
| Teljesítmény [MW] | 75 |
| Teljesítmény-sűrűség [MW/m ³] | 92 |
| Hélium üzemi nyomása [bar] | 70 |
| Hélium ki- és belépő hőmérséklete [°C] | 400/800 |
| Zóna tömegárama [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] | 9,1 |
| Pálcaburkolat vastagsága [mm] | 1,08 |

1. táblázat: A kerámia zóna főbb jellemzői [3]

A francia ESTHAIR program céljai között szerepelt egy olyan kísérleti berendezés megalkotása, mellyel lehetséges megválaszolni néhány kulcsfontosságú kérdést [6]. Ilyen például az indulózónában lévő kazetták nyomásesése és a kialakuló hőátadási tényező a fűtőelem-pálcák és a hélium hűtőközeg között. A kutatási program így két részből tevődött össze, egy kísérleti munkából, melynek célja adatokat szolgáltatni a különböző ALLEGRO kazetta koncepciókról. A másik rész pedig, egy numerikus modell fejlesztését vette célba, mely az ESTHAIR berendezés eredményeit próbálja minél pontosabban visszaadni. A program során MOX üzemanyag-kazettákat vizsgáltak, mivel az indulózóna ezekből fog állni. A MOX üzemanyag-kazetta különlegessége, hogy spirális távtartóráccsal rögzítik az üzemanyag-pálcákat. Ezen távtartórács típus eltérő áramlási viszonyokat hoz létre a kazettán belül, mint a hagyományos távtartórács kialakítások. A kísérleti berendezésen mért eredmények és a numerikus szimulációk eredményei jól egyeztek. Az eredményeket összevetették a szakirodalomból jól ismert formulák eredményeivel is, de ezek becslései pontatlanabbnak bizonyultak a numerikus szimuláció eredményeihez képest. Turbulenciamodellek használatával sikeresen leküzdötték az erőteljesen turbulens áramlás szimulációjával együtt járó problémákat. A kazetta nyomásesési tényezője fűtött és izotermikus esetben jól egyezik, ami fontos információ a további kutatások során.

A BME NTI-ben korábban végeztek szimulációkat az ALLEGRO reaktor kerámia kazettájával kapcsolatban [7]. Ezen számítások a kazetta 1/6-át vizsgálták, a kazetta szimmetriáját kihasználva. Ily módon lehetőség nyílt arra, hogy a belső, a perem és a sarok régiókat egyszerre vizsgálják. Ezzel a módszerrel jól fel lehet térképezni a kazettában kialakuló forró régiókat, de mivel nagy geometriai méreteket foglal magában, a szimuláció nem adhat olyan pontos eredményt, mint amelyet egy sokkal kisebb tartomány esetén el lehet érni. A vizsgált tartomány blokkstrukturált hexaéderes hálózattal lett leírva, a fal mentén a hálófelbontást növelve. A nódusok száma 19,5 millió volt a végleges modellben. A pálcaburkolat is modellezésre került, így annak hővezetése figyelembe lett véve. Az eredmények azt mutatták, hogy a sarok szubcsatornák a legforróbb régiók, míg a perem szubcsatornák a legalacsonyabb hőmérsékletűek. Az átlagos pálcaburkolat és a hélium hűtőközeg hőmérséklet különbsége 130 és 260 °C között változik a belső szubcsatornában. A kazetta kilépésénél a sarok szubcsatornákból 250 °C-kal magasabb, míg a perem szubcsatornákból 125°C-kal alacsonyabb hőmérsékletű gáz áramlik ki a kazetta átlagos kilépő hőmérsékletéhez képest.

A ROFEX kísérleti berendezés azzal a céllal épült, hogy megfelelő validációs háttér nyújtson a CFD kutatások számára [8]. A berendezés a PWR kazettákban esetenként kialakuló kétfázisú áramlásokat vizsgálja, de a kezdeti szakaszban egyfázisú közeggel végzik a vizsgálatokat. A ROFEX mérésekre végzett CFD szimulációk a Best Practice Guidelines-nak megfelelően többféle hálófelbontással és turbulenciamodellel zajlottak. Jelen esetben a vizsgálat tárgya a turbulenciamodellek viselkedésével volt kapcsolatos, többek között a sebességprofilok és az úgynevezett szekunder áramlások leírásával. Két elismert turbulenciamodell lett összevetve, az SST „izotróp” és a BSL RSM „anizotróp” turbulenciamodell. A vizsgált kísérletben különböző tömegáramokkal (1,2 l/s; 1,7 l/s és 2,14 l/s), izotermikus esetben 28 °C hőmérsékletű, 1 bar nyomású vizet áramoltattak. A CFD szimulációk ezen paramétereknek megfelelően lettek beállítva. Az eredményeken az figyelhető meg, hogy a kísérleti értékeket minden esetben a BSL RSM turbulenciamodell eredménye közelíti pontosabban, ezért ezt a turbulenciamodelt alkalmaztam a szimulációim során.

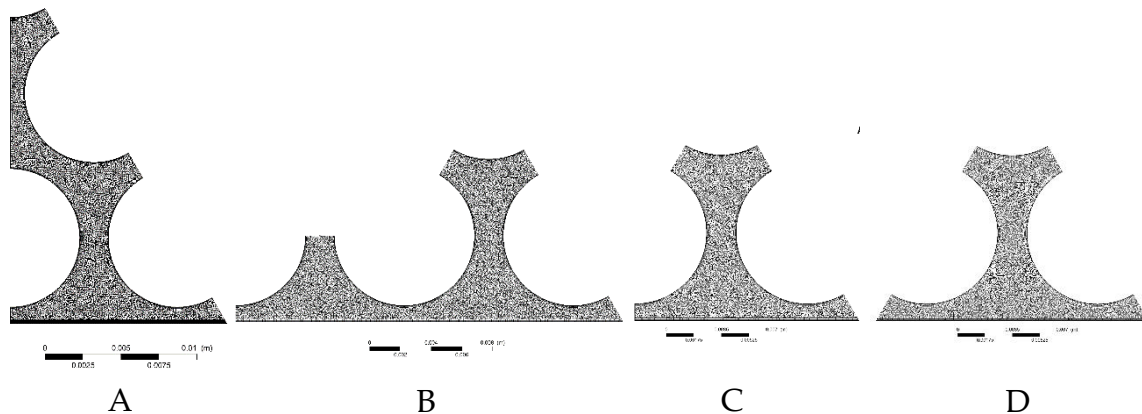
A sugárzási tényező használatával jól lehet jellemezni egy sugárzásos hőátadási folyamatot, ugyanis megmutatja, hogy az egyik testet elhagyó sugárzás hányad része éri el a másik testet [9]. Négyyszög-rács esetére léteznek jól alkalmazható matematikai formulák a tényező számításához. Viszont háromszög-rács (Pl.: ALLEGRO) vagy körkörös rács (Pl.: CANDU) esetében ezek nem határozhatók meg analitikusan. A probléma megoldása érdekében két féle CFD módszeren alapuló sugárzásos hőátadási modell lett kifejlesztve, a Discrete TransfeR Modell (DTRM) és a Discrete Ordinates modell (DO). Ezek a modellek validálva lettek a négyyszög-rács esetében. Az eredmények azt mutatták, hogy a DTRM módszer pontosan visszaadja négyyszög-rács-hoz tartozó elméleti formulák egzakt eredményeit. A DTRM modell alkalmazhatónak tűnik a nem négyyszög-rácsos pálcakiosztású üzemanyag-kazetták esetében is. Normál üzemi körülmények között egy nyomottvizes reaktorban a hőátadásban a konvekció és a hővezetés dominál, viszont üzemzavari szituáció esetén, amikor a zóna kiszárad, a hősugárzás veszi át a szerepet. Az ALLEGRO reaktor esetében pedig normál üzem során sem hanyagolható el a hősugárzás, mivel a burkolat hőmérséklete elérheti akár az 1340 °C-ot. A vizsgálat során építettek egy 15x15 pálcából álló négyyszög-rácsosztású geometriát leíró CFD modellt, melyben a hősugárzást DO és DTRM modellel számították, valamint összevetették a kapott eredményeket az elméleti formulával számítottal. Az így kapott eredmények azt mutatták, hogy a sugárzási tényezőt a DTRM modell pontosan számolja. Kis látószög esetén a relatív hiba az elméleti eredményhez képest 6,5%, ezzel szemben a DO modellel számolt sugárzási tényező, ugyan ezen pálcá-elhelyezkedés esetén 109,3%-os relatív eltérést mutat. Ezek figyelembevételével én is a DTRM módszert alkalmaztam számításaim során, valamint az ANSYS CFX program lehetőséget adott Monte Carlo módszerrel való számítására is.

Az egyik legfontosabb termohidraulikai probléma a VHTR reaktorok esetében is az üzemanyag nagyon magas hőmérséklete [10]. A hűtőközeg kilépési hőmérséklete számottevően meg van emelve, ami szükségszerűen magával vonzza az üzemanyag magas hőmérsékletét is. A VHTR reaktor zónájában TRISO üzemanyag fogja szolgáltatni a szükséges teljesítményt, amely igen ellenálló. A TRISO üzemanyag gömböcskéket szénalapú mátrixban, pálcáformára alakítva helyezik el a hatszögletű grafitblokkokban. A grafit tömböket és az üzemanyagpálcákat nagy áramlási sebességű héliummal hűtik a pálcák melletti körgyűrű résekben és az ezekre a célokra kialakított hűtőcsatornáknakban. A grafit moderátor alkalmazása lecsökkenti a pálcák hűtésének lehetőségeit. A TRISO üzemanyag mátrixban alkalmazott SiC réteg hermetikussága 1250 °C fölött válik megbízhatatlanná, miközben a hélium kilépő hőmérséklete 1000 °C-ot fogja elérni. Éppen ezért a kilépő hőmérsékletet már a tervezés közben lecsökkentették 950 °C-ra, mivel az eredeti elképzelésben a hőmérséklet különbség a hélium és az üzemanyag maximális hőmérséklete között 250 °C lett volna, ami nem biztosított elég biztonsági tartalékot a rendszer számára. Második megoldásban megnövelték a grafit blokkok hűtőcsatornáinak számát, de ez csupán 30 °C-ot volt képes csökkenteni a maximális üzemanyag hőmérsékleten. Harmadik és legmeggyőzőbb megoldásként a két oldalról hűtött üzemanyagpálcák koncepcióját javasolták. Ezen tervezetben az üzemanyagpálcán belül egy furat helyezkedik el a hűtőközeg számára. Így a maximális üzemanyag hőmérséklet 1085 °C-ra csökkent, ami jóval alatta van a TRISO hőmérsékleti kritériumának. A két oldalról hűtött pálcákból álló kazetta nyomásesése is csupán 70%-a növelt számú hűtőcsatornás tervezetthez képest.

3. A sarok régió határainak megválasztása

3.1. A modellek felépítése

A kerámia kazetta sarok régiójának modelljében az oldalsó tartományhatár megfelelő megválasztásának érdekében szükséges több geometriai kialakítás összehasonlítása. Négy különböző geometriai modell került összehasonlításra, melyek különböző mértékben használják ki a szimmetria peremfeltétel nyújtotta lehetőségeket. Az 1. ábrán láthatóak a vizsgált tartományok zöld kontúr vonallal jelölve.



3. ábra: A vizsgált geometriák és hálófelbontásuk

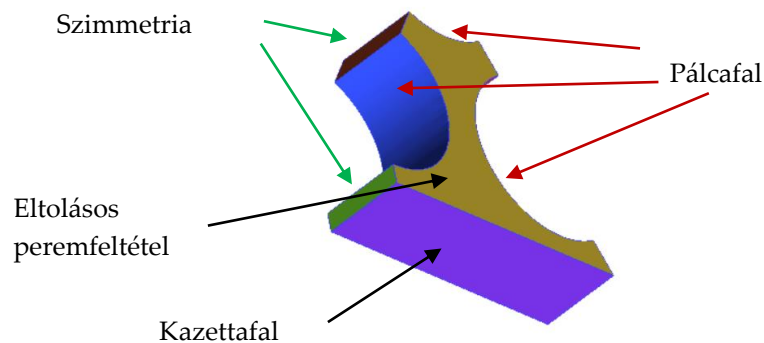
A 3. ábrán láthatóak a kiválasztott geometria változatok és hálózásuk. A változatokra külön-külön végeztem hálóérzékenység-vizsgálatot, és az eredmények azt mutatták, hogy a belépő peremfeltétel meghatározásához szükséges számításokban a vizsgált hálófelbontások nem befolyásolják az eredményeket, így a 3. ábrán látható hálókat elfogadtam. A hálók prizmatikus elemekből álltak, a fal mentén hexaéderekkel, hogy a hidraulikus határréteg pontosabban leírható legyen a szimulációk során.

Ahogy a 2. táblázatban is látható egy 860 mm hosszúságú teljes pálcaköteg modell esetén a C modell körülbelül 2,3 millió nódussal kevesebbet tartalmazna, mint az A modell. Ez csupán becslést jelent, de a számítógépi erőforrások végességét figyelembe véve lényeges.

| Háló | A | | B | | C | | D | |
|--|------------|-----------|------------|-----------|------------|-----------|------------|-----------|
| | nódus szám | elem szám | nódus szám | elem szám | nódus szám | elem szám | nódus szám | elem szám |
| 1 | 121010 | 161946 | 169670 | 239697 | 108790 | 152613 | 173744 | 254325 |
| 2 | 50072 | 59510 | 59130 | 71892 | 37350 | 45378 | 72991 | 80960 |
| 3 | 20740 | 7605 | 24250 | 25254 | 15660 | 16110 | 61952 | 80535 |
| 860 mm hosszú részre előre vetítve [millió db] | | | | | | | | |
| 1 | 22,86 | 30,60 | 32,06 | 45,30 | 20,56 | 28,84 | 32,83 | 48,06 |
| 2 | 9,46 | 11,24 | 11,17 | 13,58 | 17,06 | 8,57 | 13,79 | 15,3 |
| 3 | 3,91 | 1,43 | 4,58 | 4,77 | 2,95 | 3,04 | 11,70 | 15,02 |

2. táblázat: A modellek elemszámai és a teljes pálcaköteg hossza becsült értékek

A modellt határoló felületek különböző peremfeltételekkel lettek ellátva (4. ábra). A pálcaburkolatot és a kazetta palástot szimbolizáló felületeken fal peremfeltétel lett alkalmazva, mégpedig úgy, hogy a fal mentén a közeg sebessége zérus legyen. Az



4. ábra: A geometria a C modell esetében

áramlás irányával párhuzamos sík felületeken (a kazettafal kivételével) szimmetria peremfeltételt adtam meg. Az áramlás irányára merőleges felületeken, (amelyen ki és belépő peremfeltétel lenne egy teljes geometria esetén) eltolásos periodicitást használtam. Ily módon egy „végtelen hosszúságú” geometriában kialakult, zavartalan áramlást lehet modellezni.

A modellben az eltolásos periodicitáson belül tömegáram peremfeltétel lett meghatározva. Mivel ismert a zónán átáramló tömegáram, ezért számítható az egy kazettát jellemző érték is. A kazetta jellemző áramlási keresztmetszetét és a vizsgált régió jellemző áramlási keresztmetszetét ismerve, azok arányában kiszámolható a

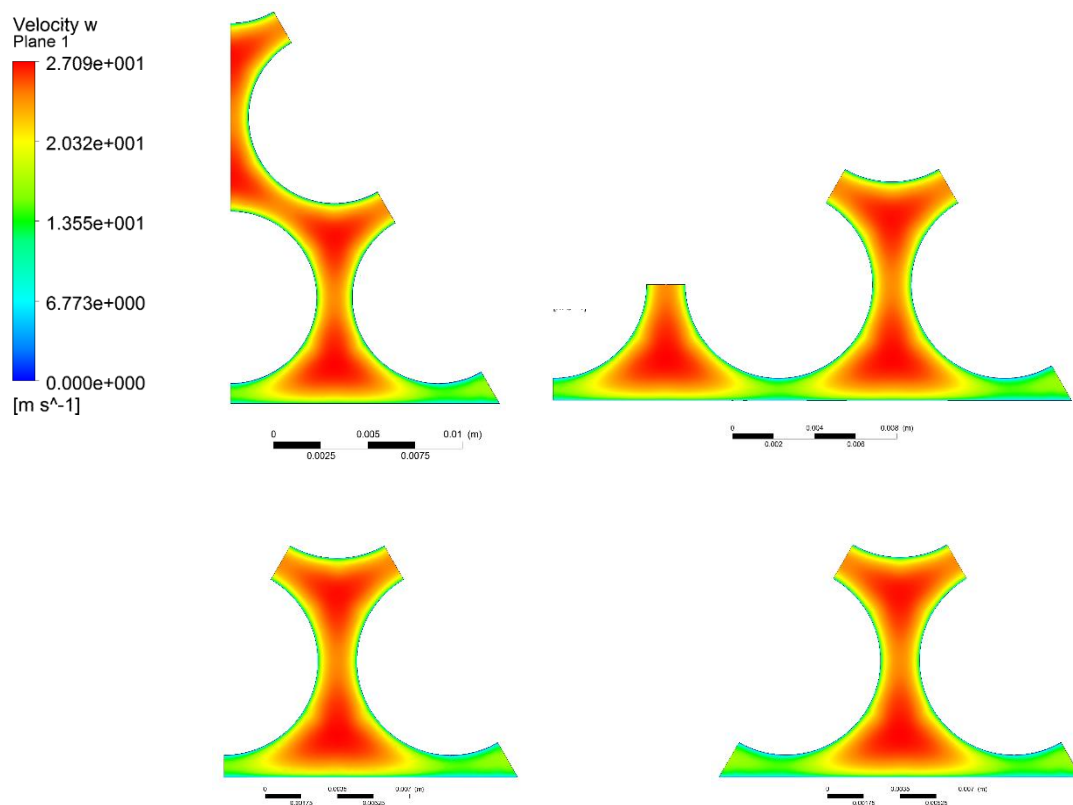
jellemző tömegáram. Az A modell esetén az 1. egyenlet szerint számítottam a tömegáramot.

$$m_{zóna} = 36,1 \frac{kg}{s}$$

$$m_{szubszatoma} = m_{Kazetta} \cdot \frac{A_{szubszatoma}}{A_{Kazetta}} = 7,7283 \cdot 10^{-3} \frac{kg}{s} \quad (1)$$

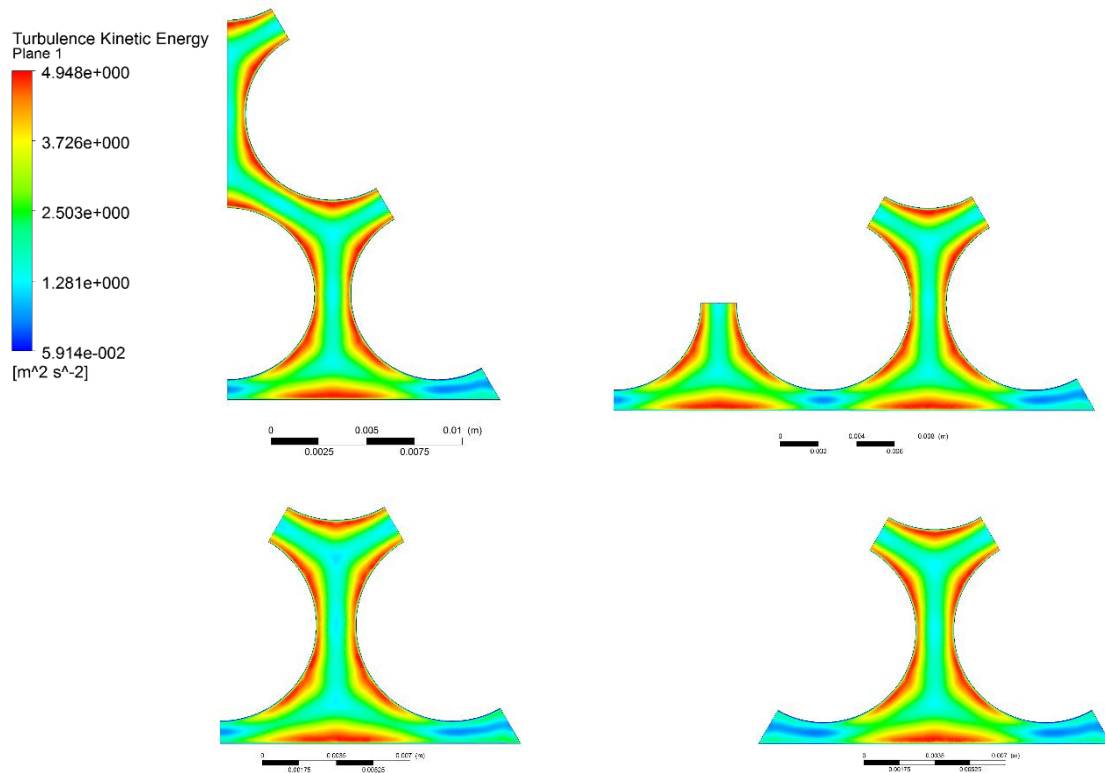
A hélium hűtőközeg hőmérséklete 400°C, konstans érték. A referencia nyomás értéke 70 bar. A sűrűség és a dinamikai viszkozitás értékét a [11] szakirodalomból vettem az említett hőmérsékleten és nyomáson. A turbulens áramlás leírására a BSL Reynolds-feszültség modellt alkalmaztam.

