

Szabados László:
Eredmények a nukleáris biztonság termohidraulikai hátteréhez
VVER típusú atomerőművekben c. doktori értekezése.

VÁLASZ

Dr. Aszódi Attila egyetemi tanár, igazgató opponensi véleményére

Megköszönöm Dr. Aszódi Attila egyetemi tanárnak, a BME NTI igazgatójának doktori értekezésem bírálatát, amely szerint, idézem: „... *A dolgozatban leírt tudományos program hazai és nemzetközi vonatkozásban is kiemelkedő, komoly tudományos és nemzetgazdasági jelentőséggel bír, tudományos, műszaki és gazdasági impaktja elvitathatatlan.*” „... *szerző aktívan és meghatározóan közreműködött ... VVER reaktorok termohidraulikai kutatásaiban, megalapozta biztonsági elemzéseiket és ezen keresztül pedig hatósági engedélyezhetőségüket, valamint biztonságos üzemüket.*”

Professzor úr bírálatában, a továbbiakban értékeli a „*több évtizedes munka jelentőségét, nemzetközi tudományos hatását*”, az értekezés összefoglalójában olvasható részlettel, melyet rövidítve idézek: „*A PMK-2 kísérleti eredményeket az első IAEA kódvalidációs gyakorlathoz tartozó kísérlet (1986) óta a gyakorlatokban résztvevő kutatócsoportok folyamatosan használták az ... ATHLET, CATHARE és RELAP5... különböző változatainak validálására. Ráadásul, az ATHLET és a RELAP5 kód fejlesztői a kódok fejlesztési fázisaiban (a nemzetközi felhasználásra történő kibocsátás előtt) is használtak PMK-2 kísérleteket validációs célokra (developmental assessment). Összesen 28 PMK-2 kísérletet használtunk (PMK-2-re alapozott) nemzetközi kódvalidációs projekteknél a három kód 15 változatának validálására. A PMK-2 projekteknél 29 ország mintegy 60 kutatója vett részt*”. Hozzáteszem, hogy a PMK-2 berendezés és az üzemzavari adatbázis birtokában és alkalmazásával, két évtizeden át, az MTA KFKI Atomenergia kutatóintézetben nukleáris biztonsági célú tudományos iskola működött.

Bírálómnak ahhoz az értékeléséhez, amely szerint szerző „... *VVER reaktorok termohidraulikai kutatásaiban, megalapozta biztonsági elemzéseiket*” hozzáteszem, hogy magam és munkatársaim – a PMK-2 projekteknél megszerzett ismeretek és elemzési gyakorlat birtokában, az évtizedek során – nagyszámú munkában értékeltük a Paksi Atomerőmű biztonságát az AGNES projektben, a VBJ-ben, az ÁOKU bevezetések, a teljesítmény-növelési programban, minden erőművi módosításban és biztonságnövelő intézkedésben.

Bírálóm a publikációk közül kiemelte az elsőszerzőségem mellett készült – az Akadémiai Kiadónál (2007-ben és 2009-ben) megjelent – két kötetes könyveket [2.10 és 2.11]. Az első kötetben található CD-n 2640 adatfájlban található a kísérleti adatok és textfájl segíti a felhasználást. A [4.5] hivatkozásnak megfelelően a könyvek, az adatokkal együtt, CD-n megkaphatók az OECD NEA adatkönyvtárból, Párizsból, térítés nélkül. Beszerezhetők még az MTA Energiatudományi Kutatóközpontból is.

Professzor úr nem kérte, mégis csatolom – a társszerzős cikkek miatt – az **1. Mellékletben, a társszerzői Nyilatkozatot.**

Válaszomat Bírálómnak az „Általános észrevételek” és „Tételes észrevételek” fejezetekben megfogalmazott észrevételeire/bírálatára és a „Kérdések”-re adott válaszokkal folytatom.

Az észrevételek és kérdések döntően az 1. és 2. tézisben megfogalmazott, az Értekezés 10.-22. oldalain leírt eredményekkel kapcsolatosak.

Oka, amelyet Bírálóm többször is szóvá tesz, elismerem, az, hogy több ponton röviden fogalmaztam, így nem minden részlet érthető, vagy ahogy Professzor úr írja, az „... *eredmények ebből a rövid leírásból nem visszafejthetőek, nem reprodukálhatóak*”. Válaszaimmel igyekszem a jobb megértést elősegíteni, ezért talán kissé hosszúak lesznek az A-I és 1-15. pontokra adott válaszok.

A. pont. Az ábrákkal kapcsolatos észrevételek: a 3.1.3. ábrát magamtól vettem át a 10. oldalon hivatkozott [3.14] IAEA TECDOC kötetben megjelent egyszerűsített cikkemből, amely a 403 oldalas kötet 2.3. Heat Transfer in Rod Bundles fejezete, a VVER típusra az egyetlen hivatkozott eredmény, 1995. évi dátummal. Fontos nemzetközi konferencia-hivatkozás a [3.12], mely 1982-ben az IHTC, München konferencián hangzott el. Az Ön szavait használva, úgy gondolom, „*nagyon erős és fontos hivatkozás*” a [3.13], amely 444 oldalas könyv, az AGNES projekttel párhuzamosan futó IAEA projekt (a Bohunicei Atomerőmű biztonsági értékelése) Final Reportja, 1996-ból. Ezek kizárólag 1977 utáni eredmények. Úgy gondolom, hogy ezzel az is bizonyítást nyert, hogy az 1. tézis eredményei 1977 utániak, tehát nem lehetett és nem volt része az 1977-ben írt kandidátusi értekezésemnek. Bírálóm talán azzal tévesztettem meg, hogy hivatkoztam a kutatásokhoz szükséges és felhasznált eszközökre, így az NVH berendezésre, a kódokra (pl. COBRA III/KFKI, HOTRAN, BIOT, melyeket az 1. és 2. tézisben használok) és a kandidátusi értekezésemre is, amelyben, mint készülő kísérleti eszközt leírtam az NVH-E hurokágba építendő 19-rúdköteg mérőszakaszt, melyen később, az azt követő 5 évben, az 1. tézishez tartozó méréseket végeztem. A 3.1.4. és a 3.1.5. ábra Maróti László gőzvoid és kétfázisú szorzó (Φ) modelljeihez tartozó ábrák: amikor az értekezés szerkezetét később módosítottam, az ábraszámokat nem változtattam meg. Ez hiba és elnézését kérem. A 2.1. tézishez tartozó 3.1.6. ábrát a Becker-Szabados kritikus hőfluxus korrelációval és az 1. tézis szerinti COBRA-III/KFKI kóddal számoltam és a [3.28] hivatkozásból vettem át.

Részletesen a Becker- Szabados korrelációról a 2. Mellékletben, melyet azért válaszolok meg ilyen részletesen, mert a 2.1. tézist érinti.

A 3.1.8-3.1.15. ábrák a 2.2. tézisben megfogalmazott eredményhez tartoznak, amely szerint a kritikus hőfluxus tranziens üzemállapotokban is számolható stacionárius állapotra kidolgozott korrelációval. Az ábrákat az IAEA-TECDOC kötetből [3.14], az értekezés 10. oldalán hivatkozott egyszerűsített cikkemből vettem át, de ezeket publikáltam a [3.41] könyvben (Heat Transfer in Nuclear Reactor Safety, Hemisphere, 1982) 3.3. fejezetként és a [3.43] társszerzős (Szabados, Tóth, Trosztel) cikkben is.

