

KFKI-1977-115

SZABADOS L.

KRITIKUS HŐFLUXUS VIZSGÁLATOK  
STACIONÁRIUS ÉS TRANZIENS ÁLLAPOTBAN

*Hungarian Academy of Sciences*

CENTRAL  
RESEARCH  
INSTITUTE FOR  
PHYSICS

BUDAPEST

KFKI-1977-115

**KRITIKUS HŐFLUXUS VIZSGÁLATOK STACIONÁRIUS ÉS TRANZIENS ÁLLAPOTBAN**

**Szabados László**

**Termohidraulikai Osztály**

**Központi Fizikai Kutató Intézet  
1525 Budapest, 114. Postafiók 49**

**HU ISSN 0368 5330  
ISBN 963 371 383 8**

### Kivonat

A dolgozatban stacionárius és tranziens kritikus hőfluxus vizsgálatokat ismertettünk. Megállapítottuk, hogy stacionárius állapotban, a PWR reaktorok tartományában, a lokális paraméterekre alapozott kritikus hőfluxus korrelációk, kisebb hibával reprodukálják a kísérleti adatokat, mint a rendszerparaméterekre alapozott korrelációk. A tranziens vizsgálatokat teljesítmény tranziensekre korlátoztuk. Kidolgoztuk a kritikus hőfluxus mérési adatok feldolgozásának módszerét és mérési adatokkal igazoltuk a kvázi-stacionárius számítási eljárás alkalmazhatóságát.

### Abstract

The steady state and transient critical heat flux (CHF) examinations are described in this paper. The conclusions are follows: in steady-state case within the P.W.R. parameter range the critical heat flux correlations based on local parameters reproduce the experimental data with less deviations than those of based on system parameters. The transient experiments were restricted for the case of power transients. A C.H.F. measurement data processing method has been developed, and the applicability of quasy steady-state calculation has been verified.

### Резюме

В работе описываются исследования критических тепловых потоков, проведенные при стационарных и нестационарных условиях. Было установлено, что в стационарном случае и при параметрах характерных для реакторов типа ВВЭР корреляции, основанные на локальные параметры потока воспроизводят экспериментальные результаты с меньшим отклонением чем корреляции основанные на режимные параметры. Исследования критических тепловых потоков при нестационарных условиях включали в себя случаи уменьшения мощности. Разработали методику обработки экспериментальных данных для этих исследований и показали применимость квазистационарных расчетов на основании результатов измерений.

## Bevezetés

Vizhűtéses energetikai reaktorok aktív zónájában vagy üzemszerűen /forraló reaktor/, vagy bizonyos üzemi állapotokban /nyomottvízes reaktor/, a hűtőközeg forrása megengedett. Természetes, hogy a forrásos hőcserével elérhető nagy hőterheléseknek felső korlátja van. A hőterhelés növelésekor ezen felső korlát eléréseknél a hőtadásban krízis következik be, amely olyan rákényszerített hőterhelésű rendszerekben, mint a reaktor is, a fűtőfelület elégségeséhez vezethet. A forrásos krízis fellépéséhez tartozó hőterhelést kritikus hőfluxusnak nevezzük. A VVER-440 reaktor aktív zónájában többmint 40000 fűtőelem van. Ha feltételezzük, hogy csak néhány fűtőelem burkolat ég el /hasad fel/, a primer körbe "kihordott" aktivitás már jelentős lehet és anyagi kárt okozó üzemzavar keletkezik. Nem kell tehát különösen indokolni azoknak a kutatásoknak a fontosságát, amelyek az elmúlt 2-3 évtizedben a jelenleg vizsgálatára irányultak.

### 1. Forrásos krízis a reaktorban

Nyomottvízes reaktorok tervezésénél, a reaktor névleges teljesítményének megválasztásakor egyik alapvető szempont az, hogy a forrásos krízis minden üzemi állapotban elérhető legyen. [1], [2]. A tervezési filozófia a nyomottvízes reaktorok mindkét típusánál /Westinghouse-PWR és VVER/ ugyanaz, nevezetesen az, hogy a krízishez tartozó hőfluxus és a reaktor bármely bármely pontján fellépő hőfluxus viszonya nem lehet egy megadott értéknél kisebb. Szokásos jelölése:  $DNRF = DNB \text{ hőfluxus} / \text{lokális hőfluxus}$ .

A lokális hőfluxus térben és időben történő meghatározása bonyolult, összetett feladat. A hőfizikus, ezeket az adatokat a reaktorfizikai kutatások eredményeiből kapja és input adatként használja a termohidraulikai számításokhoz, amelyek eredménye viszont visszahat a reaktorfizikai adatokra.

A zóna legkedvezőtlenebb helyzetben lévő kötegének kijelölése aránylag egyszerű feladat. Jól bonyolultabb probléma mind reaktorfizikai, mind termohidraulikai szempontból a legterheltebb kötegen belüli radiális és axiális eloszlások figyelembe vétele és ennek alapján a kritikus hőfluxus, illetve a DNR viszony meghatározása.

A kritikus hőfluxus vizsgálatában azt kellene célnél kitűznünk, hogy a mérőszakaszok megfelelő kialakításával biztosítsuk, hogy a hőfluxus eloszlás azonos legyen a reaktorban fellépő hőfluxus eloszlással. Rudkötegek esetében azonban technológiai és mérőtechnikai okokból, az axiális

és radiális irányban egyaránt változó hőforráseloszlás létrehozása komoly nehézségeket jelent, ezért általában az eloszlások hatását szétválasztva vizsgálják. A kutatási gyakorlatban a következő mérőszakaszok használatosak:

- rudköteg mérőszakaszok axiálisan és radiálisan állandó hőforrás eloszlással;
- rudköteg mérőszakaszok radiálisan állandó, axiálisan változó hőforrás eloszlással;
- rudköteg mérőszakaszok axiálisan állandó, radiálisan változó hőforrás eloszlással;
- rud, vagy cső mérőszakaszok axiálisan változó hőforrás eloszlással.

A fűtőelem kötegen belüli radiális hőforrás eloszlás hatásának figyelembe vételére a legjelentősebb /publikált/ kísérlet-sorozat az olasz CISE kutató központban hajtották végre [3]. Az axiális teljesítmény eloszlás hatásának figyelembe vételére a Westinghouse-nál kidolgozott és Tong nevéhez fűződő számítási eljárás [1] terjedt el, amely axiálisan állandó hőforrás eloszlásra kapott kritikus hőfluxus adatokat korrigálja, az axiálisan nem egyenletes esetre. A másik eljárás Lee nevéhez fűződik [4] és ugyancsak széleskörűen használt. Ezzel értékeltük ki a KFKI-ban az axiálisan nem egyenletesen fűtött 1-rud mérőszakaszon kapott kísérleti eredményeket [45].

A Westinghouse által gyártott reaktoroknál Tong szerint a W-3 korrelációt használták, amely csőben végzett kísérleti adatok általánosítása rudkötegekre, fűtőelem csatorna analízissel összekapcsolva, vagy anélkül. A Paksi Atomerőmű Műszaki Tervéből tudjuk, hogy a VVER-440 reaktornál előbb a Szmolin, majd a Bezrukov féle korrelációt használták.