3.2. A különböző modellekkel számított eredmények összehasonlítása



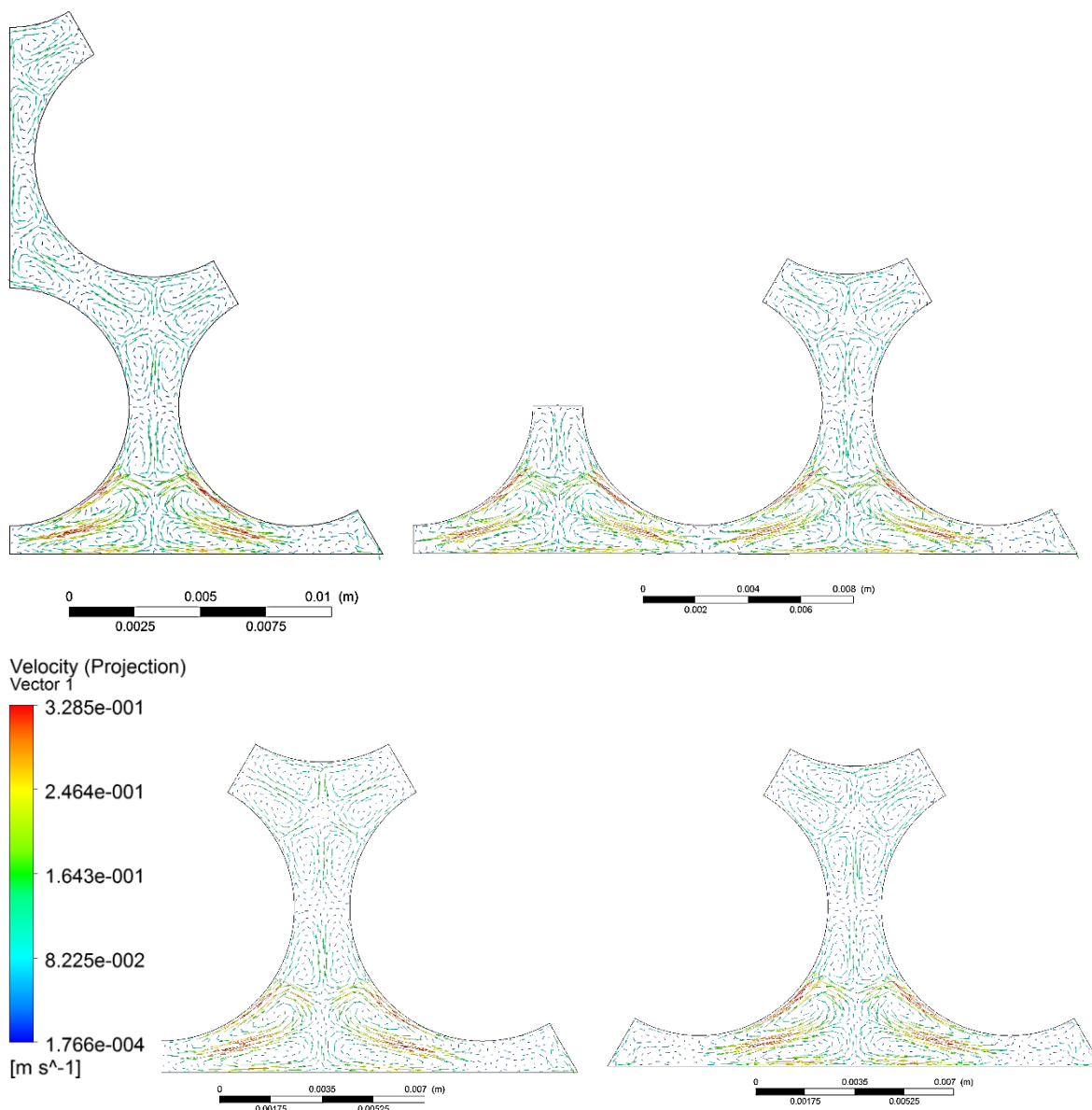
5. ábra: Axiális sebesség eloszlása a vizsgált geometriákban (rendre: A, B, C és D modell)

A különböző modellekkel számított axiális sebességeloszlás nem mutat lényegi különbséget a felső határoló felületek esetén (5. ábra).



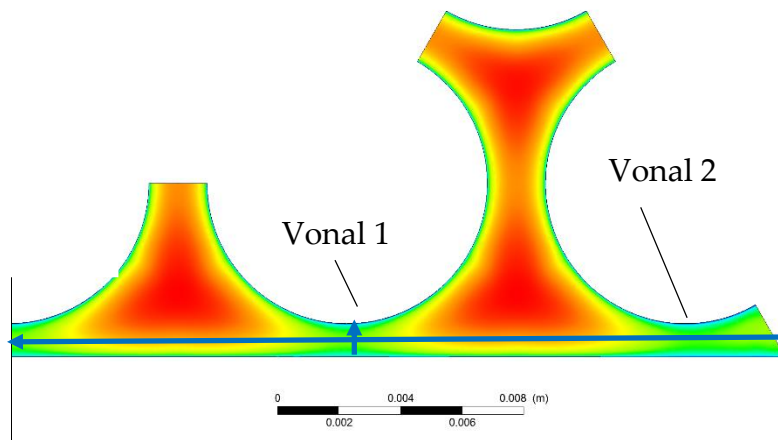
6. ábra: Turbulens kinetikus energia eloszlás a vizsgált geometriákban (rendre: A, B, C és D modell)

A turbulens kinetikus energia eloszlás viszont eltérést mutat a különböző módon megválasztott határoló felületek miatt. Az egyik megválaszolendő kérdés az volt, hogy a kazetta falára merőleges (A, B és C modell), vagy azzal 60° -ot bezáró (D modell) szimmetriasíkkal egyszerűsítsem a vizsgált tartományt. A „B” modell esetén szándékosan megdupláztam a kazettafal menti vizsgált régió méretét, hogy megismerjem a kisebb mértékű egyszerűsítés melletti áramlási viszonyokat. Vagyis a B modell szolgáltatja a döntő eredményeket. Ezen gondolatmenet mentén haladva azt figyelhetjük meg a turbulens kinetikus energia eloszlásban, hogy az A és C modell eredménye hasonlít legjobban a B modell eredményére.

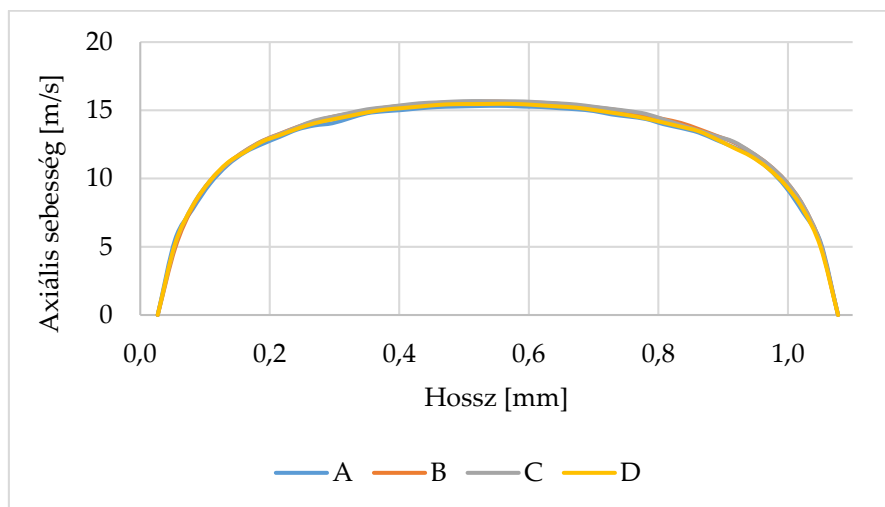


7. ábra: Keresztáramlások a vizsgált geometriákban (rendre: A, B, C és D modell)

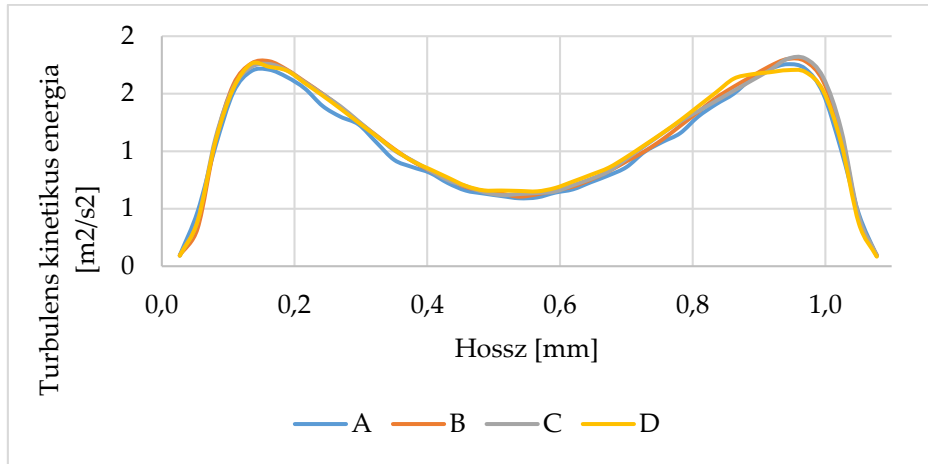
A keresztáramlások vizsgálata is azt mutatja, hogy a kazetta falával 60°-ot bezáró szimmetria sík (D modell) nem megfelelő eredményeket szolgáltat. Az A és a C modell áramképei megegyeznek a B modell által adottal. Az A modell nagyobb régiót foglal magában, mint a C modell, ezért a kisebb mértékű egyszerűsítés miatt a teljes pálcá hossza kiterjedő modell megalkotásához a C modellt tartom megfelelőbbnek.



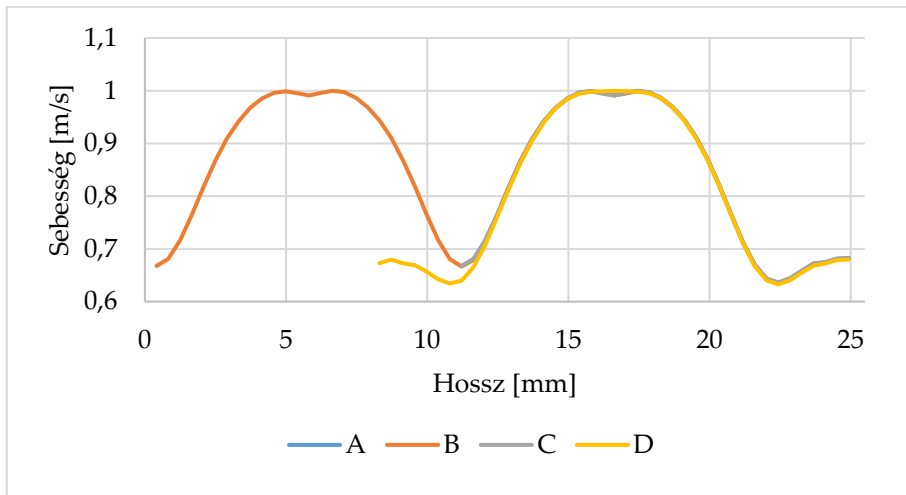
8. ábra: A kiértékelő vonalak pozíciója



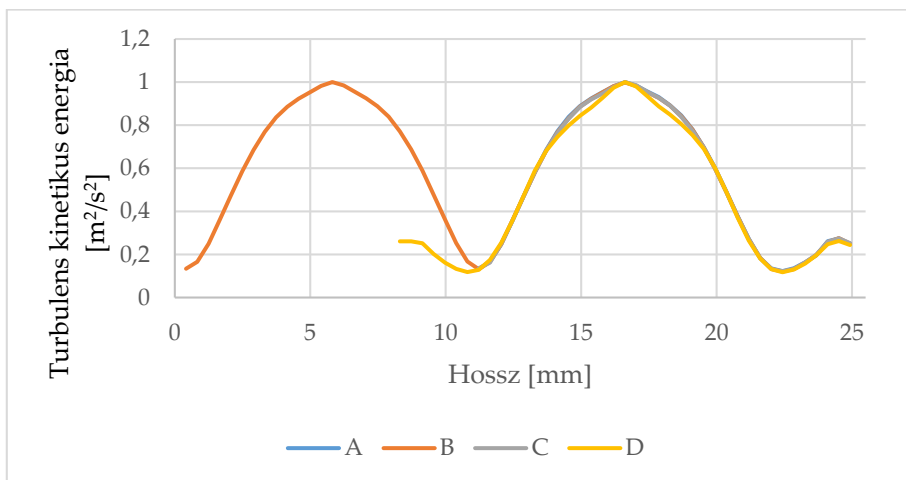
1. Diagram: Axiális sebesség eloszlás a Vonal 1 mentén



2. Diagram: Turbulens kinetikus energia eloszlás a Vonal 1 mentén



3. Diagram: Axiális sebesség eloszlás a Vonal 2 mentén



4. Diagram: Turbulens kinetikus energia eloszlás a Vonal 2 mentén

Az 1-4 diagramokon megfigyelhető az axiális sebesség és a turbulens kinetikus energia eloszlás. Látható, hogy az A, B és a C modellek által számított eredmények együtt futnak, míg a D modell eredményei eltérnek a többitől. Ennek oka az eltérő oldalsó határoló felület megválasztás. Ezek alapján a D geometria nem alkalmas a további modellek fejlesztésére. Az összes eredményt figyelembe véve a C geometria a legmegfelelőbb választás a teljes hosszúságú csatornát magába foglaló modellek felépítéséhez.

3.3. A modellek eredményeinek összehasonlítása empirikus korrelációk eredményeivel

A modellek ellenőrzése céljából meghatároztam a súrlódási tényezőket, és azok értékét összehasonlítottam empirikus korrelációkkal számított értékekkel. Első lépésben a CFD modellek által meghatározott nyomáscsökkenésből számoltam vissza a súrlódási tényezőt (2. egyenlet).

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

Ahol: λ - a súrlódási tényező

Δp - a modell kilépő és belépő felülete közötti nyomáscsökkenés [Pa]

D_e - a hidraulikailag egyenértékű átmérő [m]

l - a csatornaszakasz hossza [m]

ρ - a közeg sűrűsége [kg/m³]

w - a közeg sebessége [m/s]

Ezek alapján az C1 modellel számolva:

$$\lambda = 0,0291$$

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]

μ - dinamikai viszkozitás [kg/m*s]

ν - kinematikai viszkozitás [m²/s]

Ezek alapján:

$$\text{Re} = 14816,98$$

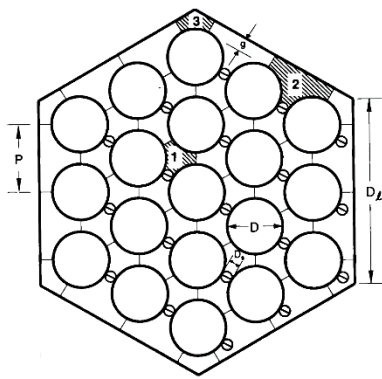
A Reynolds-szám értéke (Re=14816,98) turbulens áramlásra utal. Ezt követően kiszámoltam a súrlódási tényezőt, úgy mintha az áramlás csőben történne, mivel a későbbiekben ebből kiindulva lehet a szubcsatornára érvényes tényezőt meghatározni. A számításhoz a Blasius-összefüggést [12] alkalmaztam. (Konzekvens szeretnék maradni a jelölési rendszeremben, így λ -val fogom jelölni a súrlódási tényezőt, de az angol szakirodalom általában az f -et (friction factor) alkalmazza. A súrlódási tényező számításához a Cheng és Todreas empirikus korreláció állt rendelkezésre (4 egyenlet, $n=0,18$).

$$\lambda_{iT} = \frac{C'_{fIT}}{(\text{Re})^n} \quad (4)$$

és

$$C'_{fIT} = a_1 + b_1 \cdot (P/D - 1) + b_2 \cdot (P/D - 1)^2 \quad (5)$$

Ahol $n = 0,18$ turbulens áramlás esetén. A csatornában az áramlás turbulens, a P/D -arány 1,1 és 1,5 közé esik. A csősúrlódási tényező meghatározásához szükség van a C' paraméter értékre, amelynek a számításához az 5. egyenletet használtam. P a pálcák középvonala közötti távolságot (11 mm), D a pálcák átmérőjét (9,1 mm) jelöli. Az a , b_1 és b_2 konstansok értékeit a P/D függvényében különböző csatornatípusokra (9. ábra) táblázatból lehet megkapni [12].



| Csatorna típus | a | b1 | b2 | C' |
|----------------------|--------|----------|----------|----------|
| 1 belső szubcsatorna | 0,1458 | 0,03632 | -0,03333 | 0,151957 |
| 2 fali szubcsatorna | 0,143 | 0,04199 | -0,04428 | 0,149865 |
| 3 sarok szubcsatorna | 0,1499 | 0,006706 | -0,00957 | 0,150886 |

9. ábra: A különböző csatornatípusok elhelyezkedése és a paraméterek táblázata [12]

Ezen C' értékek azonban nem a teljes vizsgált tartományra vonatkoznak csupán annak egy részletére. Az eredő C_{bL}' tényező meghatározásához a 6. egyenlet alapján (itt $n=1$) súlyozni kell az egyes részek C' értékeit [12]. A kiszámított eredő C_{bL}' értékek közül csak az A1 esetre vonatkozót mutatom be.

$$C'_{bL} = D_{eb} \left[\sum_{i=1}^3 S_i \left(\frac{D_{ei}}{D_{eb}} \right)^{\frac{n}{n-2}} \left(\frac{C'_i}{D_{ei}} \right)^{\frac{1}{n-2}} \right]^{n-2} \quad (6)$$

Ahol: S_i – az egyes szubcsatorna típusok és a teljes modell keresztmetszetének aránya [-]

D_{ei} – az egyes szubcsatorna típusok hidraulikailag egyenértékű átmérője [m]

D_{eb} – a teljes modell hidraulikailag egyenértékű átmérője [m]

Ekkor az C1 esetre:

$$C'_{bL} = 0,150713$$

és

$$\lambda_{IT} = 0,0268$$

Ebben az esetben az eltérés a CFD számítással és a korrelációval meghatározott érték között 8,76 %-nak adódott, amely elfogadható, figyelembe véve, hogy az empirikus formulák is bizonyos hibával terheltek. A számítások adatait a 3. táblázatban foglaltam össze.

| C modell | | | |
|----------|--------|--------|-------|
| C1 | 0,0291 | 0,0268 | 8,76% |
| C2 | 0,0287 | 0,0268 | 7,27% |
| C3 | 0,0285 | 0,0268 | 6,52% |