A 2.3. tézisben foglalt eredmény a Bezrukov korreláció alkalmazhatósági vizsgálata a Novo-Voronyezsi 5. blokkra, perforációs kötegfalú fűtőelem kötegekkel és a Zaporozsje Atomerőműre kötegfal nélküli kötegekkel. A 2. tézisben a 2.1., 2.2. és 2.3. tézisek szorosan összetartoznak a következők miatt: az MTA és a Szovjetunió Állami Atomenergia Bizottsága között 8 évre megkötött Egyezmény jelentős és a biztonság szempontjából fontos reaktor-fejlesztési kutatásokat, benne kritikus hőfluxus-vizsgálatokat tartalmazott. Ilyen igényű és jelentőségű kutatásokra a termohidraulika területén nem volt példa a Szovjetunió kívüli,

akkori KGST országokban. A program indításakor az Egyezményhez a következőket adtam/adtuk: a lokális paraméterekre alapozott módszert (2.1. tétel), melynek igazolásához kifejlesztettem a Becker-Szabados korrelációt, és a programhoz átadtam az 1. tétel szerint módosított COBRA-III/KFKI kódot; átadtam továbbá az annak igazolásához tartozó eredményeket, hogy a kritikus hőfluxus számolható stacionárius állapotra kidolgozott korrelációval (2.2. tétel). A kutatások az általam ajánlott eljárás szerint történtek és teljes sikerrel jártak. Az eredményt, mindkét fűtőelemköteg típusra, – az Egyezmény szerint – Moszkvában védtem meg a Kurcsatov Intézet Tudományos Tanácsa ülésén. A fentieknek megfelelően a 2.1., 2.2. és 2.3. tételre a legfontosabb hivatkozás az Egyezmény 149. oldalas, orosz nyelven írt Zárójelentése [3.37].

A fentiekhez hozzáteszem még, hogy a Bezrukov korrelációt szubcsatorna korrelációnak tekinthetjük, mivel a mérőszakaszt úgy tervezték, hogy érvényesüljön a termohidraulikai ekvivalencia, azaz a krízis minden rúdon azonos valószínűséggel lépjen fel, így a fent ajánlott módszerrel történő alkalmazása elméletileg is helyes. A Becker-Szabados korreláció alkalmazására az Egyezményben nem került sor, „csak” az általam ajánlott és elfogadott módszer alkalmazására: lokális paraméterekre alapozott korreláció (tehát a Bezrukov korreláció) és a tranziens (COBRA-III/KFKI) szubcsatorna kód, amely – módosítások után – a PUCSOK-3C nevet kapta. A mérőszakaszokra a feladatkiírást a főkonstruktor illetékes helyettese készítette. A kritikus hőfluxus mérésekre 12 mérőszakasz készült (4 mérőszakasz a Kurcsatov Intézetben, 4 a Gidropressnél és 4 a KFKI-ban). Az Egyezménynek megfelelően minden mérés az NVH berendezésen történt. A mérésekben közvetlenül vettem részt és az értékelést vezettem. Az eredmények 50. Kutatási Jelentésben, „szolgálati használatra” minősítéssel jelentek meg, az 50. a Zárójelentés.

B. pont. A jelölésrendszer valóban nem egységes. Az ok a következő: az Értekezésben azokat a saját eredményeimet foglaltam össze, melyek a cím szerinti „termohidraulikai háttérhez” tartoznak és megtartottam az eredeti publikációkban használt jelöléseket és mértékegységeket. Ha könyvet, esetleg jegyzetet írnék belőle, akkor egységesíteném a jelöléseket és a mértékegységeket is. Az Értekezés írásakor úgy gondolkodtam, hogy ha – tekintettel a terjedelmi korlátokra – a részletek tekintetében az eredeti publikációkra hivatkozom, és ez történt, akkor az azonosítás így könnyebb. Ugyanakkor igaz, hogy a dolgozatban írtak megértése nehezebb, ezért a megfelelő helyen – a kérdésekre adott válaszoknál – természetesen megadom az itt feltett kérdésekre is a válaszokat.

A 32. oldalon írt képletekre vonatkozó észrevételhez a következő választ fűzöm: a (4.1., 4.2., 4.3. és 4.4.) képleteket a jelölések jegyzékével azért mutatom be az Értekezésben, mert ezzel is hitelesíteni szeretném, hogy a hasonlóság természetes cirkulációs állapotban, a megmaradási egyenletek ilyen felírásából származtatható kritériumok azonosságával biztosítható (a hőátadási folyamatok és a felhajtóerő össze vannak kapcsolva és ezért az áramlási viszonyok az egész hurok által okozott integrális hatásoktól függenek). A számításokat a 4.2. táblázatban összefoglalt kritériumokra elvégeztem. Az eredmények, számokkal, a [2.10] kötetben olvashatók: a reaktor zónára – a Time ratio és a Biot szám viszony kivételével – az egyezés teljes. A gőzfejlesztőre vannak eltérések, de ezek jól értelmezhetőek és a modellhűsége érdemben nem befolyásolják.

Itt próbálok kiegészítő információkat, választ adni a PMK-2 modellhűsége is, benne a gőzfejlesztőre, a PHARE SRR3/95 projektben elvégzett „*scaling issue by code extrapolation*” módszerrel végzett kutatásból, melyet átvettem a [3.20] alatt idézett kéziratomból. A módszer lényege: elkészítjük az erőmű (esetünkben a Paksi Atomerőmű)

számítógépes modelljét (nodalizációját), amely megfelel a modellberendezés (esetünkben a PMK-2) nodalizációjának; kiválasztjuk a kísérletet, amellyel az erőművi üzemzavart modellezzük (esetünkben ez a PHS-05 SBLOCA kísérlet). A számításokat az ATHLET kóddal cseh kutató végezte. A feladatkitűzést és értékelést magam végeztem. Az eredmény a következő: a hűtőközeg-szint csökkenése az 1-hurkos PMK-2 modellben csak kissé különbözik a 2-hurkos erőművi modell szerinti csökkenéstől: a szintváltozás trendje minőségileg korrekt. A fűtőelem felmelegedés nagysága és a krízis fellépés ideje jól egyezik; a törésen kiáramló hűtőközeg mennyiség és annak integrális értéke a PMK-2-ben és az erőművi reaktorban (kiömlés az erőműben/2070) minőségileg korrekt, az egyezés: 110 kg az erőműben és 90 kg a PMK-2-ben.

Az eredmények értékelésekor figyelembe kell venni a következőket: az 1:2070 kicsinyítés miatt a 3D hatások a modellben nem érvényesülnek; a hőveszteség a PMK-2-ben viszonylagosan nagyobb; aszimmetrikus hatások az 1-hurok reprezentáció miatt a PMK-2-ben nem érvényesülnek; különbségek vannak a HA, NZÜHR és KZÜHR reprezentációban. Ezeket az adottságokat is figyelembe véve az egyezés minőségileg korrekt. A fenti modellhűségben benne van a gőzfejlesztő (GF) modellhűsége is. A modellhűséget tovább erősítették a PHS-TC és OAH-C2 kísérletek, a GF hőátadás vizsgálatokor.