A kötegre átlagolt - reaktor csatorna szintű - számítási eljárás mellett, az irodalomban megtalálható a fűtőelem csatorna analízissel összekapcsolt számítási eljárás is. Ezt az eljárást Tong és Guarino publikálta [46], [47]. A számítási eljárás lényege az, hogy egyszerű geometria /pl. cső/ felhasználásával kapott korrelációt használunk a kritikus hőfluxus számítására és a számításokhoz szükséges adatokat fűtőelem csatorna szintű programmal határozzuk meg. Tong ehhez a W-3 korrelációt és a THINC-II programot használta, mi a Becker korrelációt [48] és a COBRA-II/KFKI programot, mint ahogy ezt a későbbiekben látni fogjuk.

## 2. A kritikus hőfluxus meghatározása stacionárius állapotban

Abból a célból, hogy a VVER típus termohidraulikai jellemzőinek számítására létrehozott számítógépes programrendszerben a legalkalmasabb korrelációkat használhassuk fel, kiterjedt kutatási programot indítottunk. Ennek első lépéseként az irodalomban széleskörűen használt összefüggések értékelését végeztük el.

Az irodalomban rendelkezésre álló számítási eredmények rövid összefoglalása, illetve értékelése után saját számításainkat két csoportra bontva mutatjuk be:

- a kritikus hőfluxus számítása a fűtőelem köteg átlagos paramétereit tartalmazó, azaz a rendszerparaméterekre alapozott korrelációk segítségével;
- a kritikus hőfluxus számítása a lokális paraméterek segítségével, azaz a forrásos krízis helyén fellépő adatok felhasználásával. A lokális adatok meghatározását fűtőelem csatorna számításával, az ilyen célra alkalmas számítógépes programmal végezzük el.

### 2.1 A téma helyzete

A vízhűtéses energetikai reaktorok két típusának megfelelően a mérési adatokat és a korrelációk zömét is két fő csoportra oszthatjuk:  $p < 100 \text{ kp/cm}^2$ , amely elsősorban a forraló reaktor zónákra vonatkozó  $p=70 \text{ kp/cm}^2$  nyomásu adatokat foglalja magába és  $p > 100 \text{ kp/cm}^2$ , amelybe a nyomottvízes reaktorok jelenlegi  $120-160 \text{ kp/cm}^2$  nyomások közötti adatait soroljuk. A helyzet felmérését a továbbiakban ezen felosztás alapján végeztük.

A forraló reaktorokkal kapcsolatos - az 1. Táblázatban felsorolt - kötegekre vonatkozó kísérleti adatok vizsgálatát Guarino és társai [5] végezték el. A szerzők az 1. Táblázat szerinti mérőszakaszokra vonatkozó 511 axiálisan egyenletes és 123 axiálisan változó hőterhelésű kísérleti adatot dolgoztak fel. Az értékelés Barnett [12], Macbeth [13], Becker [14], CISE [15] és a Marinelli [16] korrelációkkal történt. A szerzők 28 esetet választottak ki és fűtőelem csatorna analízist végeztek. Arra kerestek választ, hogy a lokális paraméterekre alapozott számítási eljárással javul-e a számítások pontossága. A számítások és mérések közötti legnagyobb eltérés és az átlagos négyzetes hiba a 2. Táblázatban látható.

1. FELMÉRÉS

Intézkedés	Cég	Rud. típus	Hossz cm	Előzetes árték Ft	Előzetes árték Ft	Előzetes árték Ft	Méret pontok száma	Működési mód
[1]	SE	3X3	152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
[2]	SE	3X3	152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
[3]	SE	3X3	152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
[4]	SE	3X3	152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			152,9	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
[5]	AE	3X3	150,0	1,325	34,176	0,20-0,94	13 / 11 /	Egyenletes
			150,0	1,325	34,176	0,09-0,89	10 / 9 /	Radikálisan egyenlőtlen
			150,0	1,325	34,176	0,07-0,90	8 / 3 /	Rad. és ax. egyenlőtlen
[6]	SE	+X+	182,8	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			182,8	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Egyenletes
			182,8	1,428	34,176	0,18-0,60	28	Radikálisan egyenlőtlen

2. Táblázat

Korreláció	Legnagyobb eltérés	Átlagos négyzetes hiba	
Barnett	-45,9	+32,1	9,86
Macbeth	-40,0	+49,2	12,48
Becker	-27,0	+39,0	7,67
CISE	-30,0	+28,1	7,9
Marinelli	-29,7	+28,1	8,1

A Táblázat adataiból is látszik és a szerzők is arra a következésre jutottak, hogy a fűtőelem csatorna analízissel összekapcsolt számítási eljárás /a Táblázat utolsó két sora/ alkalmazásával a számítások pontossága nem javult.

Hozzátehetjük, hogy 28 mérési adat feldolgozásával nyert számítási eredményből akkor sem lehetne általánosítani, ha a hibák szignifikánsan kisebbek lennének.

A nyomottvizes reaktorok paraméter tartományában a Westinghouse cég által axiálisan egyenletes hőterhelésű kötegeken végzett mérések értékelését Tong közölte [16]. Az adatok feldolgozása a THINC-II kód segítségével, fűtőelem csatorna számítással és a W-3 korreláció alkalmazásával történt. Az eredmény a mért és számított értékek  $\pm 23\%$ -os eltérése volt. A fenti számítási módszerrel ellenőrizték a Babcock-Wilcox /továbbiakban B. W./ cég axiálisan egyenletes hőterhelésű kötegének mérési adatait is [17]. Eredményül a mérések és számítások  $\pm 23\%$ -os eltérését kapták. A B. W. cég saját kísérleti eredményeire alapozva kifejlesztett egy önálló korrelációt is. Ennek alapjául a Macbeth által javasolt összefüggés szolgált [18]. Az eredmény a mérések és számítások  $\pm 20\%$ -os eltérése.

A rövid irodalmi áttekintésből is látható, hogy további számításokra van szükség ahhoz, hogy választ kapjunk a következő kérdésekre:

- Javulnak-e a rendszerparaméterekre alapozott korrelációkból kapott számítási eredmények, ha a számításoknál más szerzők által ajánlott empirikus összefüggéseket használunk;
- Pontosabb számítási eredményeket kapunk-e, ha fűtőelem csatorna analízissel összekapcsolt számítási eljárással, lokális paraméterekre alapozott korrelációkat használunk.



A két kérdésre adott választ, illetve a számítások és mérések összehasonlító analizisének eredményeit a következő, 2.2 és 2.3 pontokban foglaljuk össze. A tranziens mérések előzményei a [19] munkában találhatóak.

## 2.2 A kritikus hőfluxus számítása a rendszerparaméterek segítségével

A számítások céljaira egyrészt az 1. Táblázatban összefoglalt kötegekre vonatkozó kísérleti adatokat használtuk fel. Ezek az adatok a [6] , [7] , [8] , [9] , [10] , és [11] munkákban találhatóak. Az adatok, mint a Táblázatból látható, 70 kp/cm<sup>2</sup> nyomásra vonatkoznak, tehát a forraló típusu reaktorokra jellemzőek.