3. Táblázat: A különböző modellekkel számított eredmények

4. A 860 mm hosszúságú aktív pálcaköteg rész modellezése

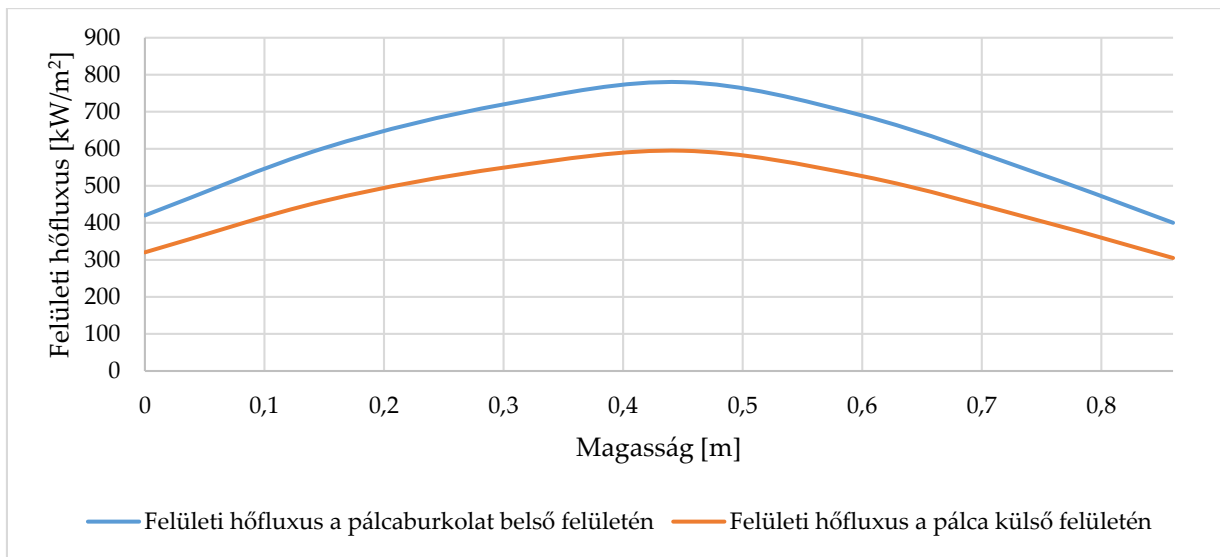
4.1. A modell felépítése



10. ábra: A távtartórács felépítése

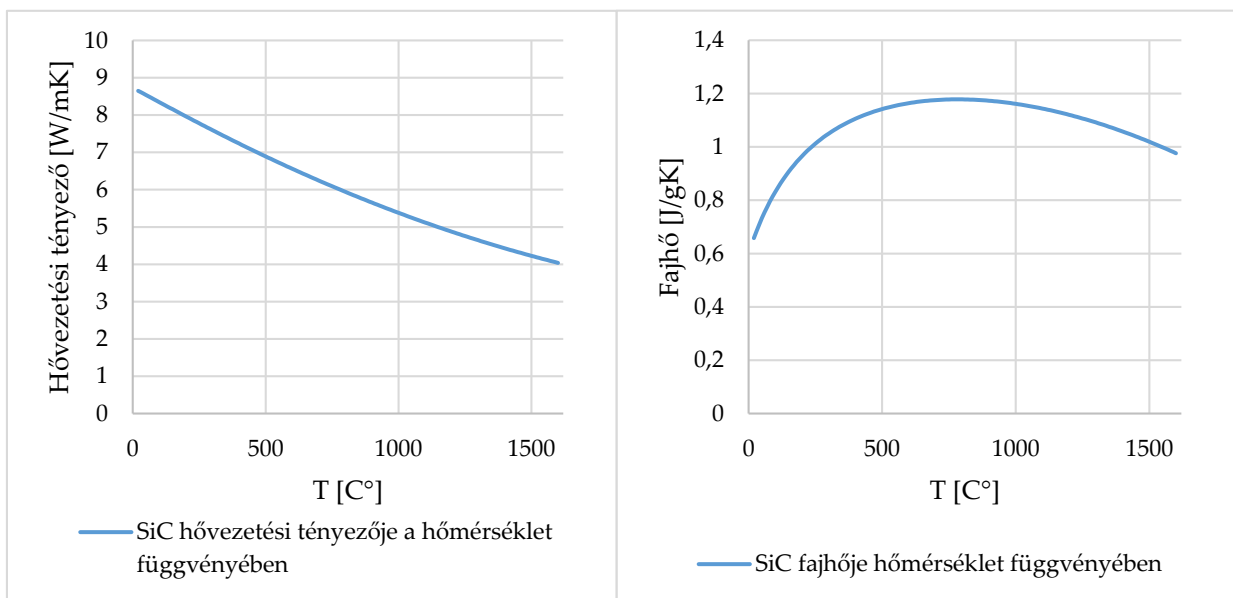
Ebben a fejezetben az aktív pálcaköteg rész modellt mutatom be, amelynek a C geometria az alapja. Ez a modell 4 darab távtartórácsot tartalmaz, melyek közötti távolság 246 mm. A rács magassága 26 mm. A fluidum tartomány hálófelbontása a J2 hálófelbontással egyezik meg [5]. A rács körül tetraédes háló lett alkalmazva a fal mentén prizmatikus elemekkel. A cellaszám csökkentése érdekében a két távtartórács közötti régió kihúzott tetraédes elemekkel lett leírva (4. táblázat). A fali határréteg-hálóval pontosabban lehet leírni a fal menti transzportfolyamatokat. A modell 4 részhálóból áll, amelyek interface-ekkel lettek összekapcsolva. A belépő peremfeltételt a C2 modellel számítottam. Az importált eloszlások a közeg sebességét, valamint a turbulens kinetikus energiát és az örvény disszipáció értékeit tartalmazták. A belépésnél a hélium átlagos sebessége 23,6 m/s-nak felel meg. A kilépésnél 0 Pa relatív nyomást írtam elő, a referencia nyomás 70 bar. A pálcák, a távtartórács és a kazetta falára fal peremfeltételt alkalmaztam, vagyis közvetlenül a falnál a közeg sebessége zérus. A modellem azon felületeire, ahol a valóságban a szomszédos szubcsatornák kapcsolódnak, szimmetria peremfeltételt alkalmaztam. Turbulenciamodellként a BSL Reynolds-feszültség modellt használtam. Három különböző modellt hoztam létre a pálcaburkolat és a kazettafal anyagának a sarok régió hőmérséklet viszonyaira kifejtett hatásának elemzése céljából. Az első modell (CR1-CoRner1) nem tartalmazza a pálcaburkolatot, sem a kazettafalat. A második modellben (CR2) figyelembe lett véve a 1,08 mm vastagságú SiC pálcaburkolat és annak hővezetése. A harmadik modellben (CR3) a pálcaburkolat és az 1,07 mm vastagságú kazettafal is modellezve lett, melynek anyaga szintén SiC. A burkolat és a kazettafal pontos felépítése még nem teljesen tisztázott, a modellt az elérhető információk alapján építettem meg. A pálcaburkolat és kazettafal hálója hexaédes elemekből tevődik össze, melyek jól alkalmazhatóak egyszerű geometriák esetén (12. ábra). A pálcák felületi hőfluxusa [7] a magasság függvényében egy másodfokú polinommal lett megadva (5. diagram). Belépésnél a közeg hőmérséklete 400°C. A modellben figyelembe vettem a hélium

anyagjellemzőinek hőmérsékletfüggését. A jellemzőket polinomokkal adtam meg. A hélium fajhője ($C_p = 5195 \text{ [J/kgK]}$) 1-100 bar között és szobahőmérséklettől 1000K-ig gyakorlatilag állandónak tekinthető [11].

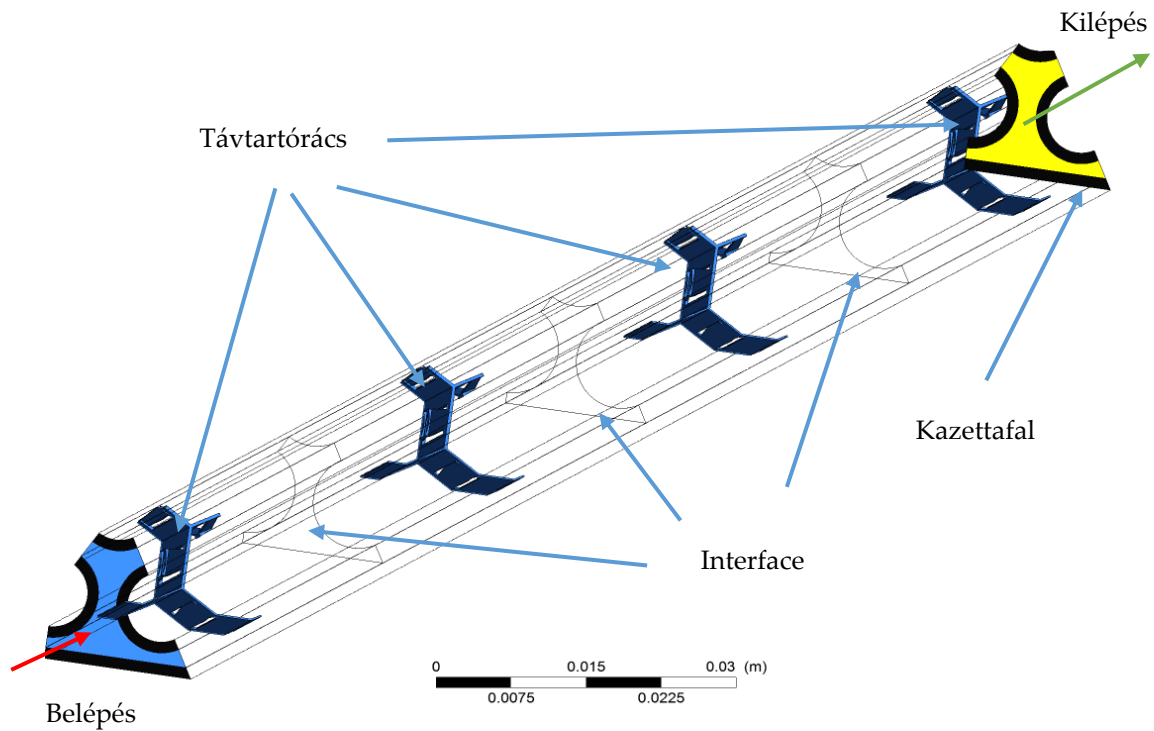


5. diagram: Felületi hőfluxosok

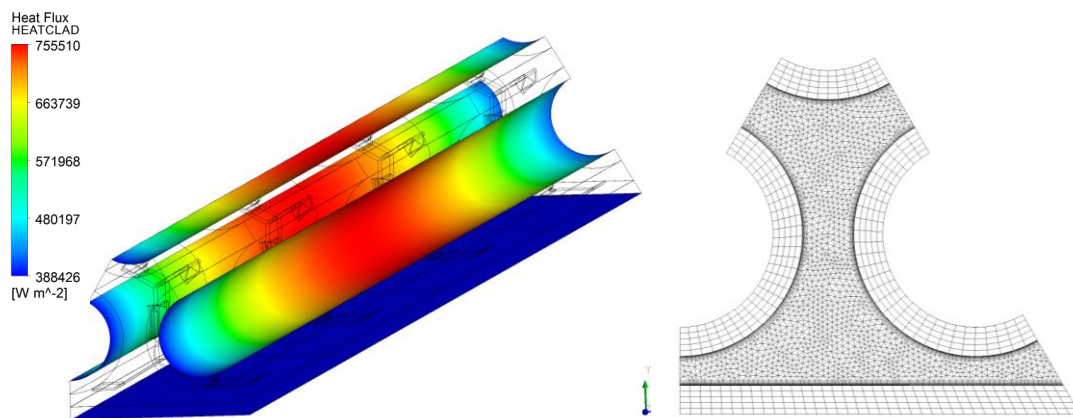
A szilícium-karbid hővezetési tényezője és fajhője szintén polinomokkal lett megadva (6. diagram). A sűrűségét konstans 2600 kg/m^3 értéknek vettem [13].



6. diagram: SiC hővezetési tényezője és fajhője a hőmérséklet függvényében [13]



11. ábra: A geometria felépítése



12. ábra: A pálcaburkolat belső felületén előírt hőfluxus és a modell hálófelbontása

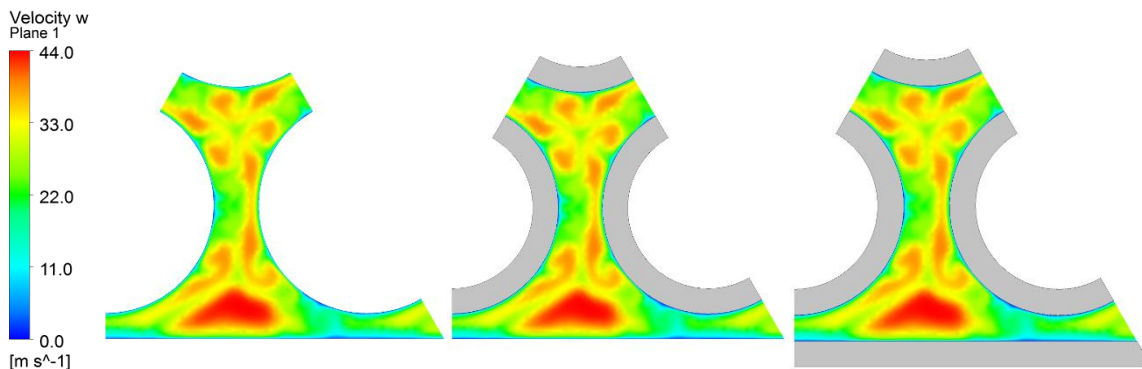
A 11-12. ábrán a geometria felépítése látható a pálcaburkolat belső felületére előírt hőfluxussal.

| Modell | CR1 | CR2 | CR3 |
|------------------------|------|------|------|
| Nódus szám [millió db] | 11,1 | 11,8 | 12,3 |
| Elem szám [millió db] | 26,7 | 27,3 | 27,7 |

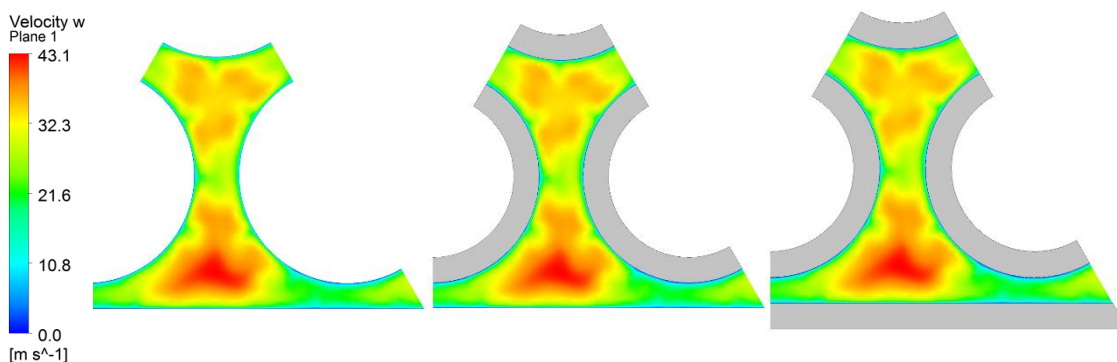
4. táblázat: A modellek háló adatai

4.2. A modellek által szolgáltatott eredmények

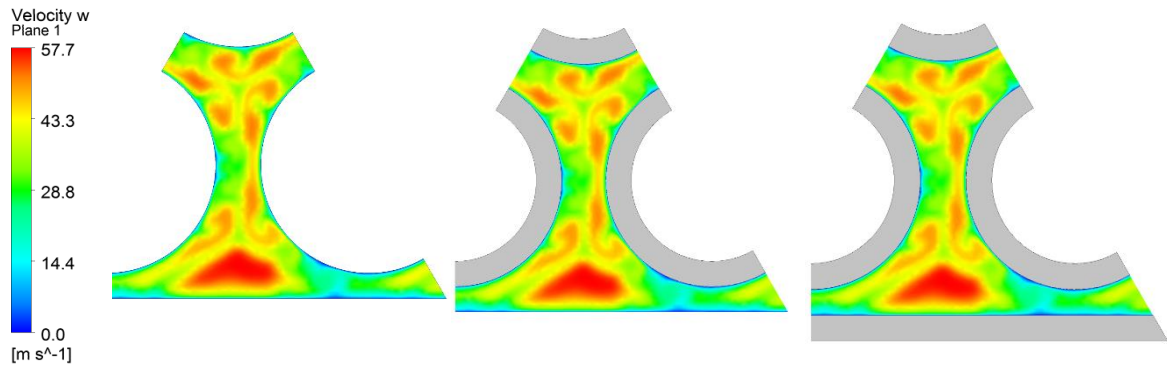
A sebességmezőben a pálcaburkolat és a kazettafal anyagának modellezése nem okozott változást, ahogy azt a következő ábrák (13-16. ábra) mutatják. A burkolatok anyaga csak a hőmérséklet viszonyokat befolyásolja. Továbbá az is megfigyelhető, hogy a sebességeloszlások jellege megegyezik a különböző távtartórácsok után azonos távolságokra. Az egyetlen eltérés a sebességek értékében figyelhető meg, ami a gáz hőmérsékletének emelkedésével, ezáltal a sűrűségének csökkenésével magyarázható. A belső szubcsatornában megfigyelhető egy közel szimmetrikus mintázat, ami a távtartórács miatt alakul ki. A kazetta pereménél lévő szubcsatornában található a legnagyobb áramlási keresztmetszet, így ott figyelhető meg az adott keresztmetszetben a közeg áramlási sebességének maximuma is. Az axiális sebesség minimuma (a fal melletti részekről eltekintve) pedig a legszűkebb keresztmetszetben alakul ki a sarok régió peremén.



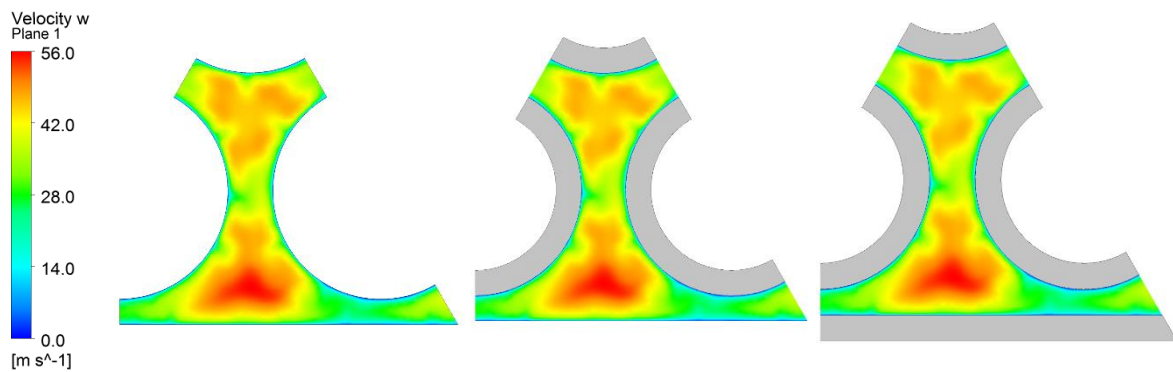
13. ábra: A különböző modellekkel számított sebességeloszlások a második távtartórács után 1D távolságban (CR1, CR2, CR3)



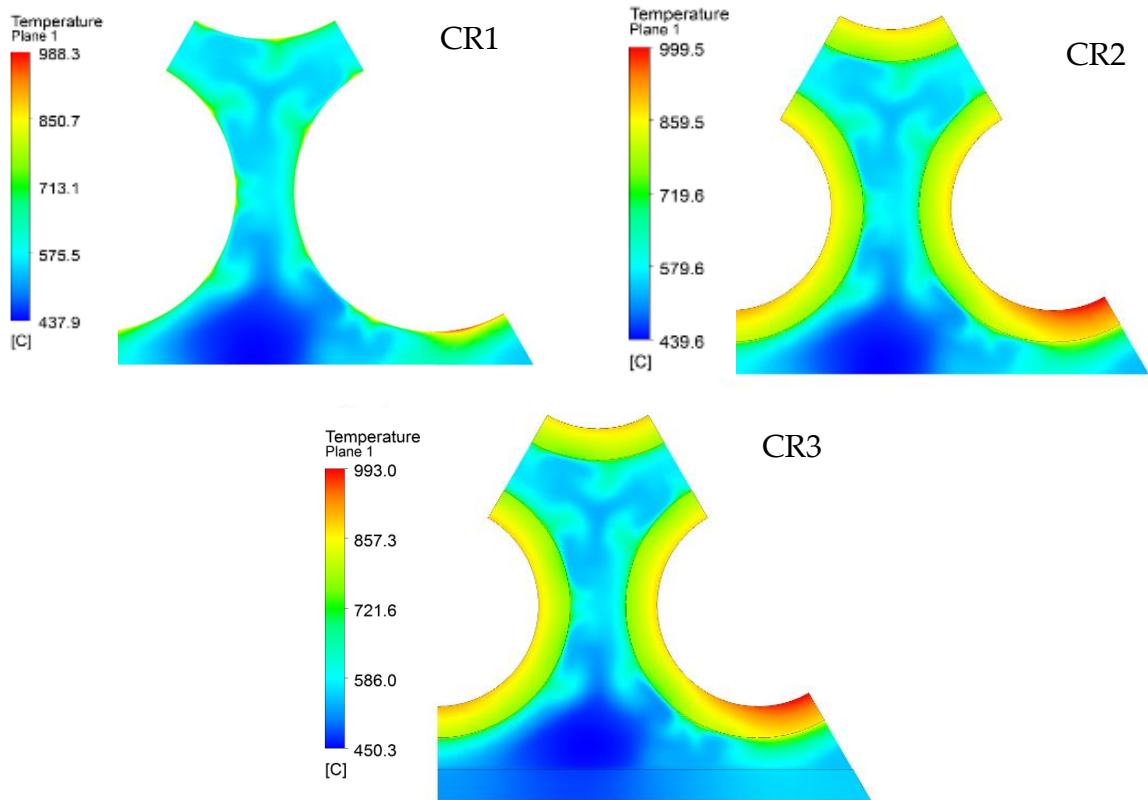
14. ábra: A különböző modellekkel számított sebességeloszlások a második távtartórács után 5D távolságban (CR1, CR2, CR3)