C. pont. A jelölések jegyzékében megadott jelölések esetében a „*Hűtőközeg elvétel és utántöltés (Bleed and feed)*” jelölésére a BF-t, a Bleed jelölésére a BL-t, a Feed jelölésére az FD-t használtam, de – sajnos – az utóbbi kettőt nem vettem fel a jegyzékbe, így az Értekezésben sem lehettem konzisztens. A konzisztencia-zavart talán az is okozta, hogy az értékeléseket magyar nyelven, itt írtam le első alkalommal. Általánosságban is igaz, hogy a biztonság termohidraulikai értékelésében a megnevezések, fogalmak és így a jelölések esetében sincsen kompetens hazai grémium által ajánlott „jelölés jegyzék”. Kellene! Az okozott zavarért Bírálóm szíves elnézését kérem.

D. pont. Tong könyvében [3.27] a tranziens krízissel kapcsolatos eredményemre az Ön által adott „*nagyon erős és fontos hivatkozás*” minősítést megköszönöm.

E. pont. A Műszaki Osztály előírása szerint „*az értekezésnek tartalmaznia kell a tézisfüzetben külön összefoglalt téziseket is, azzal azonos megfogalmazásban.*” Úgy jártam el, hogy előbb megírtam a tézisfüzetet, majd beillesztettem az Összefoglalás fejezetbe, de töröltem a hivatkozásokat, mert ez a fejezet a tudományos eredményeknek az előírt tartalom szerinti összefoglalása, a hivatkozások pedig az értekezés megfelelő helyein adóttak. Remélem, hogy válaszem elfogadható.

F. pont. Az észrevételre az A. pontban már válaszoltam: a hiba szerkesztési hiba!

G. pont. A helyesbítést megköszönöm, amely szerint a VVER-1000 típus a 2. generációs erőművekhez tartozik, a mai terminológia szerint.

H. pont. Az idézett bekezdésben a helyes – természetesen – a „hűtőközeg-áram” csökkenés a „hűtőközeg csökkenés helyett”. Az észrevételt köszönöm.

I. pont. A 10. oldalon a felsorolt kódok az NVH program keretében készültek, azokat a nukleáris biztonság termohidraulikai értékeléséhez használtam/használtuk. Az értekezésben a COBRA-III/KFKI (1. tézis), a HOTRAN és BIOT (2. tézis) kódokat használom. A 70-es években a nyilvános irodalomban csak 3-egyenletes kódok léteztek. A mondattal csak arra

próbáltam felhívni a figyelmet, hogy a tárgyalt „lassú” tranziensek a homogén áramlási modellt tartalmazó kódokkal is jól leírhatók. Ma – egyetértek – csak 5- és 6-egyenletes kódokat használunk/használnak, esetünkben az ATHLET, CATHARE és RELAP5 kódcsaládokat.

Az 1. – 15. kérdésekre adott válaszok.

1. A COBRA-III/KFKI kódban, amely az USA eredetű COBRA-IIIC (1. tézis szerint) általam módosított változata, a $p_i - p_j$ az i és j szubcsatornák közötti nyomáskülönbség. A (3.1.2) képletben, k_{ij} a keresztirányú ellenállás tényező, melynek értéke a mérések alapján 10, ρ (kg/m^3) a hűtőközeg sűrűsége, w_{ij} (m/s) a keresztirányú sebesség, a g csak index, melyet a COBRA algoritmusok leírásából vettem/vettünk át, ahol ez g_c index volt. Későbbi gépelésekkor, gépelési hiba miatt, $2g$ került a képletbe. A g azonban – ismétlem – csak index és nem gravitációs gyorsulás. A képlet helyesen az eredeti publikációban az /5/ képlet, amely nyomás-gradiens egyenlet. A **3. Mellékletben teljes egészében** csatolom a publikációt, mivel az 1. tézis elfogadásának feltétele, hogy „a tézisbe foglalt eredmények 1977 utániak” és válaszoljak az 1.- 6. alatt feltett kérdésekre. Ezt ezzel, úgy gondolom, megtettem.

A 1. pontban feltett többi kérdésre adott válaszok: a k_{ij} bizonytalansága a mérések bizonytalanságából származtatható. A nagy pontosságú mérések eredő hibája $\pm 0,5\%$ lehet. A sebesség-eloszlás számított és mért értékei közötti eltérés a 7. ábra szerint $\pm 1\%$ nagyságrendű. A COBRA-III/KFKI kóddal végzett számításoknál az eltérés mintegy $\pm 0,5\%$. A hibák nem adódnak össze: a k_{ij} bizonytalansága, a hiba, $\pm 1\%$ -nál kisebb lehet, amely azonban csak az adatok értékeléséből általam adott becslés. A w_{ij} keresztirányú sebességet, példaképpen az 1-5-6-7 rudak által határolt két szubcsatorna között, az 1-5 rudak közötti gap-ben, a VELTEMP kóddal számoljuk. A VELTEMP poláris koordinátákban van felírva, axiális és radiális (kereszt) irányban. A keresztirányú sebességet akkor fogadjuk el helyesnek, amikor az axiális irányú számított sebesség a méréssel megegyezik. A $4,5 \text{ kg/s}$ az 1:2070 kicsinyítésből adódó névleges, axiális irányú sebesség a PMK-2 berendezésen és beleesik az $1,33\text{-}6,00 \text{ kg/s}$ mérési intervallumba.

2. A 3.1.3. ábra eredeti forrását az A. *ponthoz* adott válaszómban tisztáztam: a [3.12, 3.13, 3.14] hivatkozások közül a [3.12] IHTC, München 1982-ből való, melyet tekinthetünk „eredeti forrásnak”. Több más észrevétel miatt is (pl. az 1. kérdés) a publikációt, mint fent írtam, teljes egészében mellékelem, a 3. Mellékletben. A 3.1.3. ábrán az ábra aláírás hibás; helyesen a folyamatos vonal: mérés (fűtött helyett), szaggatott vonal: számítás (nem fűtött helyett). Az A ábra, a rudak nem fűtöttek, D ábra, a 6,7,17 rudak fűtöttek, J ábra, a 8,9,10,11,12,13,14,15,16,17,18 rudak fűtöttek, K ábra, az összes fűtőelem fűtött. Teljesítmény és forgalom: A eset, $0,0 \text{ kW}$ és $4,8\text{-}21,6 \text{ m}^3/\text{h}$; D eset, $8,75\text{-}9,01 \text{ kW}$ és $3,0\text{-}10,0 \text{ m}^3/\text{h}$; J eset, $38,52\text{-}40,33 \text{ kW}$ és $28,0\text{-}28,0 \text{ m}^3/\text{h}$; K eset, $61,50\text{-}76,0 \text{ kW}$ és $10\text{-}12 \text{ m}^3/\text{h}$.

3. A 3.1.1. fejezet a hűtőközeg keveredésre új tudományos eredményeket tartalmaz, melyeket bemutatok a 3. Mellékletben. A [3.12] konferencia előadást elsősorban azért mellékeltem teljes egészében, hogy az 1. tézist hitelessé és így elfogadhatóvá tegyem. Az 1. tézis szerinti eredményt a 2.3 tézisben foglalt – a VVER-1000 típus fejlesztéséhez tartozó – forráskrizis, kritikus vizsgálatokban alkalmazott mérőszakaszok tervezésénél a főkonstruktor illetékes helyettese figyelembe vette: a 3.1.2. ábrán bemutattam, hogy a falhatás a két külső soron érvényesül, és ez látható a 3.1.7. ábrán az a és b típusú köteg modelleken.