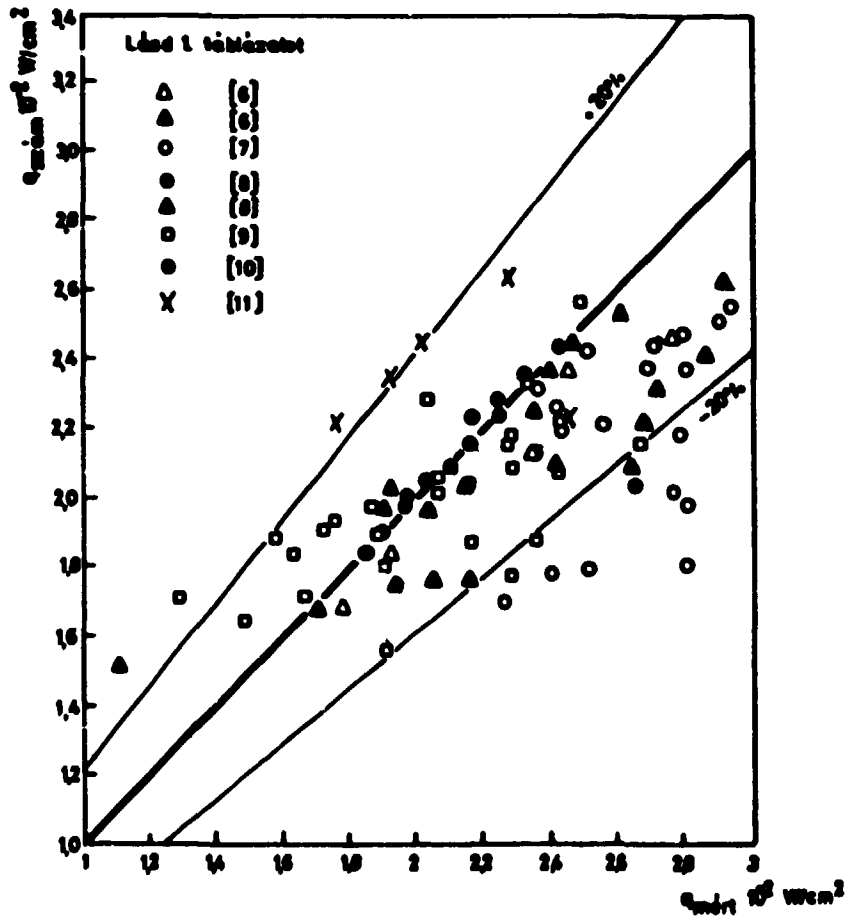
A nyomottvízes reaktorok paraméter tartományára vonatkozó kísérleti adatokat a [20] , [21] és [22] munkákból vettük.

A számításokhoz a Szovjetunióban kifejlesztett - a vizsgálat idején legismertebb és legelfogadottabb - korrelációkat választottuk ki, amelyek Szmolín [23] , Miropolszkij [24] és Oszmacskin [25] nevéhez fűződik. A nagymennyiségű adat feldolgozásához a BURN-I jelű számítógépes programot [26] használtuk.

A forraló típusu reaktorok paraméter tartományába eső számítások és mérések összehasonlító analizisének eredményei az 1, 2, 3. ábrán láthatók [27]. A legnagyobb eltérés %-ban: Szmolín korrelációnál -35,8, +36,4; Miropolszkij korrelációnál -32,2, +45,5; Oszmacskin korrelációnál -40,0, +28,5.

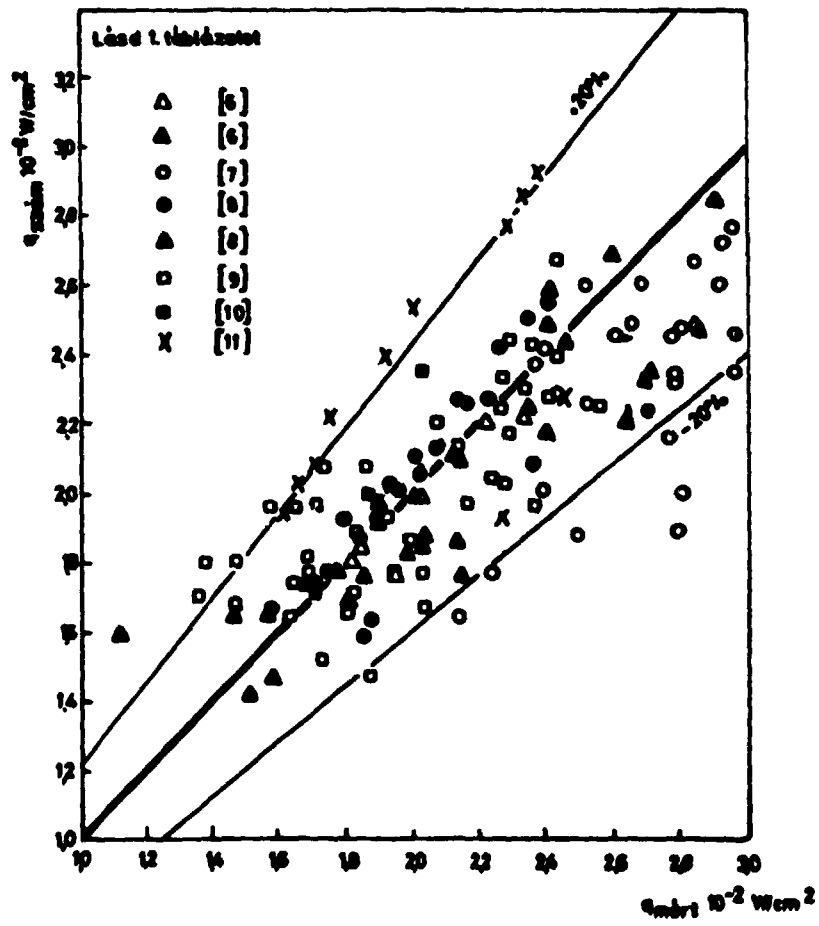
Ezeket az értékeket összehasonlítva a 2. Táblázat adataival megállapíthatjuk, hogy a három szovjet korreláció lényegében ugyanazon hibával reprodukálja a kísérleti adatokat. A pontok többsége az irodalomban elfogadottnak tekintett  $\pm 20\%$ -os eltéréseken belül van.

A nyomottvízes reaktorok paraméter tartományában a számításokhoz két kísérletsorozat eredményeit használtuk fel. Az egyik kísérletsorozatot a B. W. cégnél hajtották végre [20] , axiálisan és radiálisan állandó hőforrás eloszlású 9-rudköteg mérőszakaszon. A másik kísérletet a FIAT cég végezte az EURATCM számáva [21] , [22] axiálisan és radiálisan állandó hőforráseloszlású 16-rudköteg mérőszakaszon. A számításokhoz az Oszmacskin korrelációt használtuk. A számítások és mérések összehasonlítása a 4. és 5. ábrán látható. A legnagyobb eltérés %-ban: a B. W. adatok esetében -40,0, +28,0; a FIAT adatokra +36,4; -29,4. A kb. 700 mérési ponttal végzett számítások eredményéből látható, hogy a rendszerparaméterekre alapozott korrelációk alkalmazásával a számítások pontossága nem növelhető.