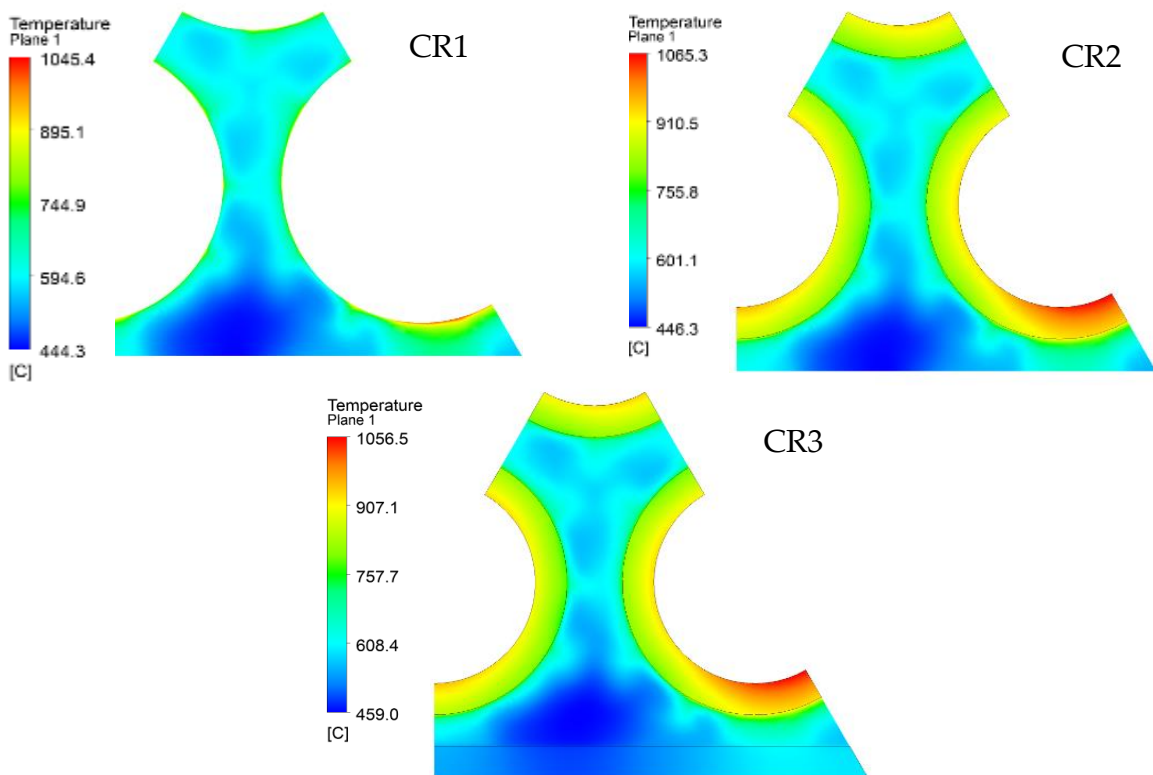
15. ábra: A különböző modellekkel számított sebességeloszlások a negyedik távtartórács után 1D távolságban(CR1, CR2, CR3)



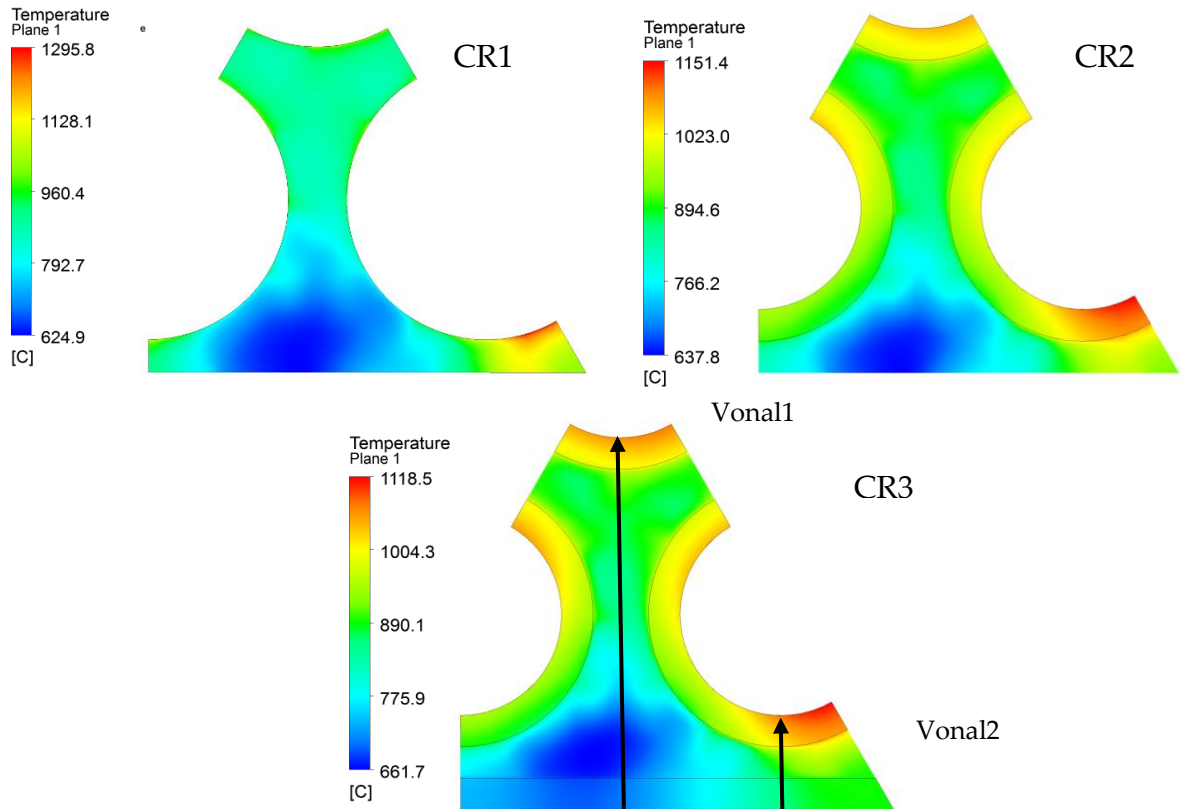
16. ábra: A különböző modellekkel számított sebességeloszlások a negyedik távtartórács után 5D távolságban(CR1, CR2, CR3)



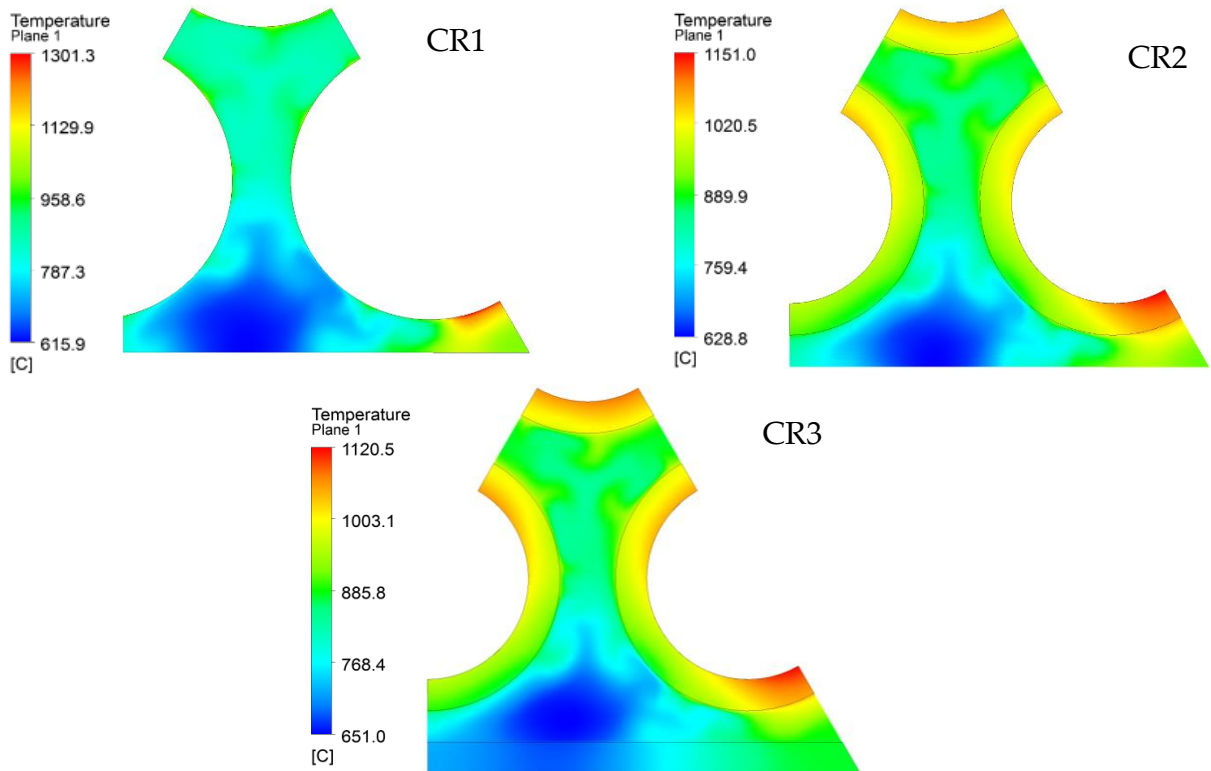
17. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a második távtartórács után 1D távolságban



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

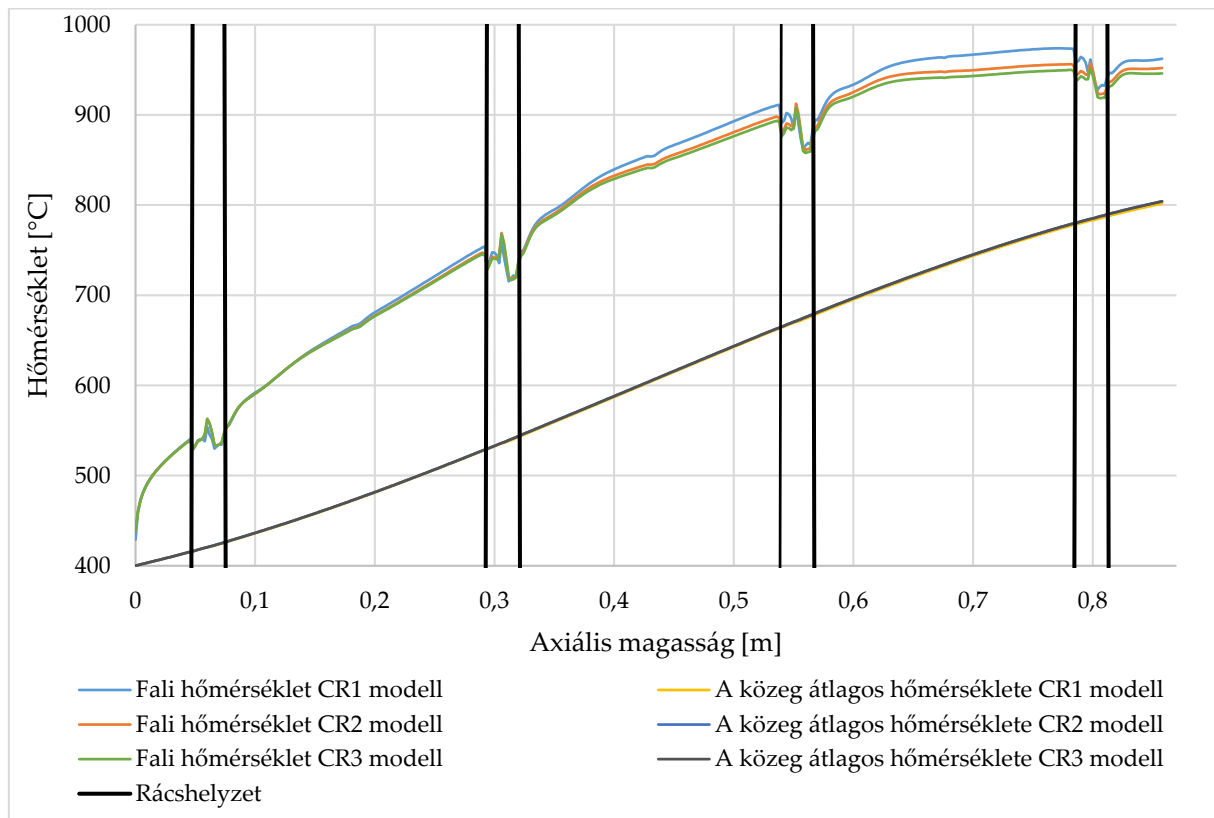


19. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a negyedik távtartórács után 1D távolságban



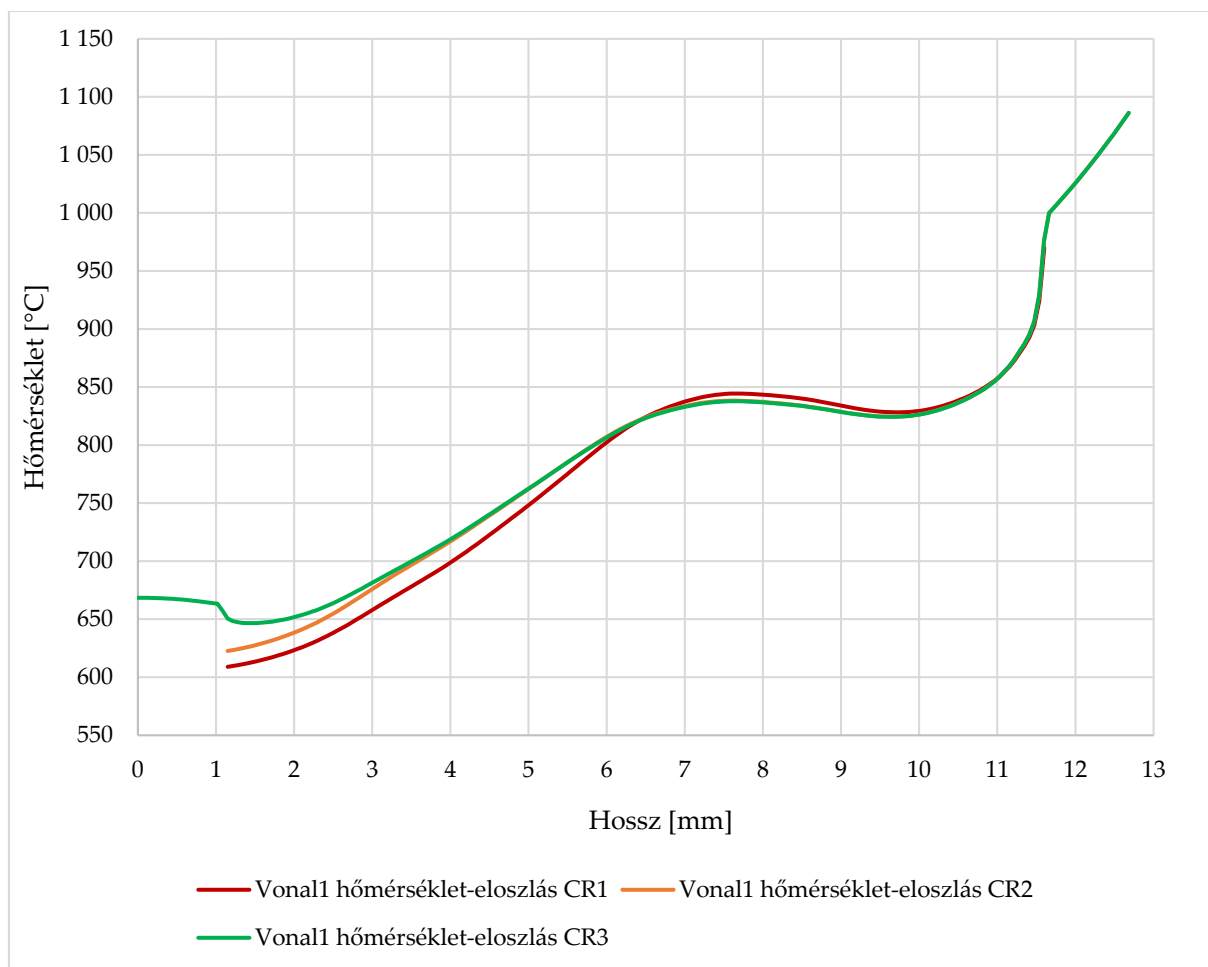
20. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a negyedik távtartórács után 5D távolságban

A 17-20. ábrákon megfigyelhető a pálcaburkolat hővezetésének hatása a hűtőközeg hőmérséklet eloszlására. A hatás a 19. ábrán a leglátványosabb. A CR1 modell jobb alsó sarkában, ahol a pálcaburkolat és a kazettafal között a legszűkebb az áramlási keresztmetszet a hűtőközeg erősen felhevül. Ez a jelenség kisebb mértékben a CR2 és a CR3 modellnél is megfigyelhető. Ezen modellek esetében a pálcaburkolat és a kazettafal hővezetése csökkenti a termikus maximum értékét. A belső szubcsatornánál az a termikus kép alakul ki, amit az eddigi munkáimban is megfigyeltem [5], azaz a közeg hőmérséklete alacsonyabb a csatornák belső részén. A fal felé haladva a hőmérséklet növekszik, az alacsonyabb sebességű zónákban értéke magasabb. A bemutatott mezők esetén a belső szubcsatornában három forróbb régió alakul ki. Megfigyelhető a kazettafal és a fal melletti pálcák között kialakuló alacsonyabb hőmérsékletű régió. Az alacsonyabb hőmérséklet oka az, hogy egy fajlagosan nagyobb áramlási keresztmetszetet fűtetlen felület (kazettafal) határol. Megfigyelhető a pálcaburkolatban kialakuló hőmérséklet-gradiens, amely a SiC alacsony hővezetési tényezőjének köszönhető. A sarokpálca kazettafal felé eső része sokkal magasabb hőmérsékletű. Ennek oka a sarokban uralkodó magas hűtőközeg hőmérséklet. A 7. diagramon látható a hélium hőmérsékletének változása az aktív pálcaszakasz mentén. A pálcafal átlaghőmérséklet változásokban megfigyelhető a távtartórácsok hatása. A rácsok után lecsökken a fali hőmérséklet az intenzívebb hűtőközeg-keveredés következtében.



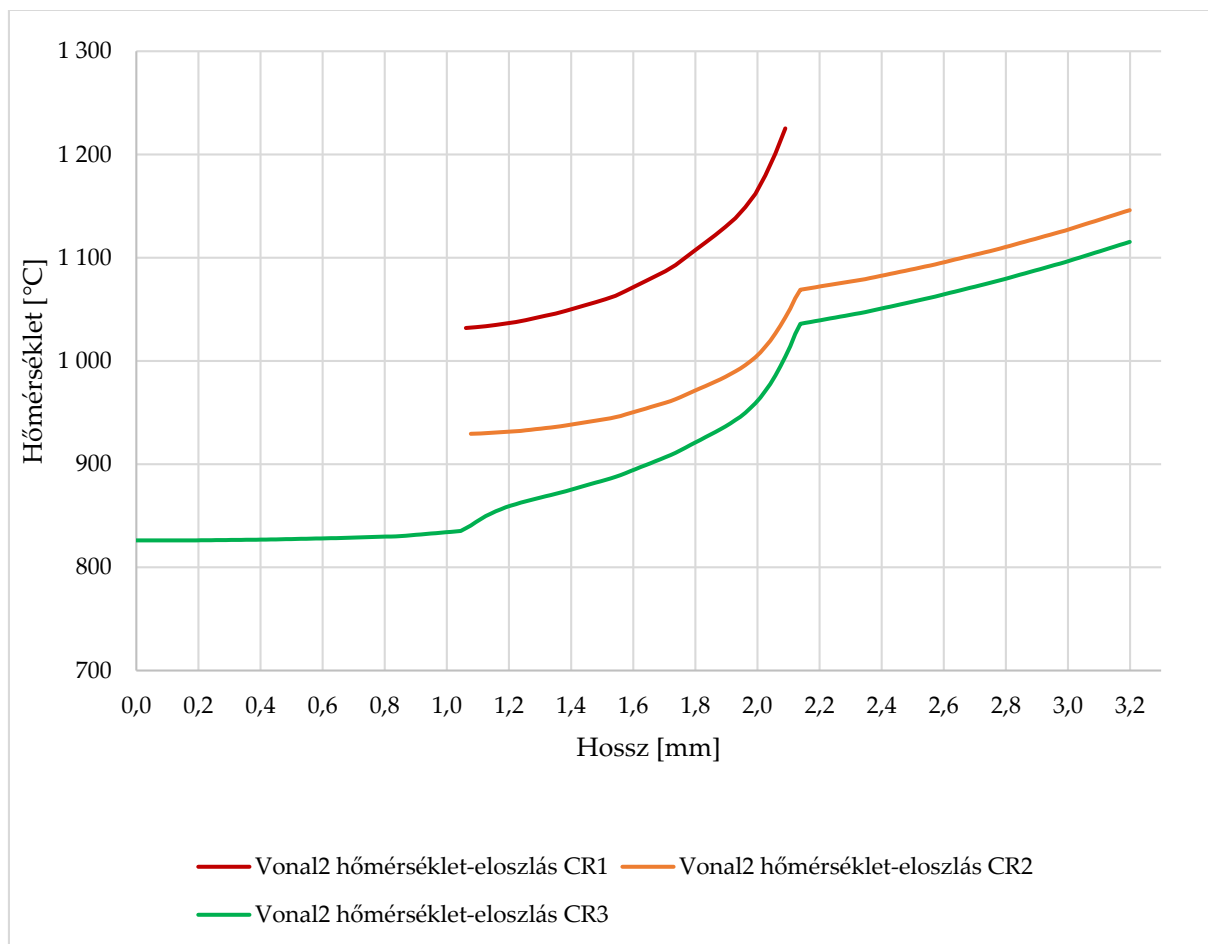
7. diagram: A hűtőközeg hőmérséklete a fal és a közép vonal mentén

784 mm magasságban található a pálcaburkolat maximális hőmérséklete (T_{max}). Ebben a magasságban lévő metszősíkon felvett kiértékelő vonalak (19. ábra) menti eredmények láthatóak a 8-9. diagramon.