4. A (3.1.3) Kutateladze egyenletben $k=0,16$, amely 1-10 bar nyomás intervallumban érvényes. A Kutateladze modellben az egyes tagok a következők: a buborékok dinamikus nyomása $\rho''w''^2$, ahol ρ'' (kg/m^3) a hűtőközeg sűrűsége; w'' a buborékképződési sebesség (m/s); $g\delta(\rho'-\rho'')$ a buborék által végzett munka a határréteg elhagyásához, ahol g (m/s^2) a gravitációs gyorsulás, δ (m) a buborékos határréteg átlagos vastagsága, ρ' és ρ'' (kg/m^3) a víz és gőz sűrűsége; $\delta = [\sigma/g(\rho'-\rho'')]^{1/2}$ a Laplace állandó (a hasonlóság elméletből ismert), amely a kapilláris és gravitációs erők közötti kapcsolatot adja meg; σ a felületi feszültség [N/m]; r a rejtett hő [J/kg]; q a kritikus hőfluxus [W/m^2].

A Zuber modellben nincs mért mennyiség, a mértékegységek SI-ben. Telített állapotú folyadékra a konstans a (3.1.4) egyenletben $\pi/24 = 0.131$ (a $\pi/24$ hiba), amely Kutateladze-nél 0,16 és mérésből származik. A (3.1.4) és a (3.1.5) egyenletben a jelölések ugyanazokat a fizikai mennyiségeket takarják, mint a Kutateladze egyenletben.

5. A kérdésekre részletes választ adtam a 2. Mellékletben. A Becker korreláció tesztelésére cső típusú mérőszakaszon végeztem méréseket az NVH berendezés 1-rúd mérőszakasz hurokágán [3.33]. Adatok: 10 mm belső átmérőjű, 3500 mm hosszú cső mérőszakaszon 30 mérési pont. Nyomás 100-125 bar, hűtőközeg forgalom 1000-4000 $\text{kg/m}^2\text{s}$. A mért és számított értékek maximális szórása +/- 10%.

6. A 4. kérdésre adott válasz és a 2. Melléklet már tartalmazza az erre a kérdésre adott választ.

7. A gőzfejlesztő modellhűségére a “*scaling issue by code extrapolation*”adataival már válaszoltam. A gőzfejlesztő modell leírása a [2.10]-ben és az Értekezésben tartalmazza. Professzor úr kérdéseire a választ: a hőátadó csősor szintjei azonosak az erőművi szintekkel, az alsó csősor magassága 6,330 m, a felső sor szintje 1,825 m-rel van magasabban, és a felületeloszlás is megegyezik az erőművivel. A hűtőközeg nyomása és hőmérséklete mind a primer, mind a szekunder oldalon megegyezik az erőművivel. A szekunder oldalon a gőz/víz viszony egyezik meg az erőművivel. Az így kialakított modellben a természetes cirkulációs állapotokban a felhajtóerő biztosított. Ezt mutatják a gőzfejlesztő hőátadási mérések (PHS-TC és OAH-C2) eredményei.

8. A Froude szám azonosságának biztosítása is a hűtőközeg veszteses üzemzavari állapotokban fontos, amikor a vízszintes csőszakaszokon kialakulhat a gőz-víz rétegződés, amely különösen fontos a melegági vízzárban. A VVER-440/213 típusnál ez döntő fontosságú az áramlási hasonlóság biztosításában, a vízzár kialakulásától annak megszűnéséig.

9. Szintméréseknél is és tömegáramlás méréseknél is DP típusú távadókat használunk, így a nyers mérési adatokat MPa, kPa egységekben kapjuk, melyeket át kell alakítani, hogy a szintet m-ben, a tömegáramlást kg/s -ban kapjuk. A szükséges algoritmus benne van a digitális adatgyűjtő rendszerben, a mérési adatok tehát a kívánt mértékegységekben jelennek meg és kerülnek közvetlenül az adatbázisba.

10. Köszönöm a kérdést. A PACTEL, ISB és PSB berendezések, valamint az azokon végrehajtott kísérletek leírásának fő forrása az Ön által cím szerint is idézett elsőszerzős könyvem, az Értekezésben a [2.11] hivatkozás melléklete “Facilities and Tests for VVER-440 and VVER-1000 plants” címmel, a 242.–263. oldalakon. Itt nem csak adatok olvashatóak, hanem a berendezésekről és kísérletekről összehasonlító értékelést is adtam. Könyvemben [S1.1] hivatkozással megadtam az adatok egyik eredeti forrását, amely a VVER típust

(VVER-440 és VVER-1000) üzemeltető országok egy-egy kutatója által a European Commission számára összeállított és hivatalosnak tekinthető riport:

H. Tuomisto, P. Kral, J. Macek, H. Purhonen, I. Elkin, I. Tóth, U. Rohde, H. Carl, H-M. Prasser, I. Kekkonen: Identification of the VVER Experimental Facilities and Description of the Available and Missing Experimental Capabilities. COVERS-W3. European Commission (Contract NO. 12J27 (FI60). 01.04.2006.

11. A 6.1.-6.8. ábrákon kiválasztott paraméterek számított és mért értékei láthatók, rendre PR21, PR81, TE22, TE17 és TE19, FL01, LE31 és LE45, LE91 és LE11. Az ábra aláírásokon látható, hogy az OAH-C1 kísérletről és a RELAP5/mod3.2.2 Gamma kódról van szó. Az ábrákba beírt rövidítések lehetnek zavaróak: a 6.1. ábrában UP sz: Upper Plenum számítás, PR21 m: a PR21 nyomás mért értékei; a 6.2. ábrában SG sz: Steam Generator számítás; a 6.3. ábrában a hűtőközeg folyadék és gőz állapotban; a 6.4. ábrában a fűtőelem burkolat hőmérséklet két pálcán (TE17 és TE19); a 6.5. ábrában a tömegsebesség a törésnél sz számított és FL01 mért; 6.6. ábrában RT oldal sz: a reaktor tartály felőli oldal számított, GF oldal sz: a gőzfejlesztő felőli oldal számított; a 6.7. ábrában HA calc.: a hidroakkumulátor szint számított és LE91 mért; 6.8. ábra, szint a reaktor tartályban, RT sz: számított és LE11 mért. Az azonosításhoz a 4.4-4.8 táblázatokat ajánlom. A 6.3. ábrán a folyadék és gőz hőmérséklet számított és mért értékei láthatók: a folyadék vastag vonallal, a gőz vékony vonallal. A lefűvási szakasz végétől (6.5. ábra) a telítési állapot miatt a két görbe egymáson fut, a TE22 mérés, szaggatott vonallal jól látható. Elismerem, az ábrákba írt rövidítések nem szerencsések.

12. A mérésben a forráskrízis maximuma 1514 s-nál 742 K, a számításban 1526 s-nál 726 K. A TE17 termoelem a 16. számú rúdon, a TE19 a 3. számú rúdon van (5.4 táblázat), a kilépő keresztmetszetnél a 2450 mm szinten (4.4. ábra). Látható a keresztmetszeti rajzon, hogy a 16. számú rúd sarokcsatornában van, míg a 3. számú a 3.1.2. ábra szerinti Zone1 határán. A hőmérsékleti maximum a 3. számú rúdon van, a számítás szerint is. A mérésben a tranziens folyamatidő korábbi két időpontjában is fellép a hőátadási krízis, de a számításban nem, vagy nem akkor lép fel.