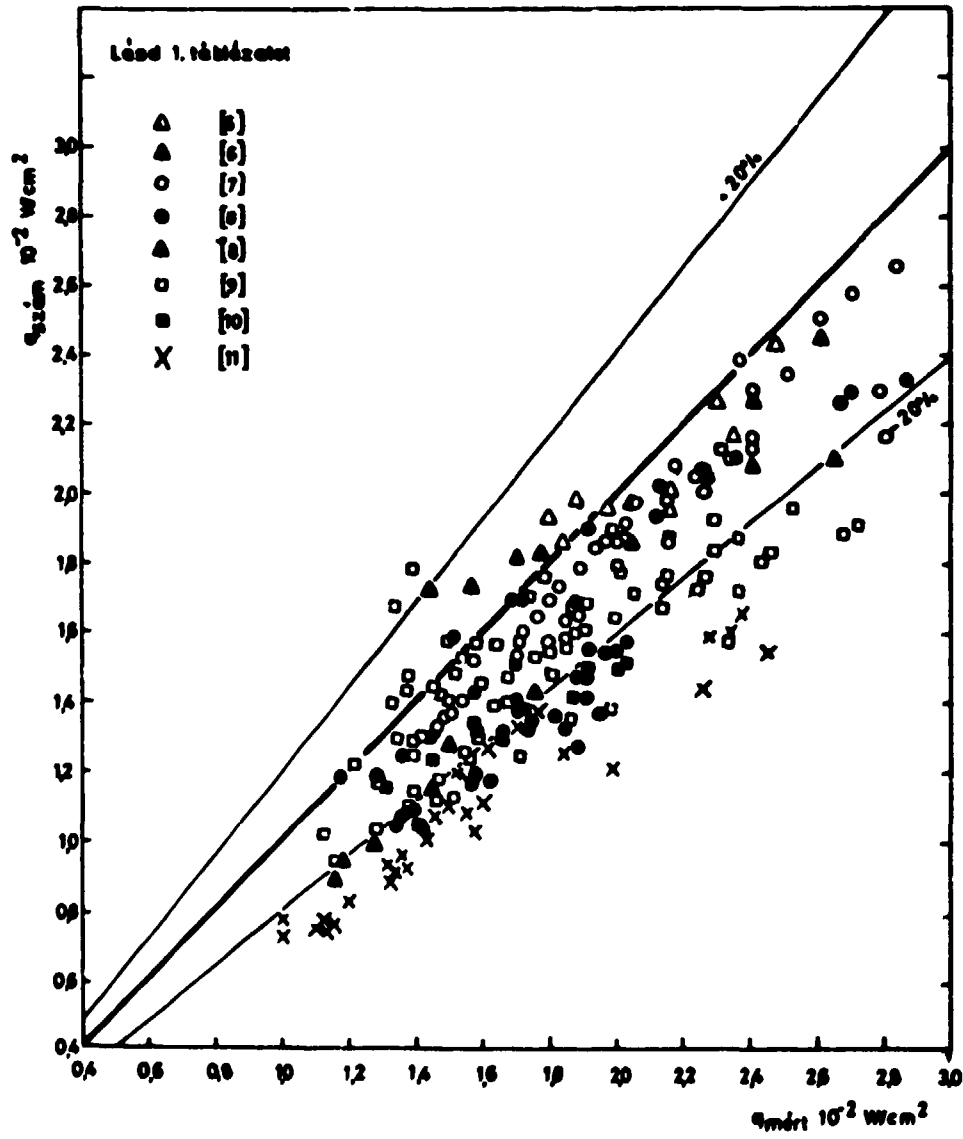
1. ábra

Számítások és mérések összehasonlítása a Szmolin korreláció és az 1. Táblázat adatainak felhasználásával.



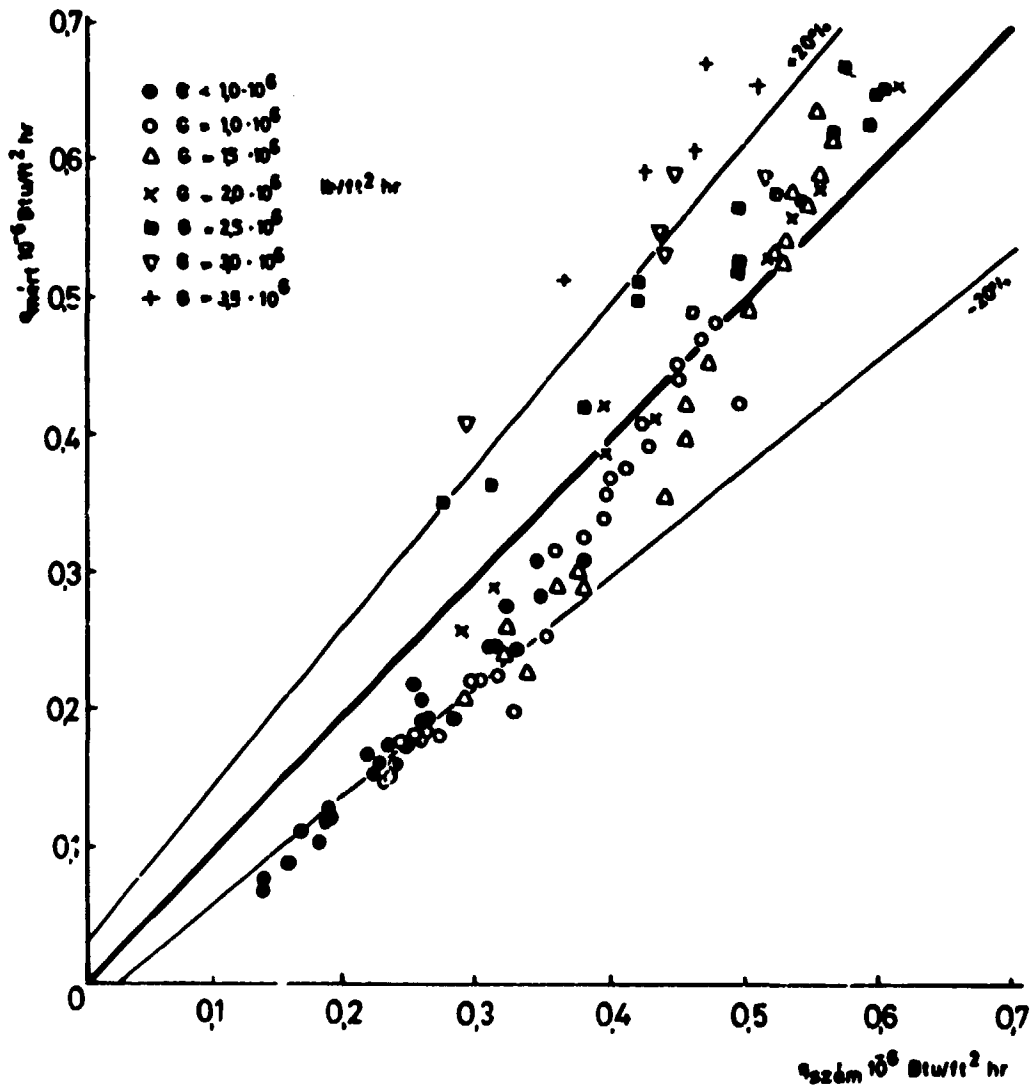
2. ábra

Számítások és mérések összehasonlítása a Miropolszkij korreláció és az 1. Táblázat adatainak felhasználásával.