8. diagram: Vonal1 menti hőmérséklet-eloszlás T_{max} magasságában

A 8. diagramon figyelhető meg a Vonal1 menti hőmérséklet-eloszlás. A különböző modellek által szolgáltatott eredmények hasonlóak. A CR2 és CR3 modellek eredményei a pálcaburkolat közelében teljesen megegyeznek, a kazettafal közelében viszont szétválnak az eloszlások. A CR3 modell esetén a pálcaburkolatban és a kazettafalban is megfigyelhető a hőmérséklet-eloszlás. A belső pálcaburkolatában kialakuló maximális hőmérséklet körülbelül 1100 °C.



9. diagram Vonal2 menti hőmérséklet-eloszlás T_{max} magasságában

A 9. diagram a Vonal2 (19. ábra) mentén mutatja a hőmérséklet értékeket. A Vonal2 a legszűkebb áramlási keresztmetszetben található, ezért itt a legszembetűnőbbek a modellek különbségei. A CR1 modell esetén a legmagasabbak az értékek, amely a pálcaburkolat és a kazettafal anyagának elhanyagolásával magyarázható. A CR2 modell sokkal alacsonyabb hőmérsékleteket adott, míg a CR3 modellel számított értékek a legalacsonyabbak. A CR1 és CR2 maximális hőmérsékletei között a különbség körülbelül 200 °C, míg a CR2 és a CR3 között csupán 31 °C (5. táblázat). A CR2 modell esetében a pálcaburkolat maximális hőmérséklete 1237 °C, míg a CR3 modell esetén 1208 °C.

| Modell | Maximális hőmérséklet a héliumban[°C] | Maximális hőmérséklet a burkolatban [°C] |
|--------|---------------------------------------|--|
| CR1 | 1339,71 | - |
| CR2 | 1136,85 | 1237,41 |
| CR3 | 1105,93 | 1208,54 |

5. táblázat: A modellek maximális hőmérsékletei a hűtőközegben

4.3. A modell eredmények összehasonlítása empirikus korrelációk eredményeivel

A számítási eredmények ellenőrzése céljából empirikus formulával és a modellekkel számított hőátadási tényezőket hasonlítottam össze [12]. Az empirikus formula (7. egyenlet) Rehme nevéhez fűződik, amelyet hélium hűtésű üzemanyag-kazetták esetén ajánlott használni. A korrelációból a Nusselt-szám számítható, majd abból a hőátadási tényező meghatározható.

$$Nu = 0,02087 \cdot Re^{0,7878} \cdot 0,855 \cdot \left(\sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} \cdot \frac{P}{D} \right)^{0,1688} \cdot \left(\sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} \cdot \frac{P}{D} + 1 \right)^{0,2122} \cdot \left(\frac{T_{out}}{T_{in}} \right)^{-0,4} \quad (7)$$

Ahol:

Re – az áramlásra jellemző Reynolds-szám

P – a rácsoztás [mm]

D – a pálcaátmérő [mm]

T_{in} – a belépő hűtőközeg átlagos hőmérséklete [K]

T_{out} – a kilépő hűtőközeg átlagos hőmérséklete [K]

A számításhoz 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=13011) alacsonyabb, mint izotermikus esetben. A Reynolds-számmal kiszámíthatom a Nu-számot a Rehme-formula [12] segítségével.

A 7. egyenlet alapján meghatározható a Nusselt-szám, abból pedig az átlagos hőátadási tényező (8).

$$\alpha = \frac{Nu\lambda}{D_e} \quad (8)$$

Ahol:

α - a hőátadási tényező [W/m²K]

D_e - a hidraulikailag egyenértékű átmérő [m]

λ - az áramló közeg átlagos hővezetési tényezője [W/m·K]

A 9. összefüggés alapján meghatároztam a CFD modellel által a pálcaburkolatra adott hőátadási tényezőt.

$$\alpha = \frac{\dot{q}''}{T_{fal} - T_{közeg}} \quad (9)$$

Ahol:

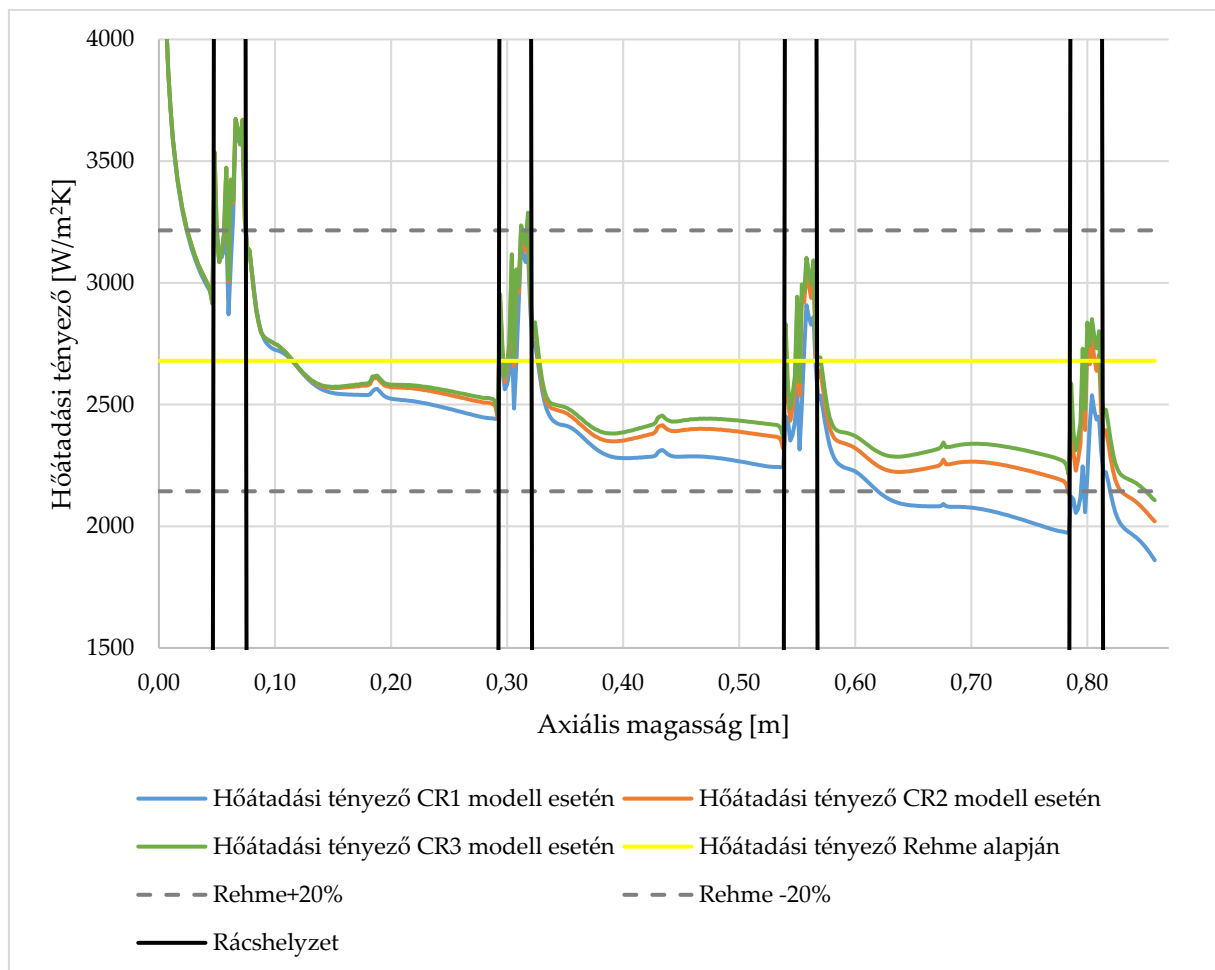
α - a hőátadási tényező [W/m²K]

\dot{q}'' - az átlagos felületi hőfluxus [W/m²]

T_{fal} - a pálcafal átlagos hőmérséklete [K]

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

Ily módon az empirikus formulával és a CFD modellekkel számított hőátadási tényező összehasonlíthatóvá vált, így a hőátadás megfelelő modellezése igazolható.



10. diagram: A hőátadási tényező hossz menti változása a különböző modellek esetében

A 10. diagramon látható a hőátadási tényező változása a magasság függvényében. A modellek eredményei hasonló változást mutatnak. A CR3 modell esetében a legnagyobbak az értékek, mivel a változatlan hőfluxus mellett a legkisebb a különbség a fal és a közeg átlagos hőmérséklete között. A hőmérséklet különbségből kifolyólag a CR1 modell adta a legalacsonyabb értékeket. A távtartórács hatása miatt kialakul rácsonként egy csúcs az értékekben. A lokális maximum a fluidum sebességének megnövekedése miatt következik be. A rács hatására az áramlási keresztmetszet lecsökken, és a kontinuitás törvényének megfelelően a közeg sebessége megnő, így az intenzívebb keveredés hatására a hőátadási tényező értéke megemelkedik. Az aktív pálcaszakasz kezdetén az értékek magasak, mivel a szakaszon még nem alakult ki a termikus határréteg, így a hőátadási tényező értéke is magas. A diagramon továbbá látható a Rehme empirikus korreláció által becsült érték is. Megfigyelhető, hogy a modelleredmények a korreláció $\pm 20\%$ -os hibahatárán belül vannak.

5. Turbulenciamodellek eredményekre gyakorolt hatása

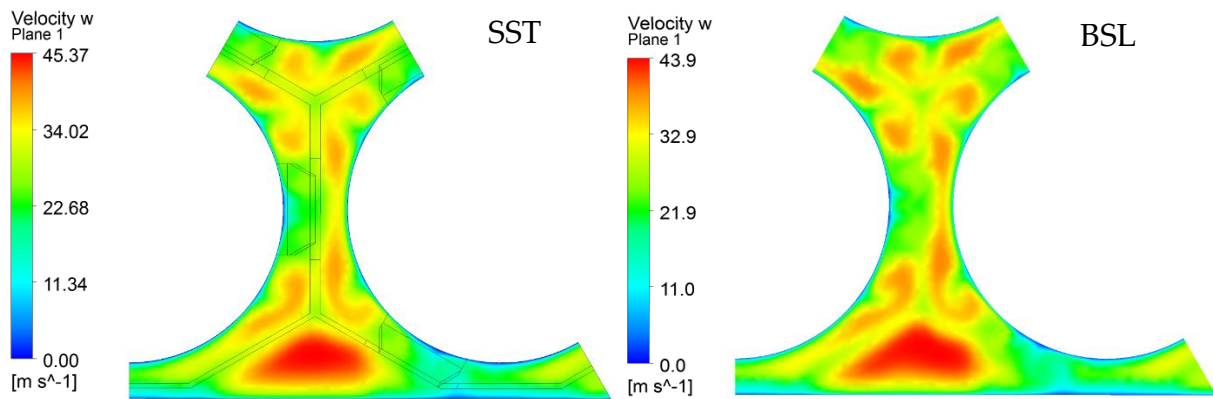
5.1. A modell felépítése

Ebben a fejezetben két modell eredményét hasonlítom össze, melyek az alkalmazott turbulenciamodellben különböznek csak. Ezek a modellek szintén a teljes aktív pálcaköteg részt írják le a burkolat és a kazettafal modellezése nélkül. A peremfeltételek megegyeznek az előző fejezetben ismertetettekkel. A két turbulenciamodell, amelyet alkalmaztam a BSL Reynolds-feszültség és az SST $k-\omega$ turbulenciamodell.

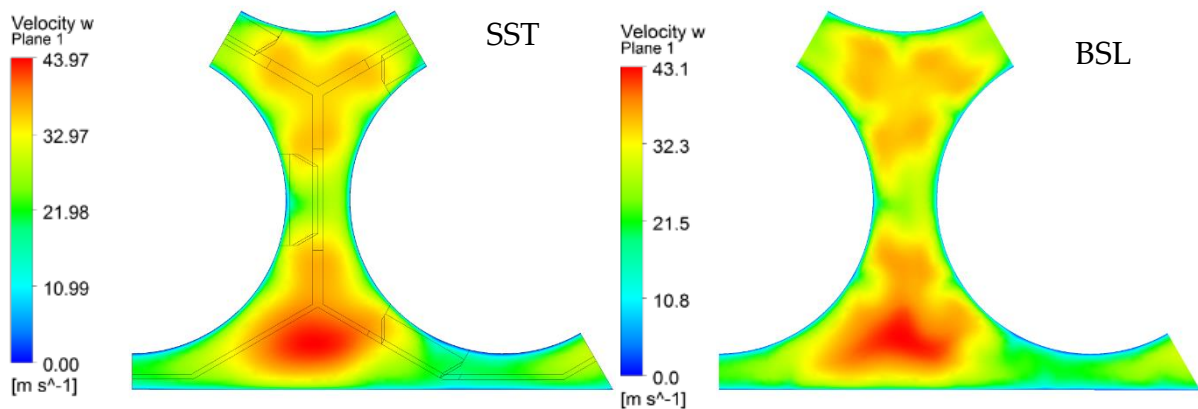
Az SST (Shear Stress Transport) az egyik legszéleskörűbben használt turbulenciamodell. A modell azon alapul, hogy turbulencia frekvencia alapú modellt old meg a fal közelében ($k-\omega$ modell) és disszipáció alapút ($k-\varepsilon$ modell) a szabad áramlási térben. Keresztdiffúziós tag kapcsolja össze a két modellt az átmeneti régióban. Egy függvénnyel a turbulens viszkozitás értékét korlátozza a turbulenciamodell, így pontosabban tudja becsülni a határréteg leválásának helyét. Az SST modell alkalmazhatóságát nagyszámú mérési eredménnyel igazolták az évek során. Az SST modell tartják az egyik legpontosabb modellnek az aerodinamikai elemzésekhez [14].

A BSL (BaSeLine) Reynolds-feszültség modell a Reynolds-átlagolt Navier-Stokes egyenleteket oldja meg. A modell figyelembe veszi a turbulencia anizotrópiáját, így kijelenthető, hogy fejlettebb az SST modellnél. A szekunder áramlások bizonyos típusa a turbulencia anizotrópiából származik, így jobban leírja azt. Mivel több parciális differenciál egyenletet old meg a BSL modell, így konvergenciája bizonytalanabb, és a számítási erőforrásigénye is nagyobb. A modell kevésbé széleskörűen validált, mint az SST turbulenciamodell. A BSL modellt szabadsugarak és csatornában kialakuló áramlások leírására pontosabbnak tartják [14].

5.2. A modell eredmények összehasonlítása



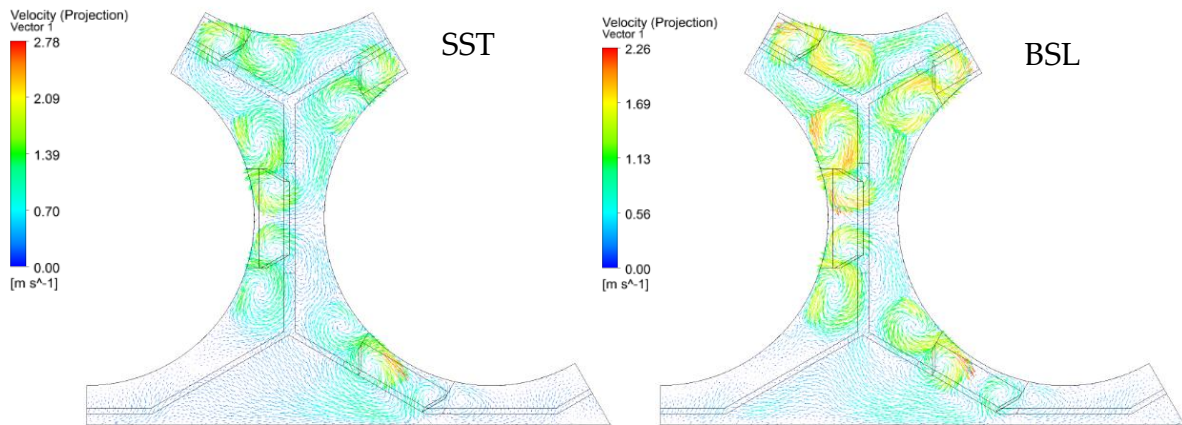
21. ábra: A különböző modellekkel számított sebességeloszlások a második távtartórács után 1D távolságban



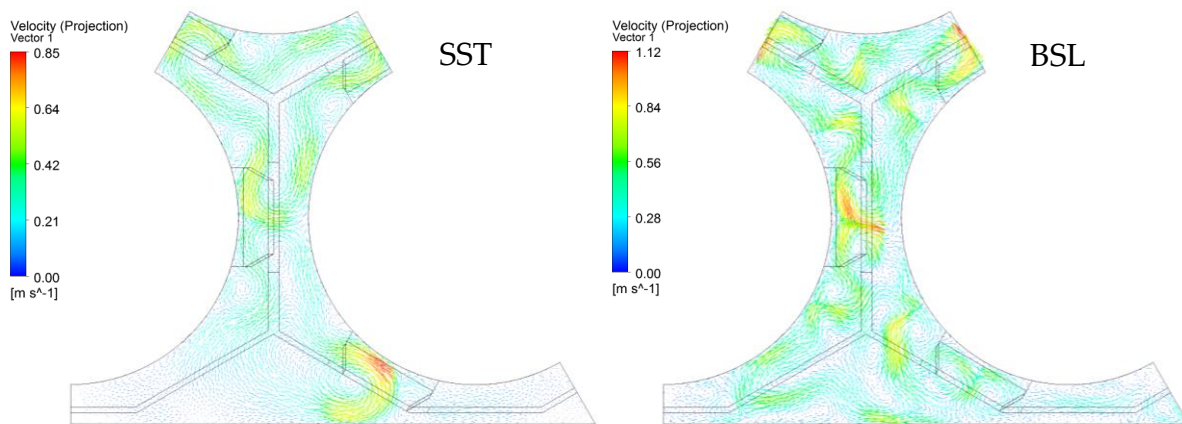
22. ábra: A különböző modellekkel számított sebességeloszlások a második távtartórács után 5D távolságban

A 21-22. ábrákon vannak ábrázolva a különböző turbulenciamodellek felhasználásával számított sebességeloszlások. A távtartórácsot közvetlenül követő 1D távolságban az eloszlások jellege megegyezik, de a távolabbi 5D távolságban már megfigyelhetők kisebb eltérések.

23-24. ábrákon figyelhetők meg a különböző turbulenciamodellek által adott keresztáramlások. A pálcakötegekben létrejövő áramlásokra jellemző, hogy kialakul a fő áramlási irányra merőleges síkban áramlás. Ezek a keresztáramlások vagy szekunder örvények rendszere.