13. A 6. fejezetben bemutatott számítások mindegyikét Professzor úr által is idézett elsőszerzős könyvből vettem át. Ismeretes, hogy a számítások – ha a nodalizáció rendelkezésre áll – három fő részből állnak: az input adatok (a kezdeti- és peremfeltételek) előkészítése/elkészítése, a futtatás, majd az adatfeldolgozás, ha a gép hibaüzenet nélkül áll le, tehát a számítás befejeződött. Ezt gyakoroltuk a PMK-2 projektekben, a validációs gyakorlatok során. Kialakítottam, hogy itthon a három kód validációjában kik legyenek felelősek a számítások során a futtatásokért: ATHLET: Trosztel István, CATHARE: Takács Antal és RELAP5: Perneczky László, majd a projektek második felétől Guba Attila is. Professzionális szintet, és ez kellett, csak “mindennapi” futtatási munkával lehetett elérni. Az Értekezésben szereplő validációs RELAP5 számításokat/futtatásokat Perneczky Lászlóval együtt készítettem.

Itt válaszolok a 15. kérdésre: a minőségi validációs számítás a PH4-SLB kísérlettel a már többször idézett könyvből származik és a fentiek szerint Trosztel István munkája. Ugyanerre a kísérletre a mennyiségi validációt magam végeztem Guba Attila közreműködésével. Ez is szerepel a könyvemben. Ezek a számítások a 100 oldalas limit miatt kerültek Függelékbe, ahogyan ezt az Értekezés 99 oldalas szövegében jeleztem.

14. A paraméter szelekció nagyon fontos: annyi paramétert kell kiválasztani, amely jól jellemzi az üzemzavart. A PHS-05 kísérletben a 6.8. táblázat szerinti 14 paramétert választottam. A választás nem függ attól, hogy melyik kódról van szó. Az fontos, hogy minőségileg ismerjük a tranziens folyamatot. A másik szempont: amennyiben ezt a számítást a hathurkos Paksi Atomerőműre végeznénk el, a 14 paraméter biztosan nem lenne elég. Még egy példa: a CATHARE és a RELAP5 kód mennyiségi validációját, a PH4-SLB (LBLOCA) kísérlettel (3. Függelék), ugyancsak 14 paraméterrel jellemeztem.

A tézisek elfogadásáról.

Az 1. tézis elfogadásához fűzött feltételek közül, úgy gondolom, az 1-6. kérdésekre megfelelő választ adtam és bizonyítottam, hogy az eredmények 1977 utániak. Részletek a 3. Mellékletben, ahol a cikket teljes terjedelmében csatoltam.

2.1. tézis. Az *A. pont*hoz adott válaszomban részletes leírást adtam a tézis helyéről, szerepéről a forráskrízis, kritikus hőfluxus kutatásokban, különös tekintettel a Bezrukov korreláció alkalmazhatósági vizsgálatára a VVER-1000 típusú atomerőműre. A [3.37] pedig biztosan megérdemli a *“nagyon erős és fontos hivatkozás”* minősítést.

A 4. tézissel kapcsolatosan nem vitatom, hogy az Értekezésben nehezen azonosítható a *“tézisben említett kísérleti módszertan”*. Nem vitatom továbbá, hogy *“a kísérletek tudományosan eredményeikben hasznosultak”*. A 4. tézisben foglalt eredményt azért tartom külön tézispontban új tudományos eredménynek, mert a kísérleti program szervezéséhez és a kísérletek végrehajtásához kapcsolódó munka egyedülálló és sajátos, mivel a nagy hagyományokkal és tudományos megalapozottsággal bíró, az OECD NEA által a PWR típusra alkalmazott, az ISP-ben (International Standard Problem) megvalósított programot ültettem/ültettünk át a VVER típusra és valósítottam/valósítottunk meg az IAEA SPE (Standard Problem Exercise) sorozatban és az azt követő EU és USNRC projektekből.

Budapest, 2013.április 15.

Szabados László
a műszaki tudomány kandidátusa

1. Melléklet – Nyilatkozat

NYILATKOZAT

Alulírottak, mint társszerzők tanúsítjuk, hogy Szabados László: „Eredmények a nukleáris biztonság termohidraulikai hátteréhez VVER típusú atomerőművekben” c. doktori értekezésében és az értekezés téziseiben foglalt tudományos eredmények Szabados László eredményei.

A tézisek szerinti új tudományos eredmények: 1. tézis. Szubcsatorna szintű hűtőközeg keveredési vizsgálatok. 2.tézis. Kritikus hőfluxus vizsgálatok a VVER – 440/213 és a VVER-1000 típusra. 3.tézis A PMK-2, az első rendszer-termohidraulikai kísérleti modell létesítése a VVER-440/213 típusú erőművekre. 4.tézis. A kísérleti program szervezése és a kísérletek végrehajtása. 5.tézis. A PMK-2 kísérletek eredményei. 6.tézis. A PMK-2 alapú rendszerkód validáció.

Budapest, 2013. március 7.



(Ézsöl György)



(Guba Attila)



(Perneczky László)



(Takács Antal)



(Tóth Iván)



(Trosztel István)

2. Melléklet – A Becker-Szabados korreláció

(A Melléklet anyaga a [3.28]-ból és az „L. Szabados: Heat Transfer and Critical Heat Flux Investigations. AEKI-G-2025/2005-ből, de megtalálható a [3.20]-ban is, amely az NTI könyvtárában is olvasható, de kérésre átadom az AEKI-G-2025/2005 riportot is (63 oldal), elektronikusan). *Az alábbi szövegben, a magyar beírásokkal, a könnyebb megértést szeretném elősegíteni.*

For the basis of the development of a subchannel type correlation Szabados selected the Becker correlation [3.34] (*Becker ajánlotta nekem, személyesen*). The correlation is as follows:

$$q_{KR} = \frac{G (450 + \Delta H_{in})}{40 \frac{L}{d} + 156 G^{0.455}} \left[1.02 - \left(\frac{P}{P_{KR}} - 0.54 \right)^2 \right]$$

where

q_{KR}	critical heat flux (W/cm ²)
G	mass flux (kg/m ² s)
ΔH_{in}	inlet subcooling (kJ/kg)
L	length of test section (mm)
d	diameter of test section (tube) (mm)
P	pressure (bar)
P_{KR}	critical pressure (bar)

Range of parameters:

pressure	120 – 200 bar
inlet subcooling	8 – 272 °C
length of test section	2000 – 5000 mm
mass flux	$G(p)$ – 7000 kg/m ² s
critical quality	0 – 0.6 kg/kg
tube diameter	8 – 25 mm

In the first step the Becker correlation was experimentally tested by measurements performed on a tube test section with a diameter of 10 mm and length of 3500 mm, in the single channel test section line of NVH facility. The average deviation of the measured CHF for 30 measured data points, $\bar{R} = 1.005$ and the root mean square $\sigma = 11.6\%$. In the second step the correlation was modified to be a subchannel correlation with local parameters only. The local parameters are calculated by the COBRA-III/KFKI code (*az 1.tézis szerint módosított változat*). It is the modified version of the COBRA-IIIC with the results obtained from the research presented in Sections 4.1 and 4.2 (*a riport két fejezete*). The bundle CHF experimental results of B&W were used [3.35] (*Abban az időben nem volt elérhető más, ugyancsak megbízható adat. A 3.1.6. ábrán a mértékegységek ezért vannak BTU-ban, mivel abban az időben ezt a mértékegység-rendszert használták.*) Number of points applied to the calculations was 77, the average deviation is $\pm 10\%$, as shown in Fig. 3.1.6. The modification is as follows: G_{loc} , the local mass flow rate instead of G , x_{loc}^{KR} the quality in crisis location instead of ΔH_{IN} , d_h , the

heated hydraulic diameter instead of d tube diameter and the correlation constant is 132 instead of 156. (A 132 a mérési adatokra történő fittelés eredménye).