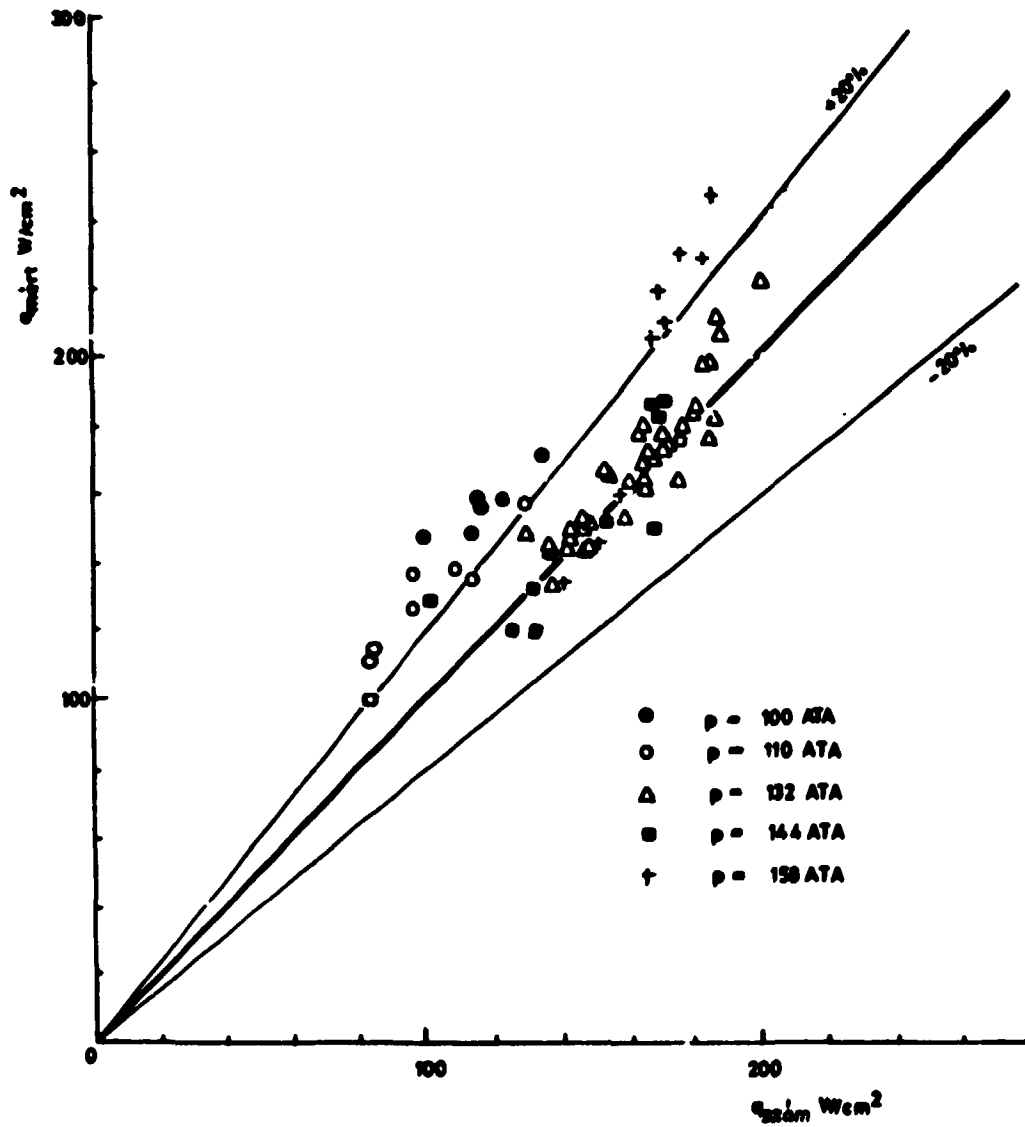
3. ábra

Számítások és mérések összehasonlítása az Oszmacskin korreláció és az 1.Táblázat adatainak felhasználásával.



4. ábra

Számítások és mérések összehasonlítása az Oszmacskin korreláció és a B. W. kísérleti adatok felhasználásával.



5. ábra

Számítások és mérések összehasonlítása az Oszmacskin korreláció és a FIAT kísérleti adatak felhasználásával.

### 2.3 A kritikus hőfluxus számítása a lokális paraméterek segítségével

A forrásos krízis kvalitatív tárgyalásából kitűnt, hogy a krízis fellépését és így a kritikus hőfluxus értékét, elsősorban a krízis fellépési helyén kialakult viszonyok határozzák meg. Annak oka, hogy a számítási gyakorlatban elsősorban a rendszerparaméterekre alapozott korrelációk terjedtek el, részben kísérleti információk hiányára, részben a lokális paraméterek számítással történő meghatározásának nehézségeire utal. A rudkötegeken végzett kísérletek egy részénél az az információ is hiányzik, hogy a krízis melyik rudon és ennek megfelelően melyik fűtőelem csatornában lépett fel.

A lokális paraméterek, mint pl. a tömegfluxus és gőztartalom, kísérleti meghatározására pedig - a szerző ismeretei szerint - napjainkig még nem került sor. Ezeket az adatokat tehát fűtőelem csatorna szintű számítógépes program segítségével kell, ill. lehet meghatározni. A problémát az jelenti, hogy a fűtőelem csatornák között lejátszódó keresztirányú tömeg- és hőcserére vonatkozó információk bizonytalanok, ezért a számított lokális adatok is bizonytalanok. A szerző mégis úgy gondolja, hogy a lokális paraméterek felhasználásával elvégzett számítási eredményeknek pontosabbnak kell lenniük, mint a rendszerparaméterekre alapozott korrelációkból kapott számítások eredményei, mert a reális viszonyokhoz ez áll közelebb.

Ennek bizonyításához a következőkre van szükség:

- rudkötegeken végzett megbízható kísérleti adatok, amelyeknél ismert a forrásos krízis fellépési helye is;
- fűtőelem csatorna szintű számításokra alkalmas számítógépes program, amelynek segítségével a lokális adatokat kiszámíthatjuk;
- olyan kritikus hőfluxus korreláció, amelyet fűtőelem csatorna számításokra /sarok-, oldal- és normál csatorna/ lehet használni.

Az ilyen számításokra alkalmas kísérleti adatokként a B. W. és a FIAT cég adatait választottuk. Fűtőelem csatorna szintű számításokhoz rendelkezésre állt a COBRA-II/KFKI program [50]. A kritikus hőfluxus számítására pedig Beckernek nagy nyomásokra - cső mérőszakaszon kapott kísérleti adatokra - kifejlesztett korrelációját használtuk [48].

Ez a Korreláció a következő:

$$q_{KR} = \frac{G(450 \cdot \Delta H_{in})}{40 \frac{L}{d} \cdot 156 G^{0,458}} \left[ 102 \frac{P}{P_{KR}} - 954 \right]^2$$

/1/

- ahol
- $q_{KR}$  - Kritikus hőfluxus /W/cm<sup>2</sup>/
  - $G$  - tömegfluxus /kg/m<sup>2</sup>sec/
  - $\Delta H_{in}$  - belépési aláhűtés /kJ/kg/
  - $L$  - a mérőszakasz hossza /mm/
  - $d$  - a mérőszakasz átmérője /mm/
  - $P$  - üzemi nyomás /bar/
  - $P_{KR}$  - kritikus nyomás /bar/

Az ajánlott paraméter tartomány:

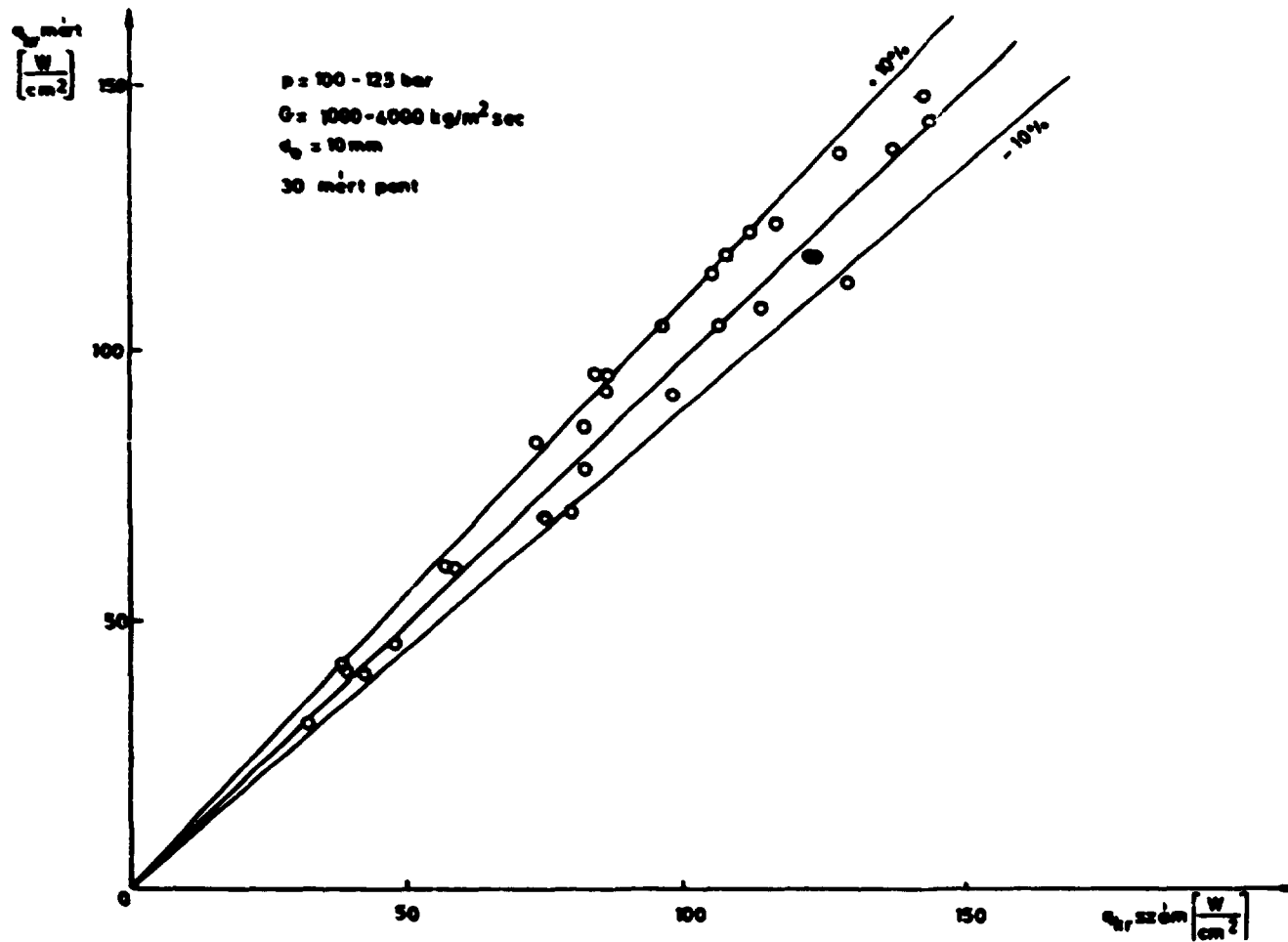
nyomás	:	120-200/bar/
belépési aláhűtés	:	8-272 /C <sup>o</sup> /
mérőszakasz hossza	:	2000-5000 /mm/
tömegfluxus	:	G/p/-7000 /kg/m <sup>2</sup> sec/
kritikus gőztartalom	:	0-0,6 /kg/kg/
csőátmérő	:	8-25 /mm/

A korrelációt, 10 mm belső átmérőjű és 3500 mm hosszú cső mérőszakaszon, saját mérésekkel ellenőriztük [1]. Annak ellenére, hogy a 30 mért pont egy része az ajánlott paraméter tartományon kívül esik, a pontok szórása ±10%. A számítások és mérések összehasonlítása a 6. ábrán látható.

A számítások első lépéséhez a B. W. cég axiálisan egyenletes hőforrás-eloszlású rudköztegén kapott kísérleti adatokat használtuk fel úgy, hogy a COBRA-II/EFKI programmal kiszámítottuk a lokális tömegfluxust. Ezt a tömegfluxust helyettesítettük az /1/ egyenletbe. A korrelációban szereplő csőátmérőt a fűtött egyenértékű átmérővel helyettesítettük. A méréseknek a fentiekben leírt módszerrel történő értékelése a 7. ábrán látható eredményre vezetett. A ±15%-os legnagyobb eltérés igen jó eredménynek számít és egyben igazolja azt a várakozásunkat, hogy ez a számítás eljárás jobb eredményhez vezet.

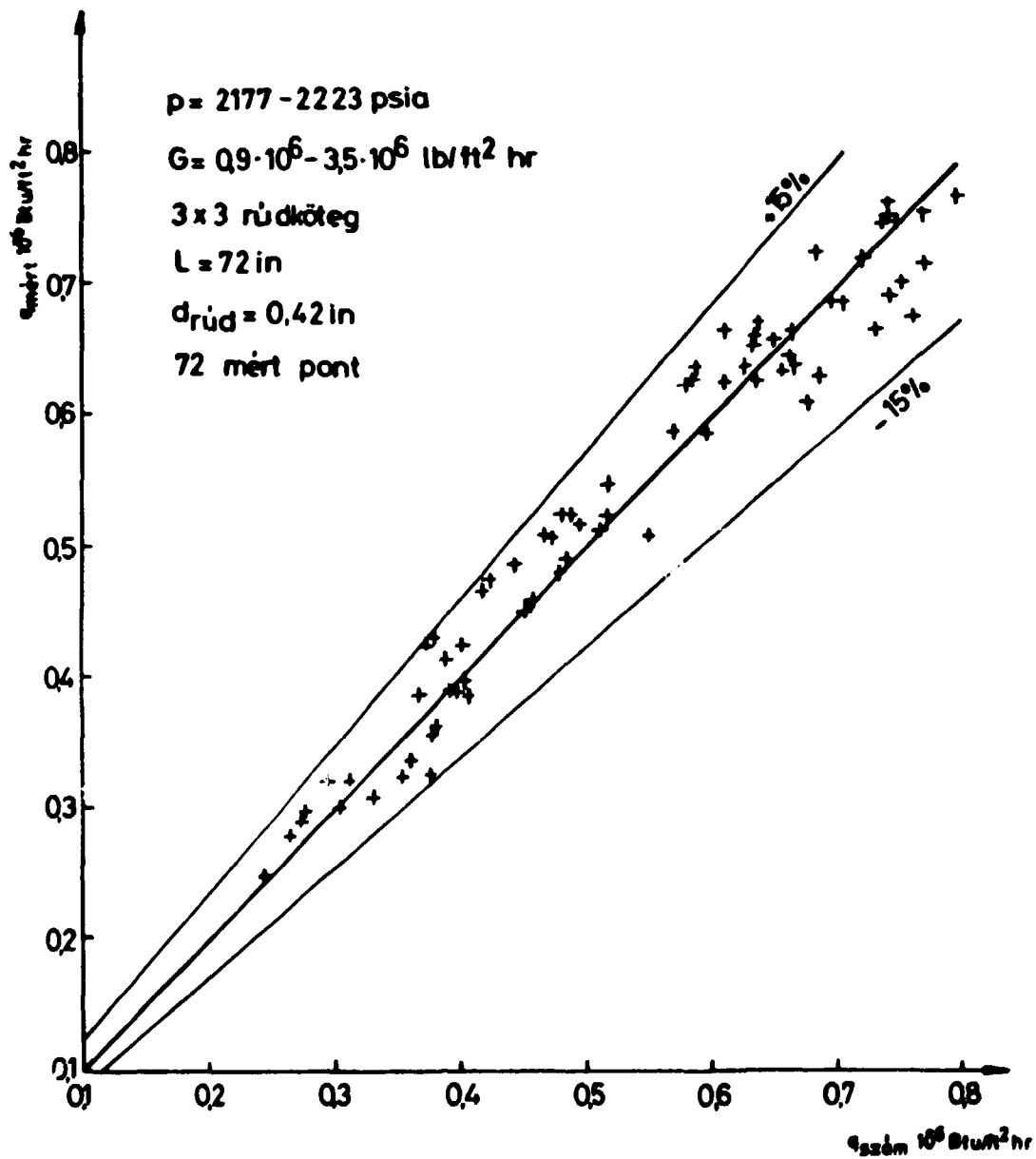
Az /1/ korreláció azonban nem csak lokális paramétereket tartalmaz, hiszen a belépési aláhűtés rendszerparaméter. A korrelációt ezért módosítottuk úgy,





6. ábra

Az NVH berendezésen kapott mérési eredmények és a Becker korrelációból számított adatok összehasonlítása.