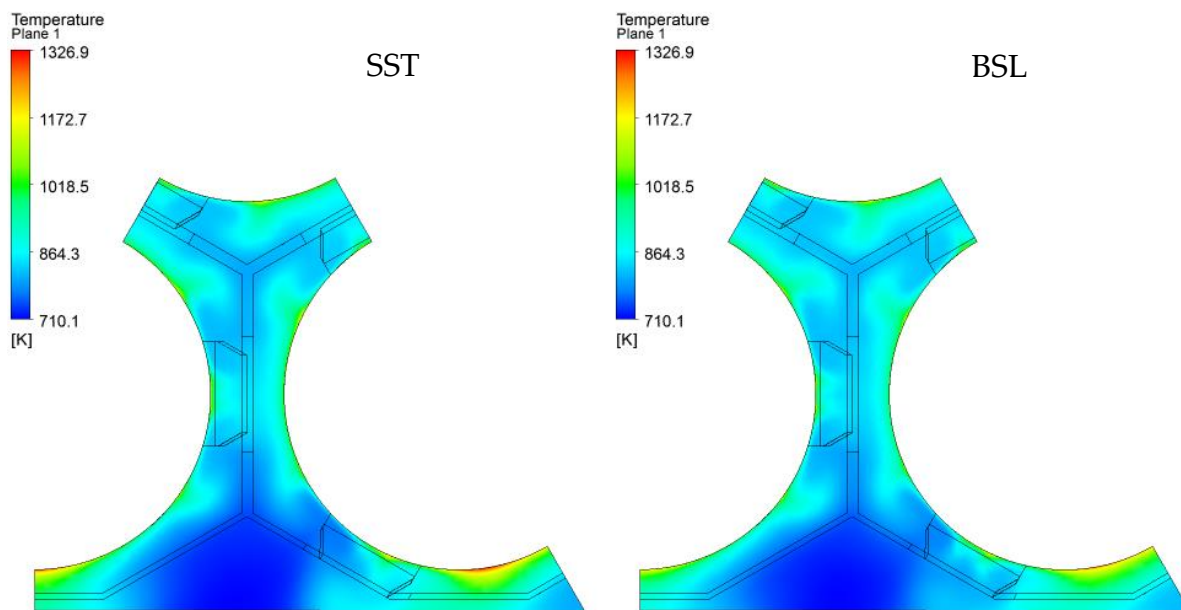


23. ábra: A különböző modellekkel számított keresztáramlások a második távtartórács után 1D távolságban

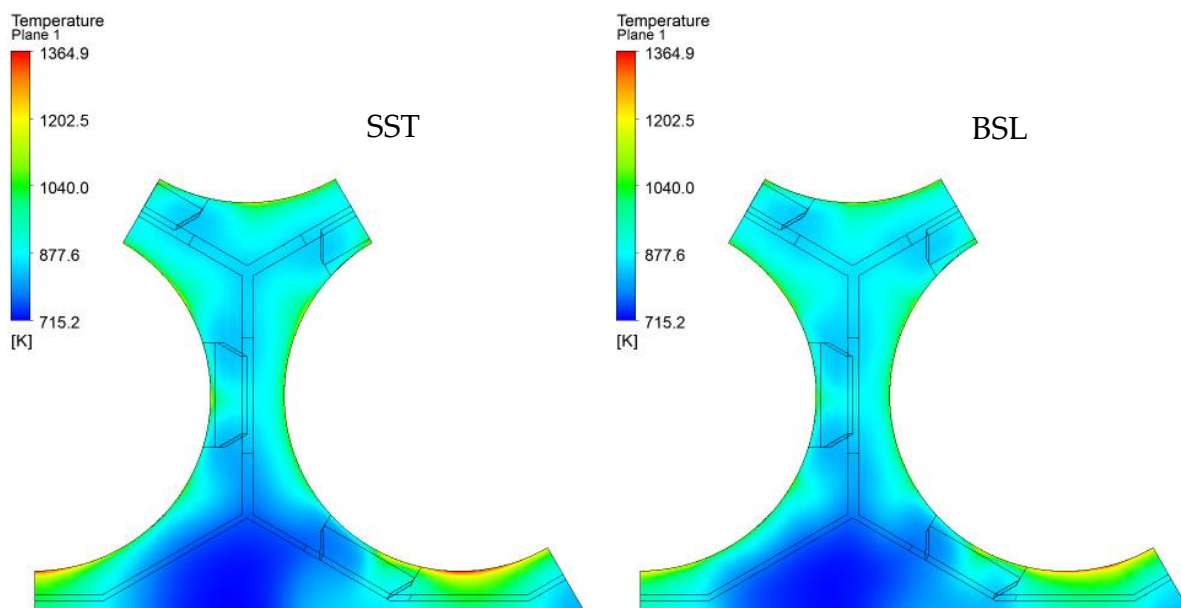


24. ábra: A különböző modellekkel számított keresztáramlások a második távtartórács után 5D távolságban

A tényleges áramlást tehát az axiális irányú és a keresztáramlások szuperpozíciója adja. A különböző modellek ezeket a szekunder örvényeket különböző mértékben adják vissza (pl. a $k-\epsilon$ modell esetén az örvények nem jelennek meg). Látható, hogy a távtartórács közvetlen közelében a két modell jellegre hasonló eredményeket ad (23. ábra). Ebben a tartományban a keveredés erőteljes, az örvények sebessége nagyobb. A régióban az SST modell túlbecsüli a keresztörvények sebességét a BSL modellhez képest. 5D távolságban, a rácstól távolabb az örvényrendszerek struktúrája eltérő a két modell esetén (24. ábra). Ezen a szakaszon a BSL modell adja a nagyobb sebesség értékeket. Az eltérések azt bizonyítják, hogy a BSL Reynolds-feszültség modell figyelembe veszi a turbulens áramlás anizotrópiáját. Ezeket a folyamatokat az SST modell nem képes leírni. Mindkét modell esetén elmondható az a következtetés, hogy a távtartórács teljesen átrendezi azokat a szekunder örvényeket, amelyek a szabad pálcaköteg szakaszon kialakulnak. A rác után még 5D távolságban sem rendeződik vissza az áramlási kép a rác előtti állapotba.

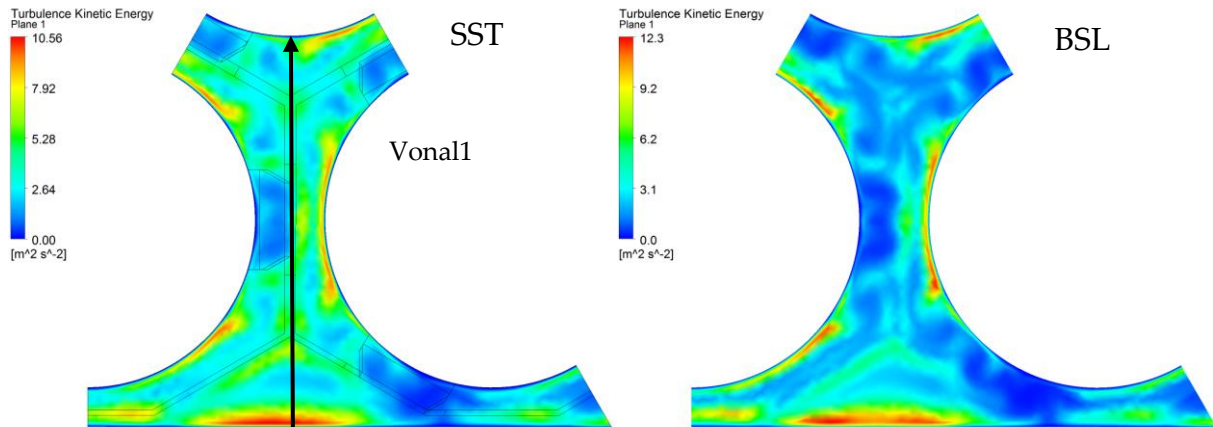


25. ábra: A különböző modellekkel számított hőmérséklet-eloszlás a második távtartórács után 1D távolságban

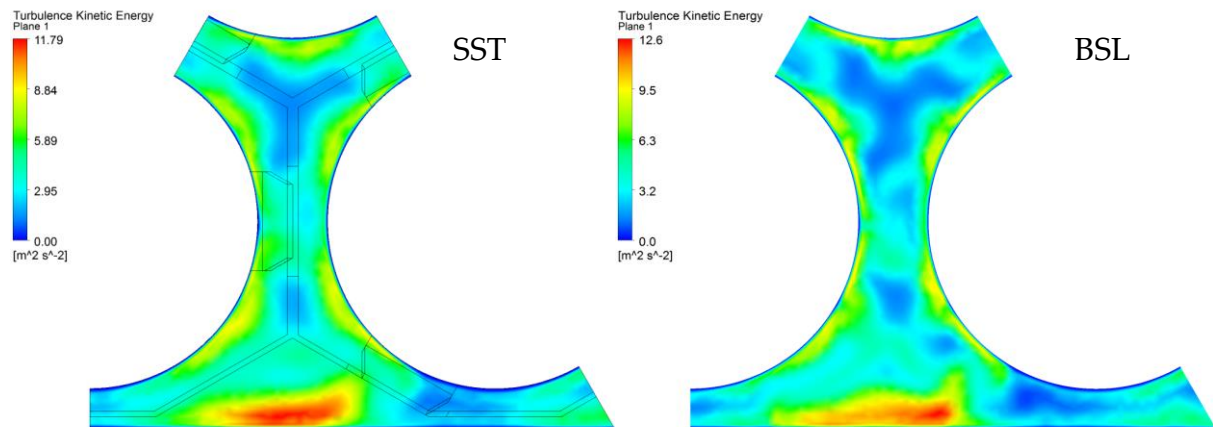


26. ábra: A különböző modellekkel számított hőmérséklet-eloszlás a második távtartórács után 5D távolságban

A 25.-26. ábrákon láthatóak a második távtartórács utáni hőmérséklet-eloszlások. Megfigyelhető, hogy az eloszlások kisebb eltéréseket mutatnak a sarok szubcsatornában, és a kazettaperem menti csatornában. A belső szubcsatornát a két modell megegyezően írja le.

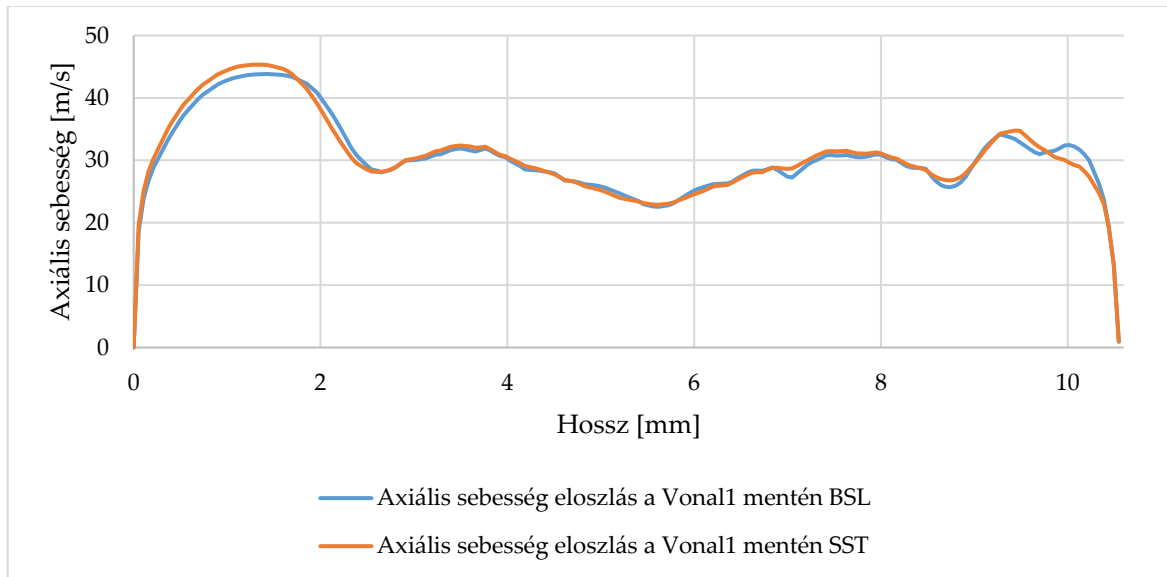


27. ábra: A különböző modellekkel számított turbulens kinetikus energia eloszlás a második távtartórác után 1D távolságban

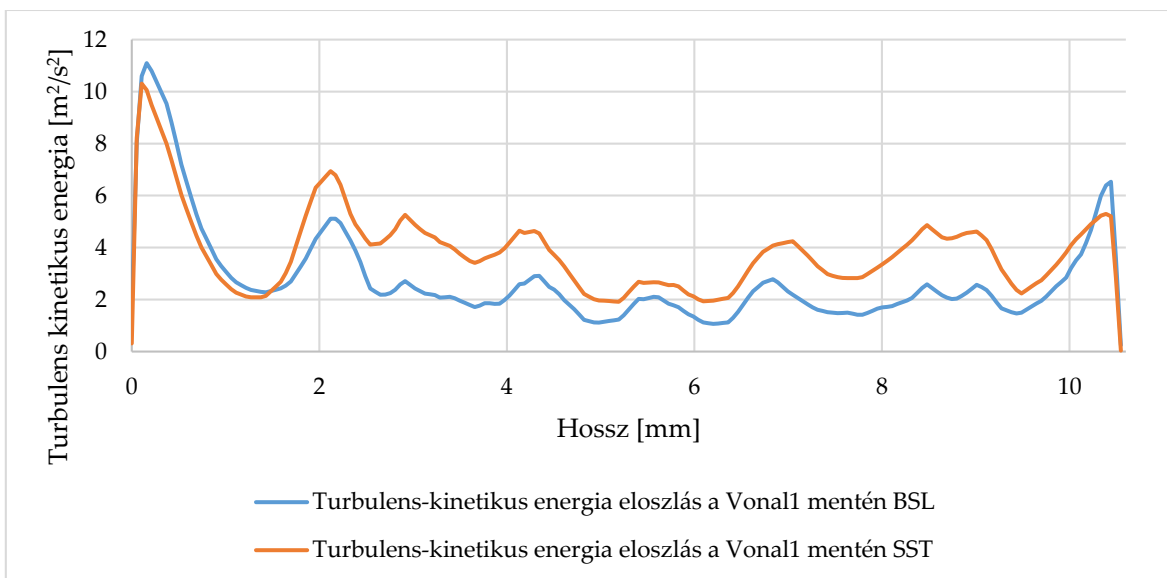


28. ábra: A különböző modellekkel számított turbulens kinetikus energia eloszlás a második távtartórác után 5D távolságban

A 27-28. ábrákon láthatóak a turbulens kinetikus energia eloszlások a második távtartórác után a két kiválasztott távolságban. A negyedik távtartórác utáni eloszlások is az itt megfigyelhető jelleget mutatják. A távtartórác után a két modell esetében az eloszlás hasonlóan mondható, de az SST modellel számított turbulens kinetikus energia eloszlások homogénebbek. A BSL eredményei sokkal nagyobb változást mutatnak az adott keresztmetszetben. A turbulens kinetikus energia értéke általában azokban a régiókban magas, ahol az áramlás erőteljesen nyíródik. Ezek a nyíró hatások hozzák létre a turbulens örvényeket, amelyek az áramlással tovább haladnak. Tehát a vörös színnel jelzett tartományok az adott keresztmetszetben a turbulens örvények kialakulásának lehetséges helyei. Ezek a régiók a pálcaburkolat és a kazettafal közelében találhatóak.

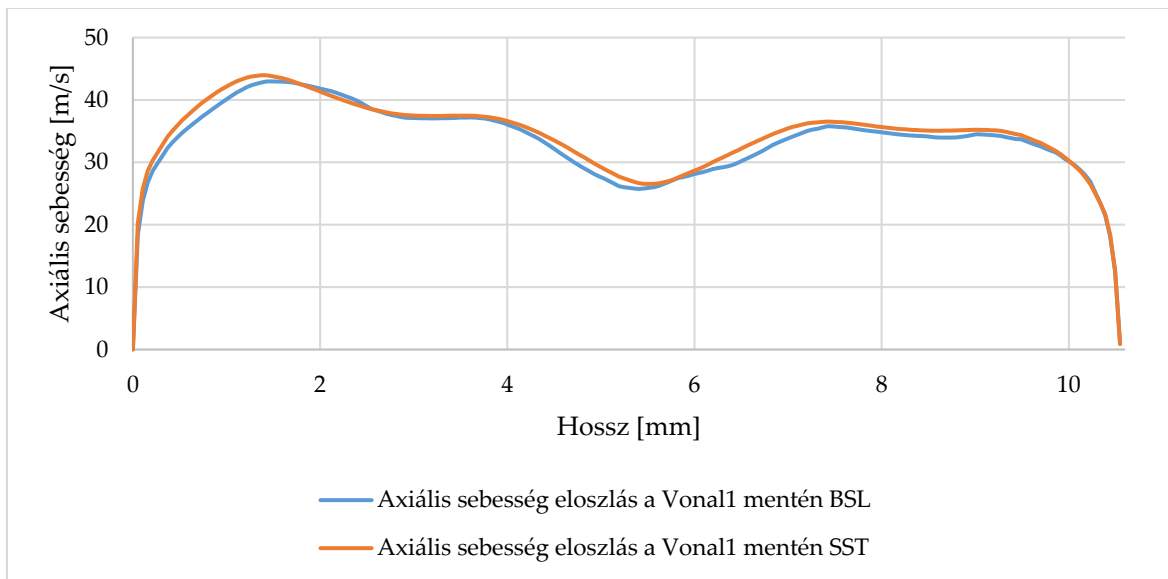


11. diagram: Axiális sebesség eloszlás a második távtartórács után 1D távolságban a Vonall1 mentén

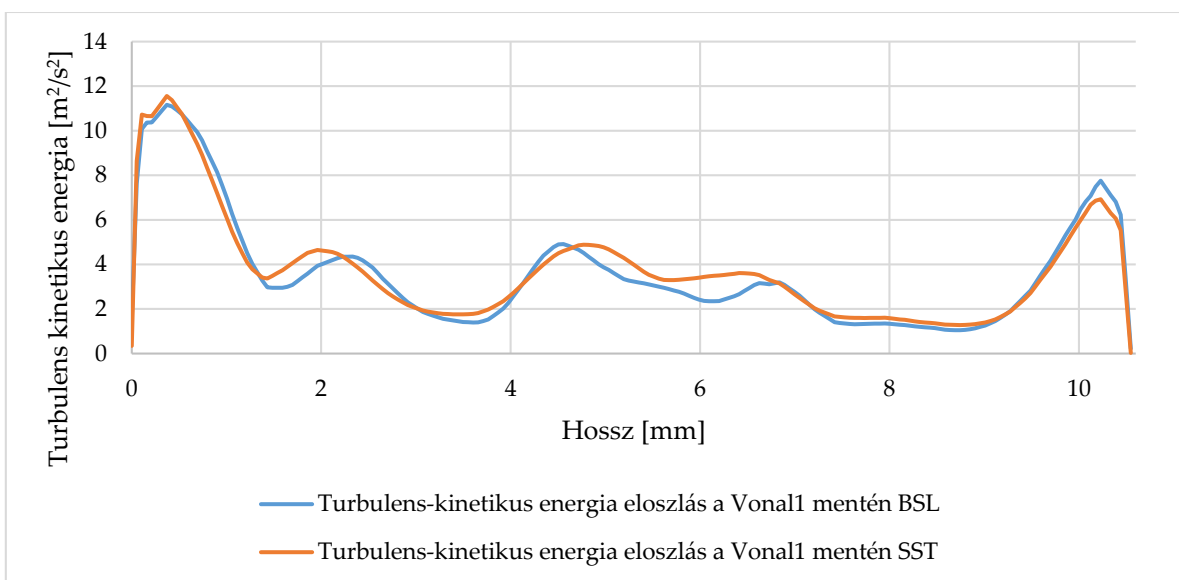


12. diagram: Turbulens kinetikus energia eloszlás a második távtartórács után 1D távolságban a Vonall1 mentén

11.-12. diagramokon láthatóak a Vonall1 mentén kiértékelt adatok a két turbulenciamodell esetén a rácstól vett 1D távolságban. Megfigyelhető, hogy míg a sebességeloszlások szinte megegyeznek, addig a turbulens kinetikus energia eloszlása különbözik a két modell esetén a fentebb leírt módon.



13. diagram: Axiális sebesség eloszlás a második távtartórács után 5D távolságban a Vonal1 mentén



14. diagram: Turbulens kinetikus energia eloszlás a második távtartórács után 5D távolságban a Vonal1 mentén

13-14. diagramokon láthatóak a Vonal1 mentén kiértékelt adatok 5D távolságra a távtartórácstól. Ebben a távolságban is az látható, hogy a sebességeloszlások jól, míg a turbulens kinetikus energia eloszlások kevésbé jól egyeznek.