After the modification the Becker-Szabados correlation (*maga Becker ajánlotta nekem az elnevezést, mert eredetileg módosított Becker korrelációt használtam*) having local parameters only, can be applied together with a subchannel code like COBRA-III/KFKI, or with the original COBRA-IIIC. The correlation is as follows:

$$q_{KR} = \frac{G_{loc} (450 - r x_{loc}^{KR}) \left[1.02 \left(\frac{P}{P_{KR}} - 0.54 \right)^2 \right]}{40 \frac{L}{d_h} \left\{ 1 - \left[1.02 - \left(\frac{P}{P_{KR}} - 0.54 \right)^2 \right] \right\} + 132 \cdot G_{loc}^{0.455}}$$

where G_{loc} (kg/m²s) local mass flux calculated by COBRA-III/KFKI from measured rod bundle data,

r (kJ/kg) latent heat,

x_{loc}^{KR} (kg/kg) quality at the crisis

$$x_{loc}^{KR} = \frac{H_{in} + \Delta H - H_f}{H_{fg}} ; \quad \Delta H = \frac{N_{KR} [kW]}{G [kg/s]}$$

H_{in} (kJ/kg) enthalpy at the inlet, ΔH enthalpy increase, H_f coolant enthalpy,

H_{fg} latent heat, N_{KR} power at crisis (kW), G mass flow (kg/s),

P and P_{KR} (MPa) pressure and critical pressure,

L (mm) test section length,

$d_h = 4F/k$ (mm) heated equivalent diameter.

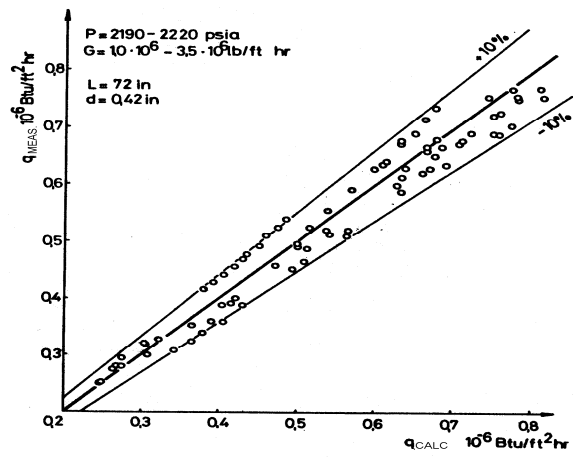


Fig.3.1.6. Measured and calculated critical heat flux, by Becker-Szabados correlation and B&W data

3. Melléklet – Hűtőközeg keveredés. IHTC, München, 1982.

NR26

HEAT TRANSFER IN A 19-ROD BUNDLE OF WWER-TYPE NUCLEAR REACTORS

7th. International
Heat Transfer Conference
München, 1982. Transactions
Vol. V. pp. 551-556.

L. Szabados, Gy. Ézsöli

Central Research Institute for Physics
Budapest, Hungary

ABSTRACT

Results of heat transfer and hydrodynamic investigations are presented for a 19-rod bundle in single-phase flow of water. Numerous and high accuracy measurements were performed to assess the effect of finite array and different radial power distribution on thermal-hydraulic characteristics of the bundle. Especially the mass and energy exchange between subchannels was extensively investigated.

1. INTRODUCTION

Heat transfer and hydrodynamics in fuel bundles have been investigated in a series of laboratories in single and two-phase flow of water. The accuracy of predictions are mainly limited by the accuracy of the value of mass and energy exchange between subchannels caused by geometrical and power inhomogeneities.

Instead of a detailed literature survey we mention some important work only. The author of the famous COBRA code family, Rowe played an important role in subchannel analysis. Concerning the experiments in two-phase flow of water in a rod bundle, one of the most earlier work was published by Gustafsson [1] in the parameter range of BWR's. Later, it was a standard problem for the existing COBRA versions and a quite good agreement was obtained between experimental and calculation results. The most recent work in this field was presented by Wolf, Herkenrath and Hufschmidt [2]. Their work summarizes the results of 16-rod bundle tests under typical PWR and BWR operational conditions. Among others a comparison is given between a conventional subchannel code, such as COBRA-III.C and a 2-fluid code, THERMIT. This code, which involves a fundamental physical model, gives the best prediction of subchannel mass and enthalpy distribution. A large scale experimental and theoretical work has been performed by Todreas and his coworkers at MIT, giving up-to-date results in single and two-phase flow [3].

Concerning the single-phase flow of

water, Marinelli and others [4] published a work on the experimental investigation of mass velocity and enthalpy exchange between subchannels of a 4x4 test section. Mixing coefficients were derived and compared to the best known predictions.

The present work is closely related to the above mentioned investigations having special features both in experiment and theoretical analysis.

A new theoretical analysis and interpretation procedure was applied. It means that the conventional subchannel analysis made by COBRA-III.C was coupled to a micro-analysis in the subchannels. For this purpose a computer code VELTEMP based on Reynolds and kinetic energy equations was developed [5] in order to calculate the velocity and temperature field. Using this new approach the mass and energy exchange between subchannels can be calculated in an appropriate way, because of the fundamental physical model applied in the code.

2. EXPERIMENTAL METHOD AND EQUIPMENT

A 19-rod bundle of WWER-440 type nuclear reactor core was used as a test section. Rod diameter, pitch and heated length were 9.1×10^{-3} , 12.2×10^{-3} and 1.25 m, respectively. A "clean" lattice was obtained at the outlet of the test section as it is shown in Fig.1.

The coolant velocity and temperature were measured near to the testsection outlet in 288 points by a combined Pitot tube and thermocouple unit. A positioning device working in polar coordinates was designed and constructed with an accuracy of less than 0.1×10^{-3} m. The electrically insulated rods were heated in 11 symmetric and asymmetric arrangements as it can be seen in Fig.2.

These arrangements cover all the possible power inhomogeneities across the cross section of the test section.

In Table 1. the parameters of the experiments are summarized. The number of measured points was approximately 13.000, but more than 35.000 data were collected and evaluated. A data collecting system based on small computer was applied.

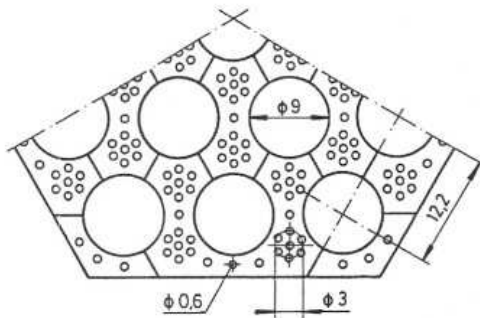


Figure 1. Outlet cross section of the test section with 288 points of measurements. /one-third part/

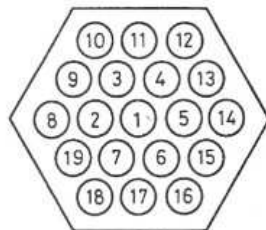


Figure 2. Heated rod arrangements in the bundle.