7. ábra

A Becker korrelációval számított adatok összehasonlítása a B. W. kísérleti eredményekkel, a lokális tömegfluxus felhasználásával.

hogy abban a belépési aláhűtés helyett a lokális gőztartalom szerepeljen. Rendezés után az egyenlet a következő alakot veszi fel:

$$q_{m2} = \frac{G(450 - r_x) \left[ 102 - \left( \frac{P}{P_m} - 0,54 \right) \right]}{40 \frac{1}{2} \left( 1 - \left[ 102 - \left( \frac{P}{P_m} - 0,54 \right) \right] \right) \cdot 156 \cdot G^{0,433}} \quad / 2 /$$

A lokális paraméterekre való áttérés másik következménye az volt, hogy a COBRA-II/KFKI programot módosítottuk úgy, hogy az összetartozó  $q_{KR,x}$  értékeket, a hőegyensúlyt figyelembe véve, iterációval határoztuk meg.

A mérési adatok a B. W. cég axiálisan egyenletes hőforráseloszlású mérőszakaszán kapott adatok. A számításokat 77 mérési pontra végeztük el. A számítások és mérések összehasonlítása a 8. ábrán látható. Az adatok szórása tovább csökkent, azonban gyakorlatilag az összes pont a 0 és 20% közötti intervallumba esik. A számításokat a B. W. cég axiálisan nem egyenletes hőterhelésű kötegén végzett mérések [27] adataival tovább folytattuk. A 82 mért pontra elvégzett számítások eredménye a 9. ábrán látható. A pontok szórása és a tendencia is lényegében azonos az előzővel. További számításokhoz a FIAT cég mérési adataiból 44 mért pontot választottunk ki. A 10. ábrán látható eredmény ugyancsak megegyezik az előzőekkel.

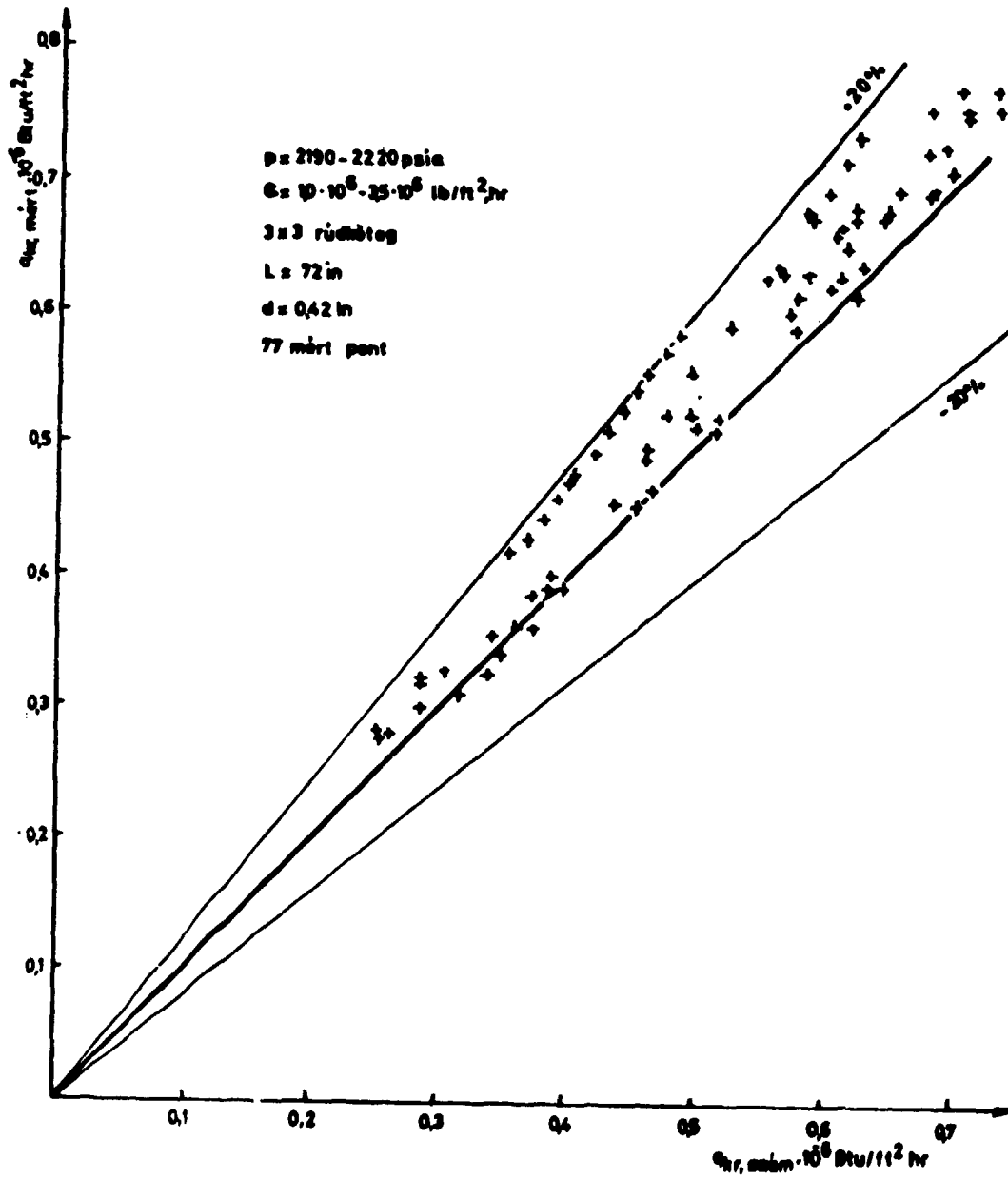
A 203 pontra elvégzett számítások eredményei, valamennyi pont pozitív irányu eltérése, a korreláció módosítását sugallta. A módosítás szükséges mértékét a COBRA-II/KFKI program több futtatása alapján határoztuk meg, felhasználva a 8. ábrán feltüntetett B. W. adatokat.