Habár a BSL Reynolds-feszültség modell még nem annyira széles körűen validált, de fejlettebb és általánosabb turbulenciamodell, mint az SST. Ebből kifolyólag és az áramlás pontosabb leírása miatt a BSL Reynolds-feszültség modellt alkalmaztam a továbbiakban.

6. Hősugárzással kibővített modellek

6.1. Hősugárzási modellek az ANSYS CFX-ben

Numerikus termohidraulikai számításoknál csak bizonyos esetekben érdemes a hősugárzást modellezni. Ennek legfőbb oka az, hogy jelentősen megnöveli a számítások erőforrásigényét, jóllehet sok esetben elhanyagolható. A hétköznapi problémák esetén a hősugárzás jelentősége sokszor elhanyagolható, hiszen az alacsonyabb hőmérséklet tartományban főleg a hővezetés és a hőátadás a domináns fizikai folyamat. Azokban az áramlástani esetekben, amikor a közeget határoló felületek magas hőmérsékletűek, a sugárzásos hőtranszport fontossá válhat. Tipikusan ilyen esetek a kemencék és az égésterek. Jelen problémakörben, vagyis a gázhűtésű reaktorban szintén hasonló körülmények fordulnak elő, így érdemes a problémát ebből az aspektusból is tárgyalni.

Az ANSYS CFX kód négy hősugárzási modellt kínál fel. A Rosseland és a P1 modell főleg optikailag vastag és diffúz közegek (szennyezett gázok, pára, köd) esetében jó választás. Optikailag vékony határfelületek és átlátszó közegek esetén a Monte Carlo (MC) és a Discrete Transfer (DT) modellek a megfelelőek. A hélium optikailag átlátszónak tekinthető, úgyhogy az utóbb említett két modell választottam a sugárzásos hőátadás tanulmányozására.

A Discrete Transfer modell alapja, hogy a sugárzó felületelemekből több sugárnyaláb lép ki, amelyek útját követi a számítás. A módszert Shah fejlesztette ki 1979-ben a sugárzás általi hőtranszportot leíró egyenlet diszkretizációjából. A felületelemből azonos sugárnyalábok lépnek ki, majd a következő határfelületeken megtörnek. A felületek optikai tulajdonsági azonosnak vannak feltételezve. A sugárnyalábokat nyomon követi a számítás a fluidumon keresztül is, oly módon, ahogy azt a MC modell is teszi a fotonokkal. Ahhoz, hogy pontos eredményt szolgáltatson a modell, a cellaméretet úgy kell megválasztani, hogy a sugárzási térben azok elfogadhatóan homogének legyenek, méretük ne változzon túl gyorsan. A sugárnyalábok irányai a következőképpen vannak meghatározva: a kiválasztott felületelemre egy képzeletbeli félgömb felület kerül felhelyezésre, majd azt felosztják egyenlő térszögű részekre a felületelemet elhagyó sugárnyalábok száma alapján (általában 8). Ezután a kiválasztott részek centrumán át távozik a felületelemből a sugárnyaláb.

A Monte Carlo modell leírja a fizikai kölcsönhatást a fotonok és környezetük között. A fotonok foton forrásból indulnak, majd a számítás nyomon követi őket a rendszeren keresztül addig, míg súlyfaktoruk le nem csökken egy minimális érték alá. Ekkor a foton eltűnik a rendszerből. A foton minden időpillanatban részt vesz egy eseményben, felülettel találkozik, szóródik, vagy elnyelődik, ekkor a jellemzőik újra

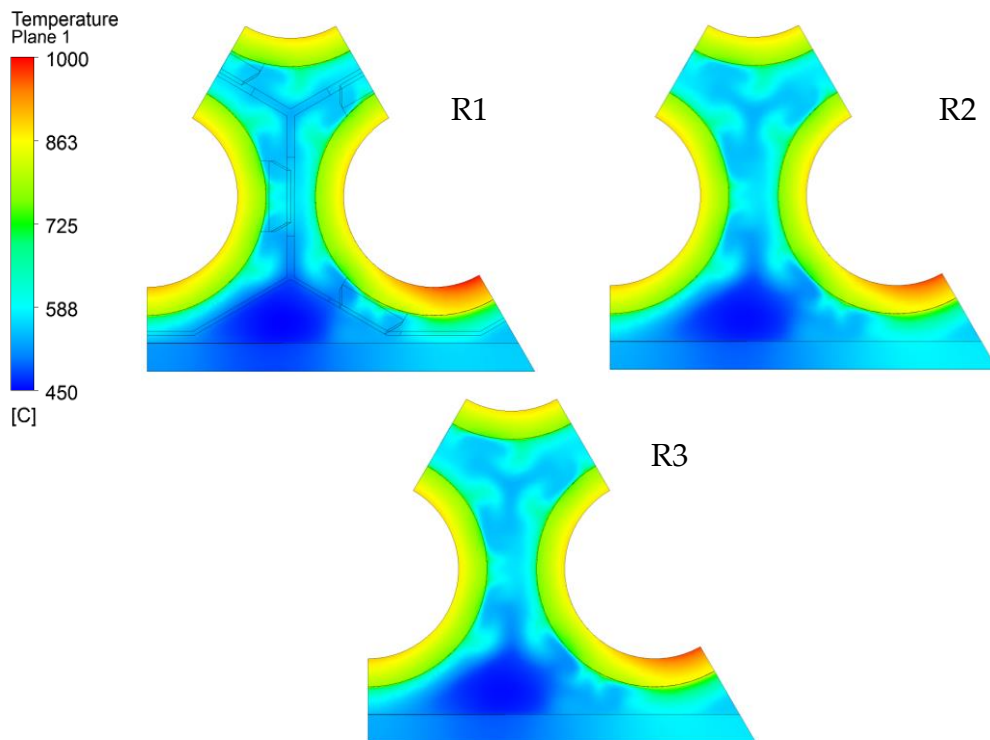
frissülnek. Ez a folyamat egy eseménytárat fog generálni minden foton esetén. Az eseménytárak számának növelése adja a modell pontosságát. A foton forrás a kibocsájtott sugárzás alapján van meghatározva, ez nem szürke felületek esetén lehet frekvencia szelektív sugárzás is. A CFX-ben az MC modell esetén szabad durvább hálót is használni a sugárzási tér diszkretizálására, mivel ha csak a radiációt vizsgáljuk, és más fizikai folyamatok nem meghatározóak, akkor a részecsketranszport folyamatok lényeges része általában a sugárzó felületeken megy végbe. A modell különlegessége, hogy szilárd anyagokban is képes leírni a hősugárzásos energiáttranszportot [15].

6.2. A modellek felépítése

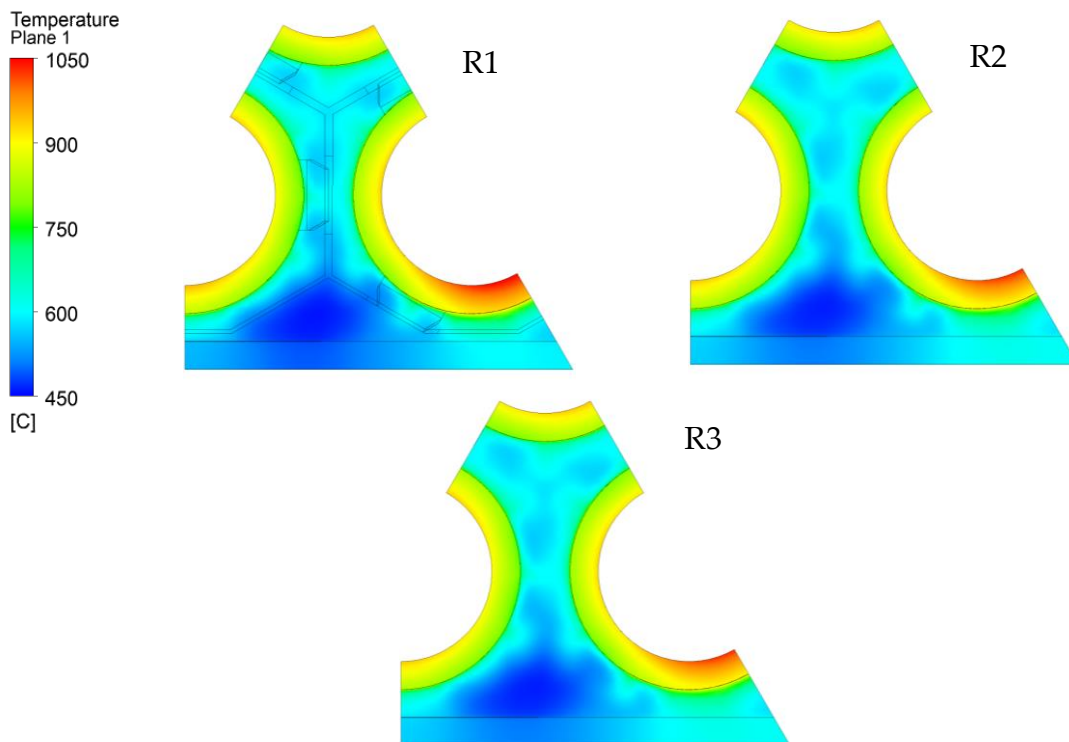
Ebben az alfejezetben három modell kerül bemutatásra. Az első (R1), az előző fejezetekben bemutatott teljes pálcaválósugárzó modell a kazettafalat és a pálcaburkolatot foglalja magába. A második (R2), ugyanezen modell, kibővítve a DT sugárzásos hőtranszport modellel. A harmadik (R3) szintén a teljes modell, annyi különbséggel, hogy a hősugárzás az MC módszerrel van leírva. Mint ahogy az a fejezet elején említve volt, a számítási erőforrásigények ezen módosításokkal nagyon megnöttek, ezért szükségszerűvé vált a teljes pálcaköteg modell felosztása 4 darab rövidebb, jobban kezelhető részre. Az így lecsökkentett méretű modellekkel egymás után végeztem számításokat, vagyis a geometriailag lejjebb elhelyezkedő modellrész kilépő peremén kiexportált paraméterek adták a geometriailag sorban következő modell belépő peremfeltételeit. Ezen paraméterek a következők voltak: lokális hőmérséklet-eloszlás, sebességeloszlás, turbulens kinetikus energia eloszlás és annak disszipációja. A BSL Reynolds-feszültség modellt használtam a számítások során. A pálca és a palást felületeken szükséges volt definiálni az emissziós (ϵ) tényezőt, ami 0,8 megfelelve a szilícium-karbidra jellemző értéknek [13]. A hélium mindkét hősugárzási modellben transzparens közegnek lett feltételezve, így csak a felületek közti transzport van modellezve. A transzparens közelítés azért megfelelő választás, mert a hélium teljesen átlátszó, és még nagy nyomáson sem sűrű közeg (Kb. 5-2,7 kg/m³). Ezért joggal feltételezhető, hogy a sugárzásos hőtranszport csak a kazettafal és a pálcaburkolatok között számottevő. A DT modell esetében a felületelemekből kilépő sugárnyalábok száma nyolcra lett megadva. A MC módszer esetében az eseményszám az alapérték 10000-ról 5000-re lett csökkentve a számítás gyorsabb futása érdekében. Az MC módszer lehetőséget nyújt a gázban történő szóródás modellezésére is, de ezt elhanyagoltuk. Mivel a SiC anyag sugárzásos anyagjellemzői nem ismertek (burkolatanyag még kutatás tárgya), így a pálcaburkolaton belüli sugárzásos hőtranszportot figyelmen kívül kellett hagyni. Az egyéb peremfeltételek az előző modellekhez hasonlóan lettek megválasztva. A hálófelbontás megegyezik az előző fejezetekben bemutatottal.

6.3. A modellek eredményei

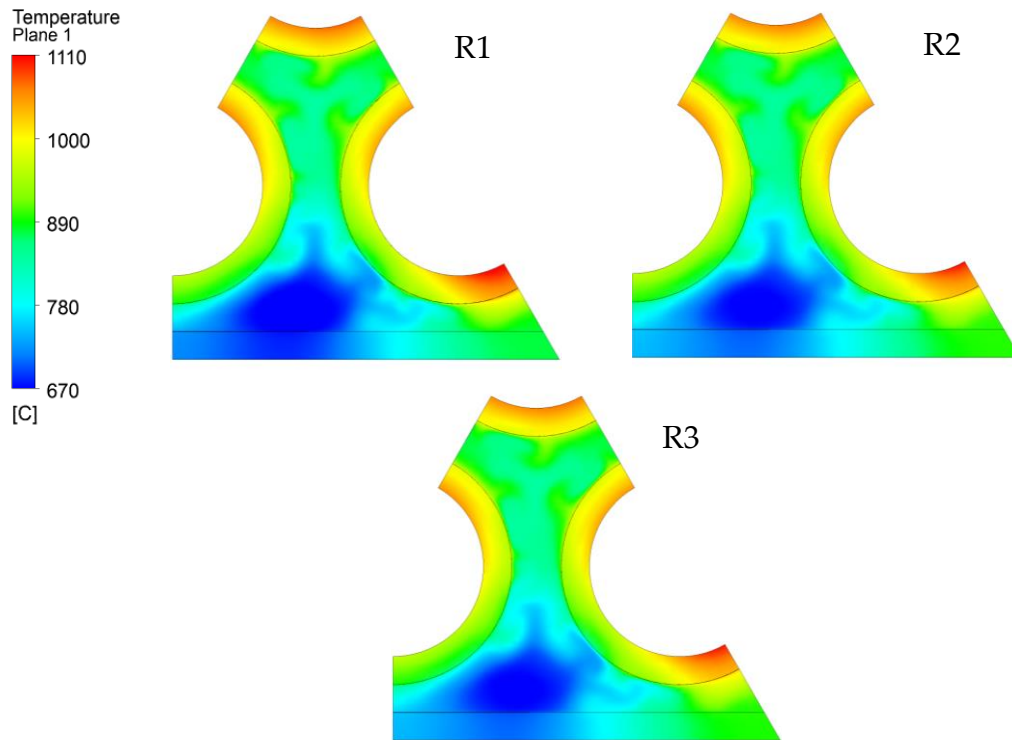
A sebességmezőre gyakorolt hatása a hőszugárzásnak csekély, így az nem kerül újbóli bemutatásra.



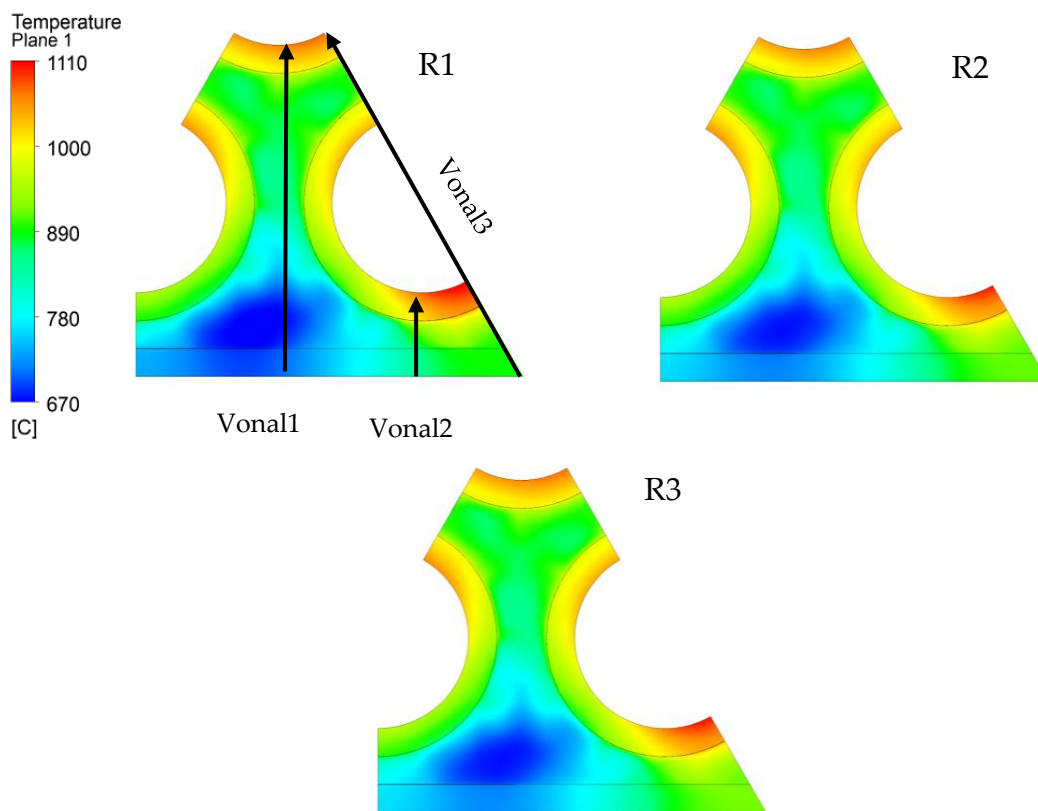
29. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a második távtartórács után 1D távolságban



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

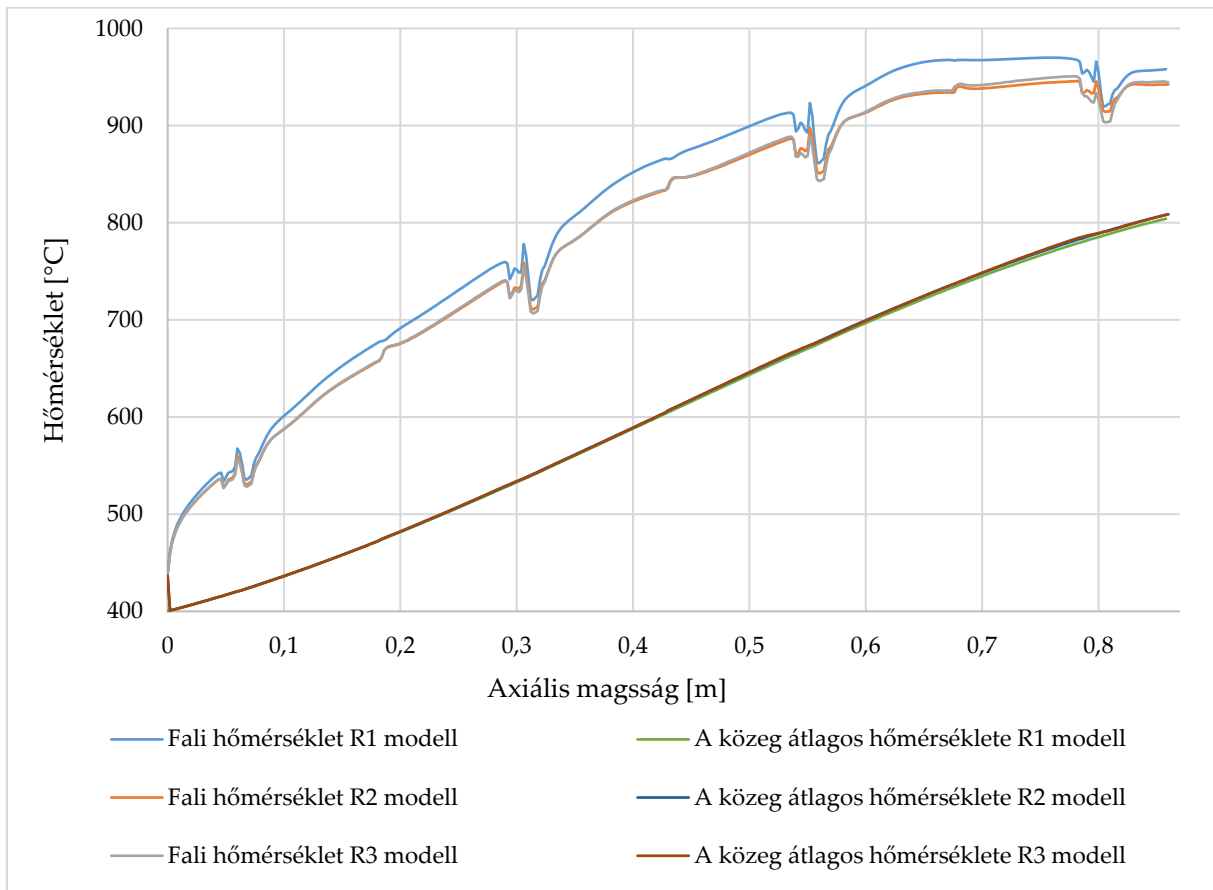


31. ábra: Keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlás a negyedik távtartórács után 1D távolságban



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

29-32. ábrákon láthatóak a keresztmetszeti hőmérséklet-eloszlások. Jelentős eltérések nem figyelhetők meg a hőszugárzást leíró modellek eredményei között. Az R1 modellnél a legmagasabb a sarok pálca burkolat hőmérséklete, amely annak köszönhető, hogy a sugárzásos hőátvitel a többi modellben le van írva, és ez csökkenti az értékeket. Ez a csökkenés nem annyira szembetűnő, mint abban az esetben, amikor a modellt kibővíttem a pálcaburkolattal és a kazettafallal, de kiértékelve és számszerűsítve az eredményeket jobban megfigyelhetők a különbségek.