Cases	Rods heated
A	unheated
B	1,
C	1, 6, 7
D	6, 7, 17
E	6, 16, 17
F	16, 17, 18
G	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7
H	2, 3, 4, 5, 6, 7
I	1, 2, 5, 8, 14
J	8, 9, 10, 11, 12, 13,
	14, 15, 16, 17, 18, 19
K	all rods heated

As it is known the velocity field is strongly influenced by the channel wall. In a 19-rod bundle 5 different zones can be distinguished as it can be seen in Fig.3. Zone No.1. is the central zone which is not influenced by the wall. Zone No.2 and No.3 consists of intermediate subchannels. No.4

and No.5 are the side and corner subchannels, respectively.

Table 1. Parameters of the experiments.

A	G m ³ /h	N kW	B	G m ³ /h	N kW
1.: 4.8	0.0		1.: 2.4	2.56	
2.: 10.0	0.0		2.: 3.0	2.78	
3.: 16.0	0.0		3.: 6.0	2.78	
4.: 18.0	0.0		4.: 8.0	4.0	
5.: 21.6	0.0		5.: 8.0	2.56	
C			D		
1.: 3.0	8.67		1.: 3.0	8.75	
2.: 6.0	8.5		2.: 6.0	8.84	
3.: 10.0	8.75		3.: 10.0	9.01	
E			F		
1.: 3.0	8.53		1.: 6.0	8.84	
2.: 6.0	9.93		2.: 10.0	8.84	
3.: 10.0	8.84				
G			H		
1.: 6.0	28.0		1.: 10.0	19.44	
2.: 10.0	28.0				
3.: 15.0	28.0				
I			J		
1.: 10.0	20.0		1.: 8.0	38.52	
			2.: 8.0	40.33	
K					
1.: 10.0	76.0				
2.: 10.0	50.0				
3.: 12.0	76.0				

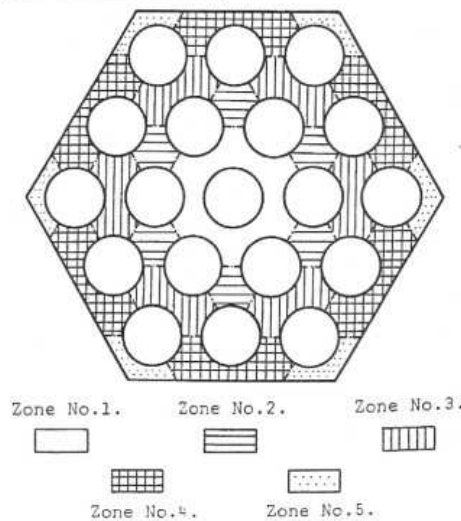


Figure 3. Zones in the bundle.

3. THEORETICAL ANALYSIS

Subchannel analysis made by COBRA-IIIC code, was coupled to a microanalysis inside the subchannels made by our own developed code VELTEMP.

It was considered that COBRA-type subchannel analysis was a suitable tool for a detailed and accurate heat transfer analysis in rod bundles, if bundle shroud effect, effect of spacers friction factors and transverse mass and energy can be given at an appropriate accuracy.

The finite bundle effect can be taken into consideration by a given modification of the well-known Ibragimov method [6]. Values of the wall shear stresses should be modified according to the differences in the average velocities between subchannels:

$$\tau(\varphi) = \tau_i \cdot C \left[1 - \frac{1}{\exp\left(\frac{7.7}{\phi^{0.5}} \cdot E\right)} \right] \quad /1/$$

where

$$E = \frac{y_0(\varphi)}{y_0} \left[1 + e^{-S \frac{\bar{V}_i}{\bar{V}_j} \varphi} \right] \quad /2/$$

The second term of equation /2/ refers to the modification. The average velocities $\bar{V}_i$, $\bar{V}_j$ were determined by Kjellstrom's method [7] and the results of the present experiment.

In equation /1/ and /2/ symbols are:

- $\tau(\varphi)$, τ_i , C , ϕ , $y_0(\varphi)$, y_0 quantities of the Ibragimov's work [6];
- S is a correlation constant obtained by experiments.

The friction factor is a function of the subchannel shape and can be calculated as follows:

$$f = f_{BL} \cdot f_G \quad /3/$$

where

f_{BL} is the Blasius friction factor and f_G is a multiplier by Ibragimov depending on the subchannel shape.

Flow distribution in subchannels is also effected by spacer grids. Spacer loss coefficients were calculated by the SPATES code [8] in which the Maubach analysis was applied for turbulent flow. Using this method and experimental results, different loss coefficients can be derived for centre, side and corner subchannels.

The transverse momentum equation in COBRA code is

$$P_i - P_j = k_{ij} \rho w_{ij}^2 / 2g_c \quad /4/$$

Equation /4/ is accepted in this analysis and values of the cross flow resistance factor k_{ij} was determined. This value or values can be derived by a microanalysis of the flow in subchannels. In order to get this factor the net diversion velocity should be determined between adjacent subchannels. The basis of the microanalysis was the HYBBAC code developed by Todreas et.al [9] for fully developed flow in an interior subchannel of a rod bundle. The basic equations in this code are the Reynolds equations, continuity equation and transport equation for the turbulent kinetic energy.

In real fuel bundles, however, net cross flow exists between subchannels, because of the geometrical and power inhomogenities. It means that there is a tangential velocity, V_θ , across the boundaries. This is shown for our test case in Fig.4.

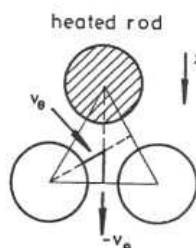


Figure 4. A sketch of subchannels for the micro-analysis.

Applying the appropriate boundary conditions to the differential equations of the HYBBAC code, a new computer code VELTEMP has been developed [5], which calculates both the velocity and temperature field in subchannels.

The new boundary conditions in VELTEMP code can be expressed as,

$$\text{if } \theta = 0; \psi = -\frac{1}{D} V_\theta \cdot r, \omega = \frac{V_\theta}{r} \quad /5/$$

$$\text{if } \theta = \theta_{max}; \psi = \frac{1}{D} V_\theta \cdot r, \omega = -\frac{V_\theta}{r}$$

The calculated velocity at the boundaries can be written as,

$$\underline{V} = V(\theta, V_\theta, V_z) \quad /6/$$

The value of V_z is measured. If the measured and calculated values of V_z are equal to each other, the values of V_θ are the right values of the cross flow velocities.

The calculation analysis has to be made with COBRA-III.C and VELTEMP codes, simultaneously. After getting a good agreement between calculation and experimental results, the values of K_{ij} in equ./4/ can be derived.

4. RESULTS AND DISCUSSION

Because of the numerous experimental and calculation results, the most important informations can be given here.

The finite bundle effect, i.e. the effect of shroud can be calculated by eqs. /1/ and /2/ on the basis of the experimental data. The correlation constant S in equ. /2/ is 3.5. Results of calculations made by these equations were compared to experimental results. A typical example is shown in Fig.5.

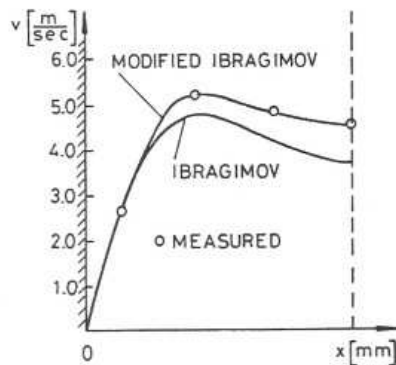


Figure 5. Comparison of experimental and calculated results.

In Figure 5, V_z is the axial velocity and x is the distance from the wall /Fig.4/. It can be seen in the Figure that the shroud effect is significant first of all in the gap region between different zones.

Measured and calculated velocity and temperature distributions were compared for cases A - K. These cases are presented in Table 1. An excellent agreement can be observed between experimental and calculation results.

Friction factor can be calculated by equ./3/, in which the values of the multiplier factor f_c were determined for the different types of subchannels. These values are 0.968 for central channels, 1.00 for side channels and 1.038 for corner channels. It can be observed that there are no significant differences between Blasius friction factor and these values, but for an accurate analysis these factors should be used.

Spacer grid coefficients were calculated

by the SPATES code and compared to the experiments. The agreement between calculated and experimental results is less than 5 %. Spacer loss coefficients getting in this way are as follows: 1.036, 1.291 and 1.314 for central, side and corner subchannels, respectively.

Values of the cross flow velocity as a function of Reynolds number are shown in Figure 6. As it can be expected, these values are much more less than the axial velocities and at the same time indicate the necessity of high accuracy measurements and the appropriate calculation tools.

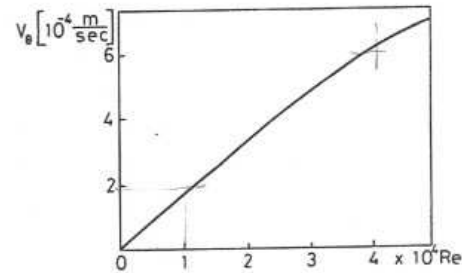


Figure 6. Cross flow velocity as a function of Reynolds number.

As an example, the calculated and experimental velocities are presented in Fig.7. Figure illustrates the excellent agreement between calculation results and experiments. The results of HYBBAC code are also presented in the Figure. The effect of cross flow velocity can be observed very well.

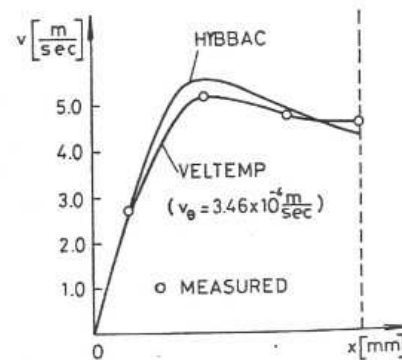


Figure 7. Comparison of measured and calculated velocities.

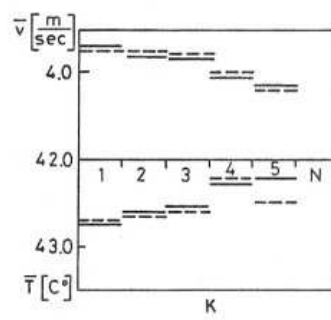
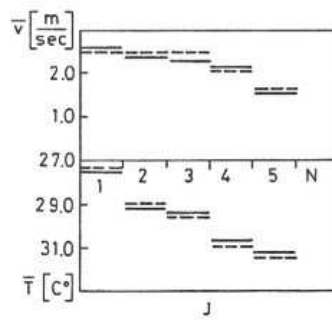
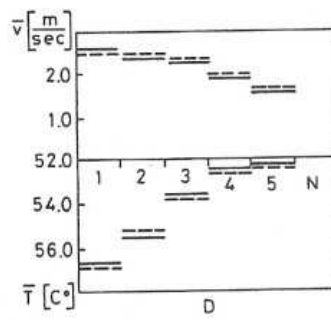
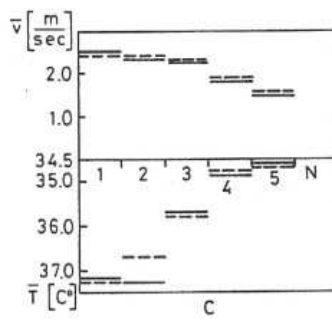
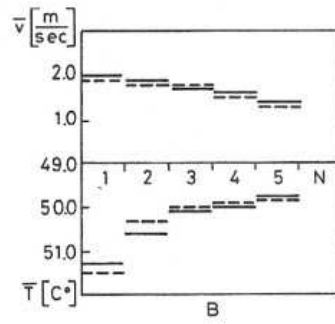
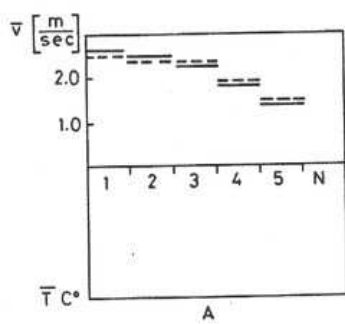


Figure 8. Comparison between measurements and COBRA calculations. /N: zone number/

Simultaneously an extensive calculation work was made by COBRA-III.C code. An example of the comparison of calculated and experimental results are shown in Fig.8. for different heated rod arrangements /see Fig.2./ Figure shows a very good agreement.

By use of the results of the extensive COBRA calculations and the values of the cross flow velocities the cross flow resistance factor $K_{cf} = 10$ was obtained. This value does not depend on the Reynolds number in the measured range.

5. CONCLUSIONS

The conventional subchannel analysis made by COBRA-type codes is a good tool for accurate heat transfer calculations in real rod bundles in single phase flow. This analysis, however, should be connected to a micro-analysis given in this paper.

For the calculation of flow velocities the modified Ibragimov method can be used as it was shown in the theoretical analysis. This method can be applied in cases other than our test case, but the correlation constant should be determined by experiments.

Friction factors should be calculated by eq. (3) because friction factors are influenced by the subchannel shape.

Flow distribution is effected by spacer grids. It was verified by the experiments that SPATIS code can be applied to these calculations.

The VELTEMP code is offered for micro-analysis. Cross flow velocities can be determined by this code if experimental axial velocities are available.

The use of cross flow resistance factor of 10 is offered, which is based on numerous and high accuracy measurements and the micro-analysis.

REFERENCES

1. Gustafson, V., Two-Phase flow in a Nine Rod bundle with Tilted Power Distribution, European Two-Phase Flow Group Meeting, Brussels, June 4-7, 1973.
2. Wolf, L. et al., Final assessment of the ISPRA subchannel experiments with BWR and PWR geometries and operational conditions, Meeting of the European Two Phase Flow Group, Eindhoven, June 2-5, 1981.
3. Todreas, N. E. et al., Coolant mixing in LMFBR rod bundles and outlet plenum mixing transients, M.I.T. Progress Reports, 1978-1980.
4. Marinelli, V. et al., Experimental Investigation of mass velocity and enthalpy exchange among the subchannels of LWR rod bundles in single-phase flow, Meeting of European Two-Phase Flow Group, Karlsruhe, 1973.
5. Szabados, L., and Fzsöl, G., VELTEMP - a computer code for calculation velocity and temperature distribution in triangular subchannels, To be published.
6. Ibragimov, M. K., et al., Calculation of Secondary Flow in a Turbulent Fluid Stream, Fluid Dynamics, Vol.4, No.4. 1968. pp. 114-116.
7. Kjellström, B., Studies of turbulent flow parallel to a rod bundle of triangular array, Arbetsrapport AE-RV-196, 1971.
8. Barroyer, P., Analytical Model for the Prediction of Spacer Pressure Drop Coefficients, EIR-Bericht Nr.350, Würenlingen, September, 1978.
9. Todreas, N. E., et al., Experimental and analytical Study of axial turbulent flows in an interior subchannel of a bare rod bundle, ERDA Research and Development Contract AT /11-1/-2245.