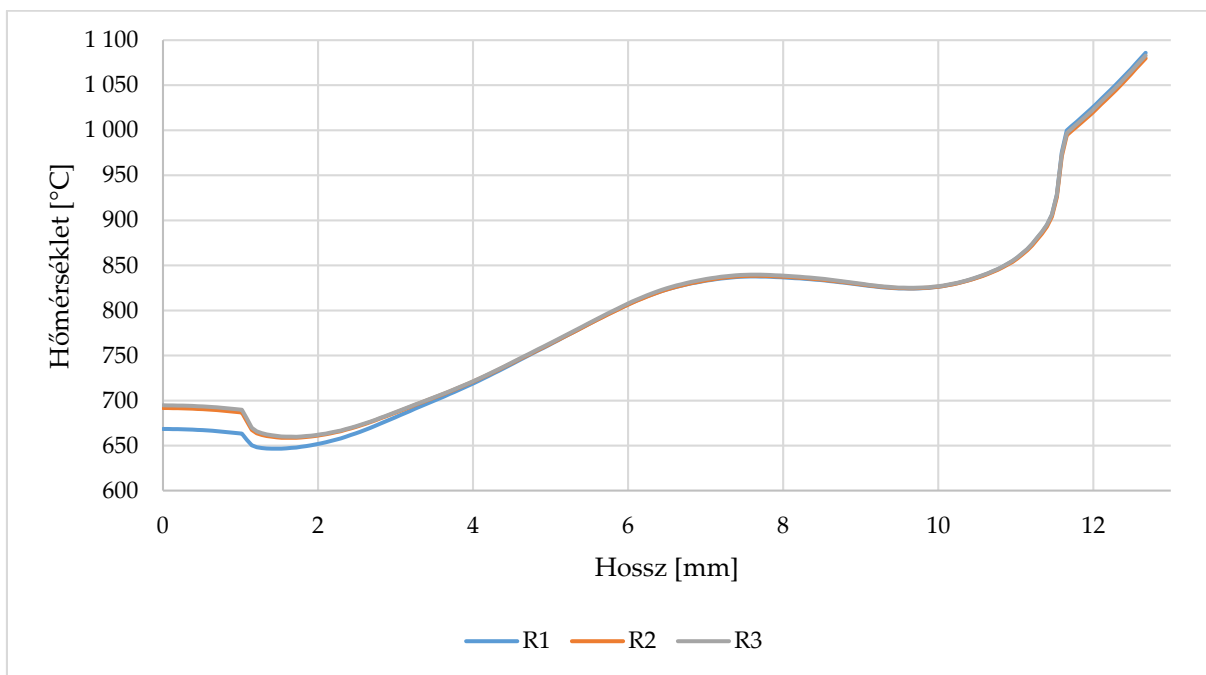
15. diagram: A fal és a hűtőközeg átlaghőmérséklete a hossz mentén

A 15. diagramon látható a fal és a hűtőközeg átlaghőmérséklet axiális eloszlása az aktív pálcaköteg mentén. Az R1 hőszugárzást nem tartalmazó modell esetén a legmagasabb a fali hőmérséklet. A két, sugárzásos transzportot modellező esetben nem figyelhető meg lényeges eltérés az eredmények között. A hélium átlagos hőmérséklete mind a három esetben azonos értékeket vesz fel. A 6. táblázatban láthatóak az egyes modellek különböző régióiban adódó maximális hőmérsékletek. A legalacsonyabb értékeket mindkét régióban az R2 modell adta, amely a Discrete Transfer módszerrel számolta a hőszugárzás jelenségét.

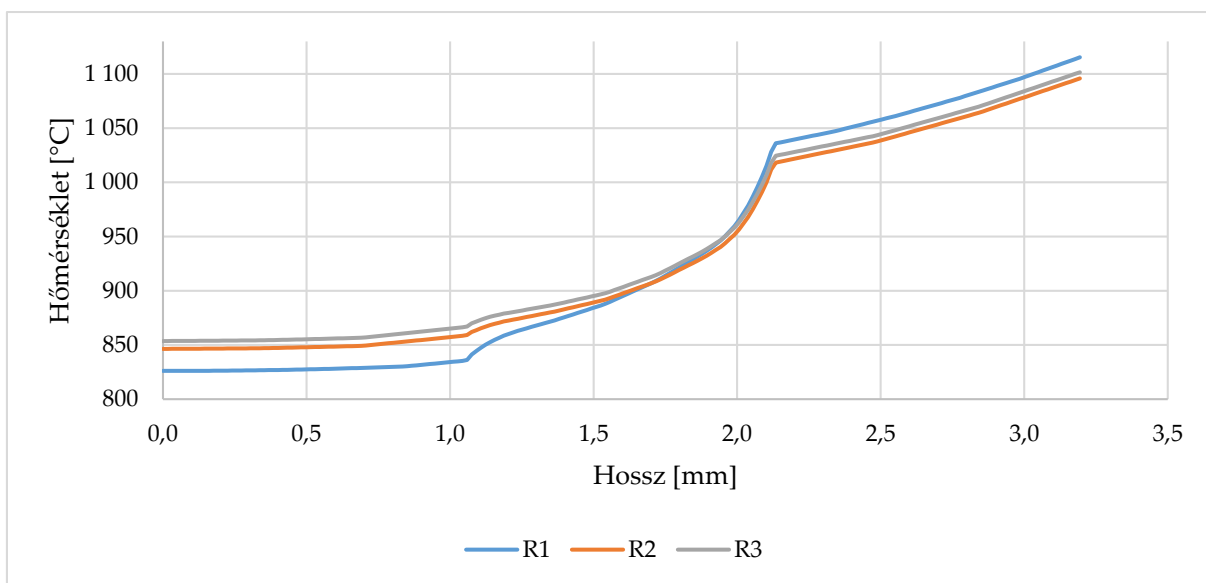
| Modell | Maximális hűtőközeg hőmérséklet [°C] | Maximális pálcaburkolat hőmérséklet [°C] |
|--------|--------------------------------------|--|
| R1 | 1105,93 | 1208,09 |
| R2 | 1084,61 | 1179,35 |
| R3 | 1093,18 | 1183,14 |

6. táblázat: A modellek által adott maximális hőmérsékletek

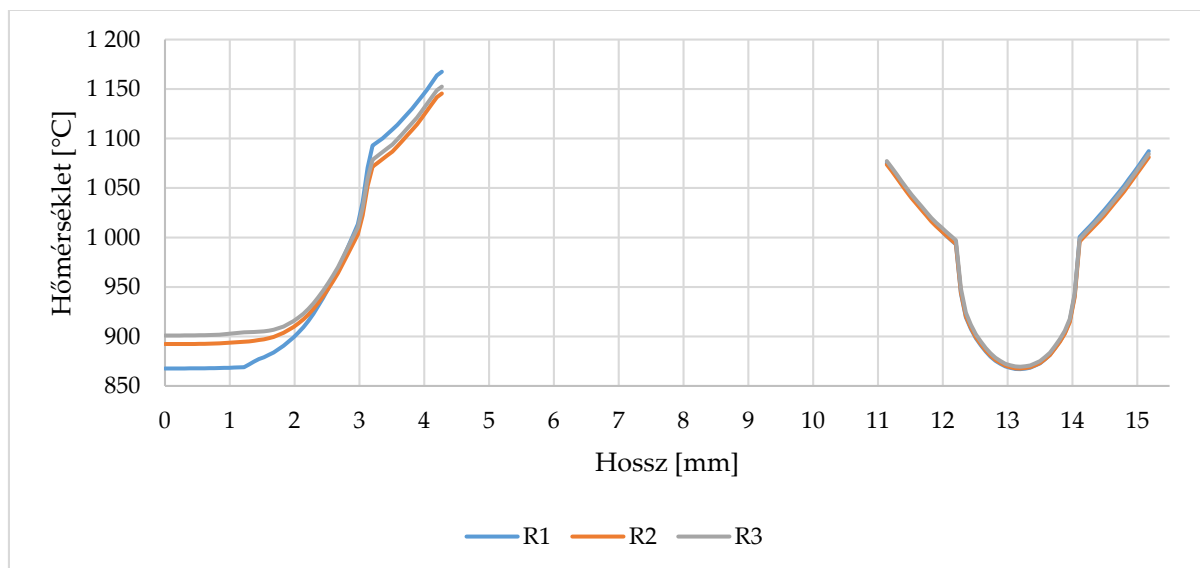
A 34. ábrán látható három kiértékelő vonal mentén összehasonlítva az eredményeket 784 mm magasságban jobban érzékelhetők az eltérések, mivel itt adódik a pálcaburkolat külső felszínének hőmérsékleti maximuma (Tmax).



16. diagram: Vonal1 menti hőmérséklet-eloszlás Tmax magasságában



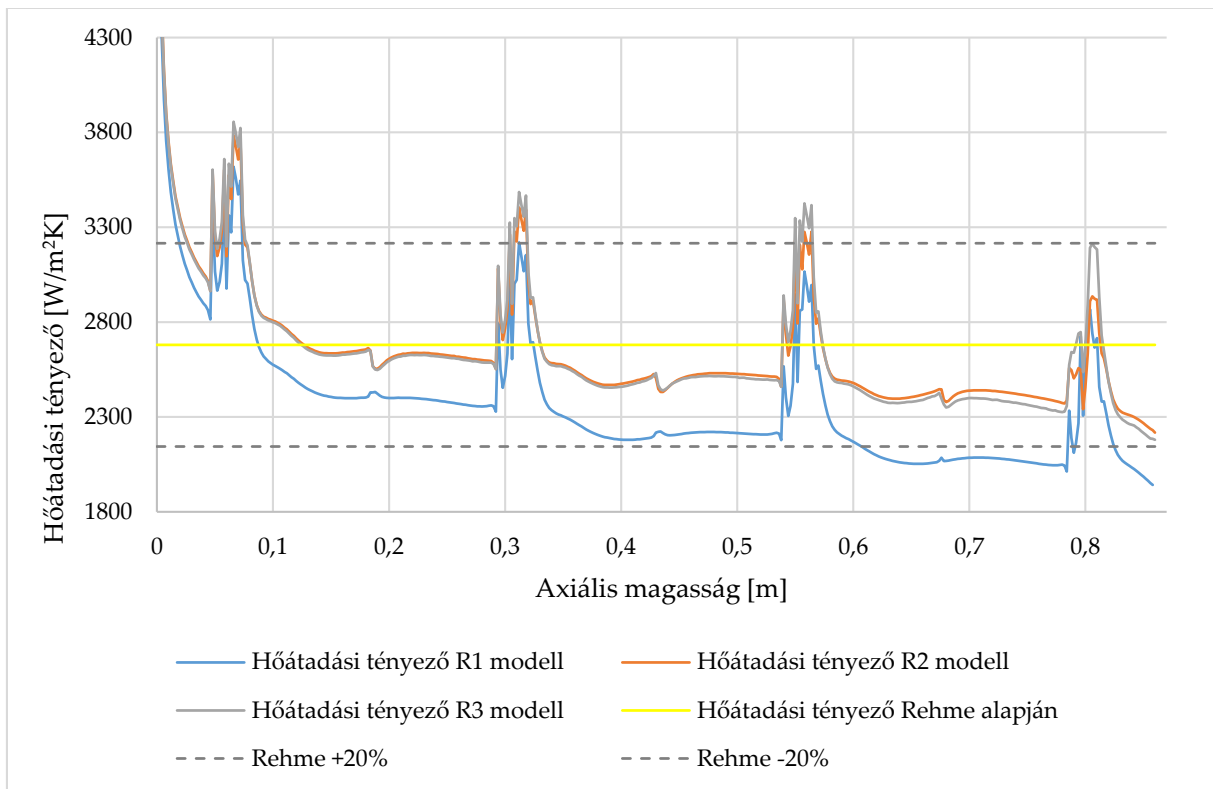
17. diagram: Vonal2 menti hőmérséklet-eloszlás Tmax magasságában



18. diagram: Vonal3 menti hőmérséklet-eloszlás Tmax magasságában

Mindhárom diagramon (16-18. diagram) nyomon követhető az, hogy a hőszugárzás további hőenergiát szállít el a pálcaburkolatból, így annak hőmérséklete a hőszugárzásos modelleknél alacsonyabb maximumokat vesz fel. Tehát az R1 modellben a legnagyobb a burkolat hőmérséklete, míg az R3 modellben a legalacsonyabb. A kazettafal esetében ellentétes tendencia figyelhető meg, hiszen jelen esetben a kazettafal „hőnyelőként” viselkedik, ezért a hőszugárzásos modellekben magasabb a kazettafal átlagos hőmérséklete. A DT és az MC modelleknek elméletileg azonos eredményt kellene adnia. Az eltérés lehetséges oka abban rejlik, hogy a DT modellben több sugárzási irányt kellett volna felvenni az alapérték helyett. Az MC modell elméletileg pontosabb értékeket szolgáltat, és a hőmérsékletek is magasabbnak adódtak, tehát a konzervativizmus miatt is az MC modell eredményeit fogadtam el referenciaként.

A 19. diagramon láthatóak a modellek által adott hőátadási tényezők aktív pálcaszakasz menti változásai. Az eloszlások jellege megegyezik a korábban bemutatottal. A legnagyobb eltérés az, hogy a hőátadási tényező a hőszugárzás modellezésével megnő, mivel még egy fizikai folyamat van modellezve a hőtranszport szempontjából. A pálcaburkolat hőmérsékletének figyelembevételével értelmezhető a 19. diagramon megfigyelhető eredmények.



19. diagram: A hőátadási tényező hossz menti változása a különböző modellek esetében

Mivel a hőszugárzásos esetekben (R2-R3) a fal hőmérséklet alacsonyabbnak adódott változatlan felületi hőfluxus peremfeltétel mellett, a hőátadási tényezőnek meg kellett nőnie. A távtartórácsok közötti törések abból származnak, hogy a teljes 860 mm hosszúságú modellt feldaraboltam 4 db rövidebb jobban kezelhető modellé. A térben előrébb elhelyezkedő modell kilépő felületéről kiexportáltam az eloszlásokat, majd a sorban utána következő modell belépő peremfeltételének adtam meg. Ez a módszer nem annyira kifinomult módon köti össze a modelleket, mintha interface-ekkel kapcsoltam volna össze őket, de futtathatóvá tette a szimulációkat. Ezen kisebb modellek már képesek voltak elfogadható időn belül eredményt szolgáltatni (kb. 25 óra/modell). Ezzel szemben azon teljes modellem, amelyik nem írta le a sugárzásos hőtranszportot és 860 mm nagyságú volt körülbelül 24 óra alatt adott eredményeket. Minden szimulációt négy szálon Intel® Core™ i7-5500U @2,40GHz processzoron futottam 16 GB RAM alkalmazása mellett.

Ebben az esetben is a hőszugárzást leíró modellek adták a termohidraulikailag kedvezőbb eredményeket. Ezen modellek által szolgáltatott hőátadási tényező értékek állnak legközelebb a fizikai valósághoz, de eredményeik nem értelmezhetők minden fenntartás nélkül. Ezekben a modellekben a mérnöki konzervativizmust lecsökkenti a fizikai folyamatok pontosabb leírása.

7. Összefoglalás

A dolgozat célja az ALLEGRO kerámia üzemanyag-kazetta sarok régiójában kialakuló áramlás és hőtechnikai viszonyok vizsgálata volt. Első lépésben kiválasztottam egy megfelelő, egyszerűsített szabad pálcaköteg geometriát. Az ezzel végzett szimulációk eredményeit fel tudtam használni a részletesebb modellek belépő peremfeltételeként. A hálófelbontást korábbi munkáim alapján kiválasztva felépítettem a teljes aktív pálcaköteg részt magába foglaló modellt. A modelljeim egyre részletesebben vették figyelembe a szerkezeti elemek hatásait (pálcaburkolat, kazettafal hővezetése). A hőátadási tényező pontos meghatározása az egyik legfontosabb kérdés a szimulációk során, ezért minden modell esetében megvizsgáltam annak axiális változását az aktív pálcaköteg mentén. A CFD modellekkel számított hőátadási tényezők értékét összevettem empirikus korrelációkkal meghatározottakkal, és elfogadható egyezést tapasztaltam. Vizsgáltam a turbulenciamodellek hatását az eredményekre. A jelenlegi problémakörre a BSL Reynolds-feszültség modellt megfelelőbbnek találtam, mint az SST modellt. Továbbá a hősugárzás fizikai folyamatának leírását is beépítettem a modellekbe. Ennek eredményeként a sarok pálca burkolat külső felszínének átlagos hőmérséklete csökkent, és a hőátadási tényezők CFD modellekből származtatott értékei jobb egyezést mutatnak az empirikus formula által adottal.

Az egyre pontosabb modellek egyre kisebb hőmérséklet maximumot adnak. A pálcaburkolatot és kazettafalat nem tartalmazó modellben a hélium maximális hőmérséklete ~ 1340 °C, míg a legpontosabb (kazettafalat, pálcaburkolatot és sugárzásos hőtranszportot tartalmazó) modellben ~ 1085 °C. A különbség több mint 255 °C. A pálcaburkolat hőmérséklet viszonyai nem változtak ennyire jelentősen a hősugárzás figyelembevételével, a maximális érték körülbelül 29°C-t csökken. A számítási erőforrások és a pontosság együttes figyelembevétele alapján a pálcaburkolat és a kazettafal modellezése szükséges, míg a sugárzásos hőtranszport elhanyagolható. Ezen eredmények alapján a kerámia kazetta sarok régiója a legérzékenyebb pontja a fűtőelem-kötegnek. A probléma megoldására több lehetőség van. Megoldás lehet egyrészt a sarokpálca teljesítményének lecsökkentése, másrészt a hőátadás növelése a kérdéses régióban a távtartórácsra épített keverőfülekkel, vagy a pálcaburkolat bordázattal való ellátásával.

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 mindig segítséget nyújtott az akadályok leküzdése közben.

Irodalomjegyzék

- [1] Gy. Csom, *Atomerőművek Üzemtana, I. kötet, A Reaktorfizika és-Tetchnika Alapjai, Műegyetem Kiadó,1997*
- [2] L. Bělovský, *Project ALLEGRO, He-Cooled Fast Reactor Demonstrator, Nordic-Gen4 Seminar, Lappeenranta, Finland, September 4-5, 2014*
- [3] 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*
- [4] P. Líška, G. Cognet, *The ALLEGRO Project – European Project of Fast Breeder Reactor, 1st International Nuclear Energy Congress, Warsaw, May 23-24, 2011*
- [5] G. Orosz, S. Tóth, *CFD Vizsgálatok az ALLEGRO Kerámia Kazetta Belső Szubcsatornájára, Nukleon, 2016. május*
- [6] M. Berthouxa, T. Cadioub, *The Thermal Hydraulics in a Rod Bundle Representative of the Start-Up Core of the ALLEGRO Gas Cooled Fast Reactor—experimental and numerical approaches, Nuclear Engineering and Design, July 2010*
- [7] 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*
- [8] C. Lifante, B. Krull, T. Frank, R. Franz, U. Hampel, *3 × 3 Rod Bundle Investigations, CFD Single-Phase Numerical Simulations, Nuclear Engineering and Design, March 2014*
- [9] L. Yang, W. Chen, L. Luo, X. Zhao, *Calculation of Radiation Heat Transfer View Factors Among Fuel Rod Bundles based on CFD Method, Annals of Nuclear Energy, May 2014*
- [10] N. Tak, Y. Kim, J.-H. Choi, W. J. Lee, *Thermo-Fluid Investigation on a Double-Side-Cooled Annular Fuel for the Prismatic Very High Temperature Gas-Cooled Reactor, Nuclear Engineering and Design, May 2008*
- [11] 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*
- [12] N. E. Todreas, M. S. Kazimi, *Nuclear Systems I, Thermal Hydraulic Fundamentals, Massachusetts Institute of Technology, 1990*

- [13] M. Zabięgo, V. Brun-Magaud, E. Castel­ier and M.L. Flem, “A set of Data considered for the GFR Pin Design Provided by CEA as an Input to JRC-ITU’s Computations within the frame of the GoFastR Project”, CEA, Cadarache, France, 2011.
- [14] Menter, F. Innovative Turbulence Modeling: SST Model in ANSYS CFX. Online document <http://www.ansys.com/assets/tech-briefs/cfx-sst.pdf> last accessed 9/4/2009.
- [15] ANSYS Inc, “ANSYS CFX Solver Theory Guide”, 2010.