A számítások és mérések összehasonlítása a 11. ábrán látható. A pontok szórása  $\pm 10\%$ -on belül van, az átlagos négyzetes hiba /korrigált szórás/ 0,068. A számított és mért kritikus hőfluxus viszony átlaga, 77 mérési pontra,  $\bar{R} = 0,999$ . Az átlagos négyzetes hibát a következő összefüggésből számítottuk:

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum (R_i - \bar{R})^2}$$

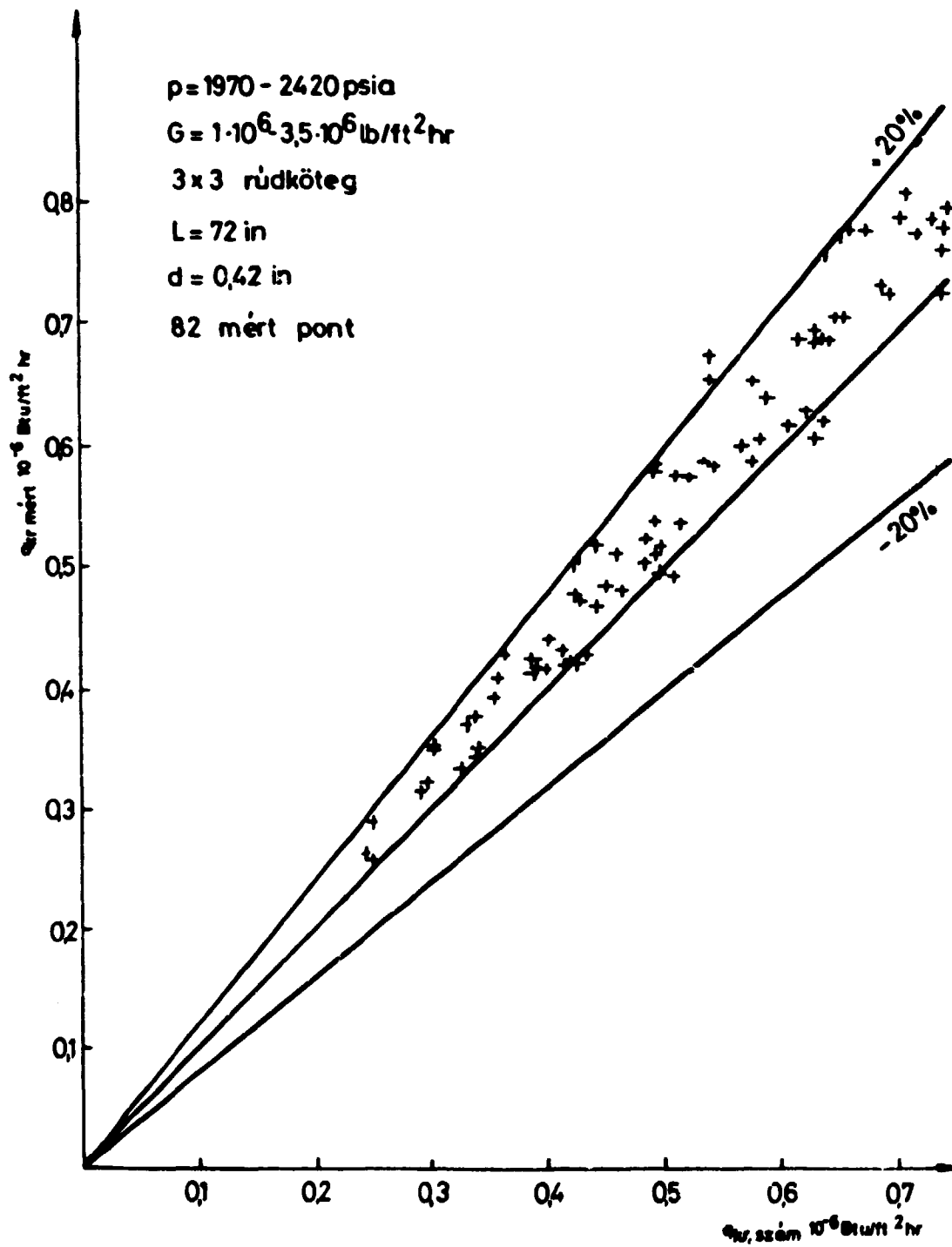
ahol

$$\bar{R} = \frac{1}{n} \sum R_i$$



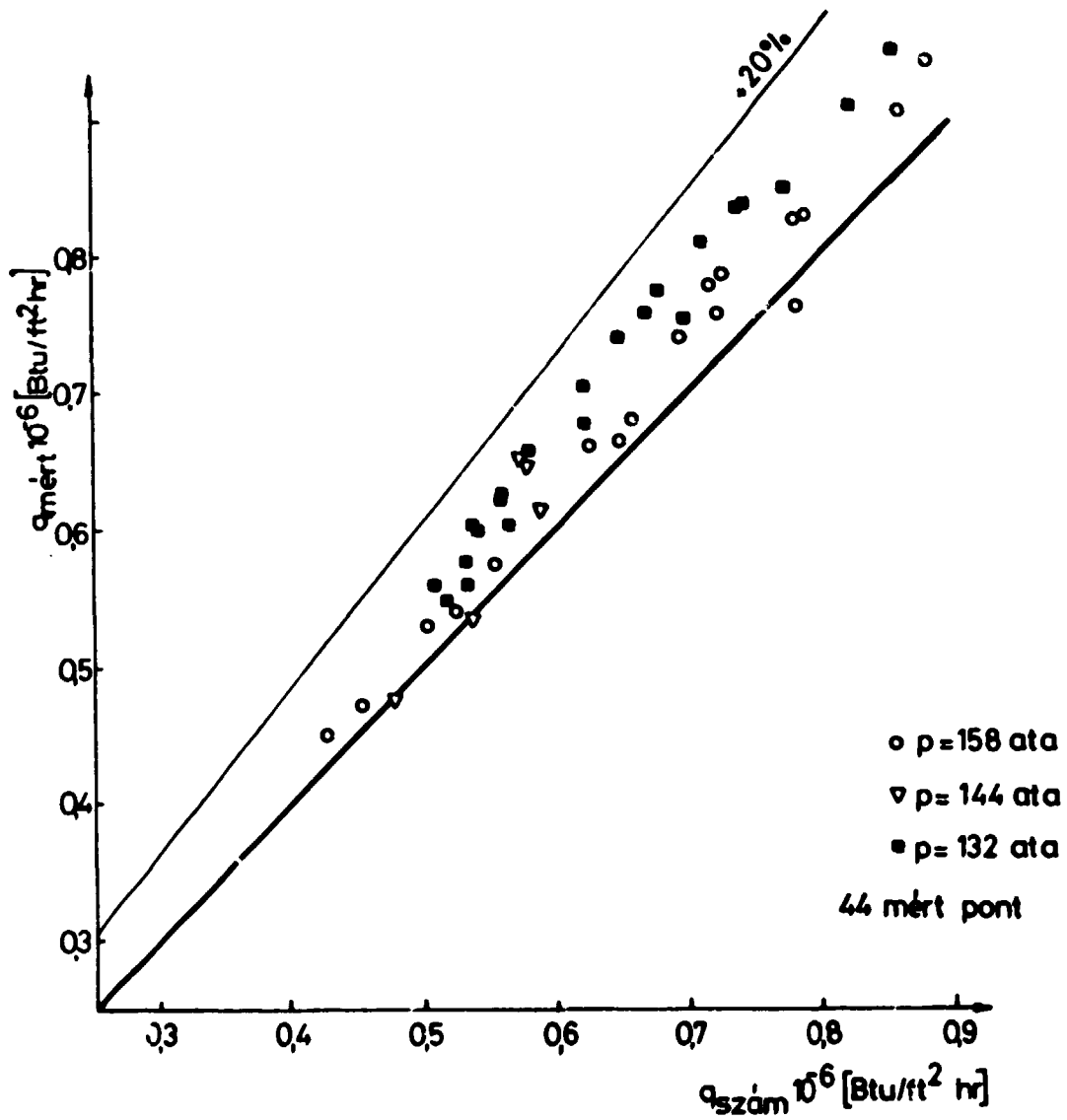
8. ábra

A Becker korrelációval számított adatok összehasonlítása B. W. kísérleti eredményekkel /axiálisan egyenletes hőterhelés/, a lokális tömegfluxus és a lokális gőztartalom felhasználásával.

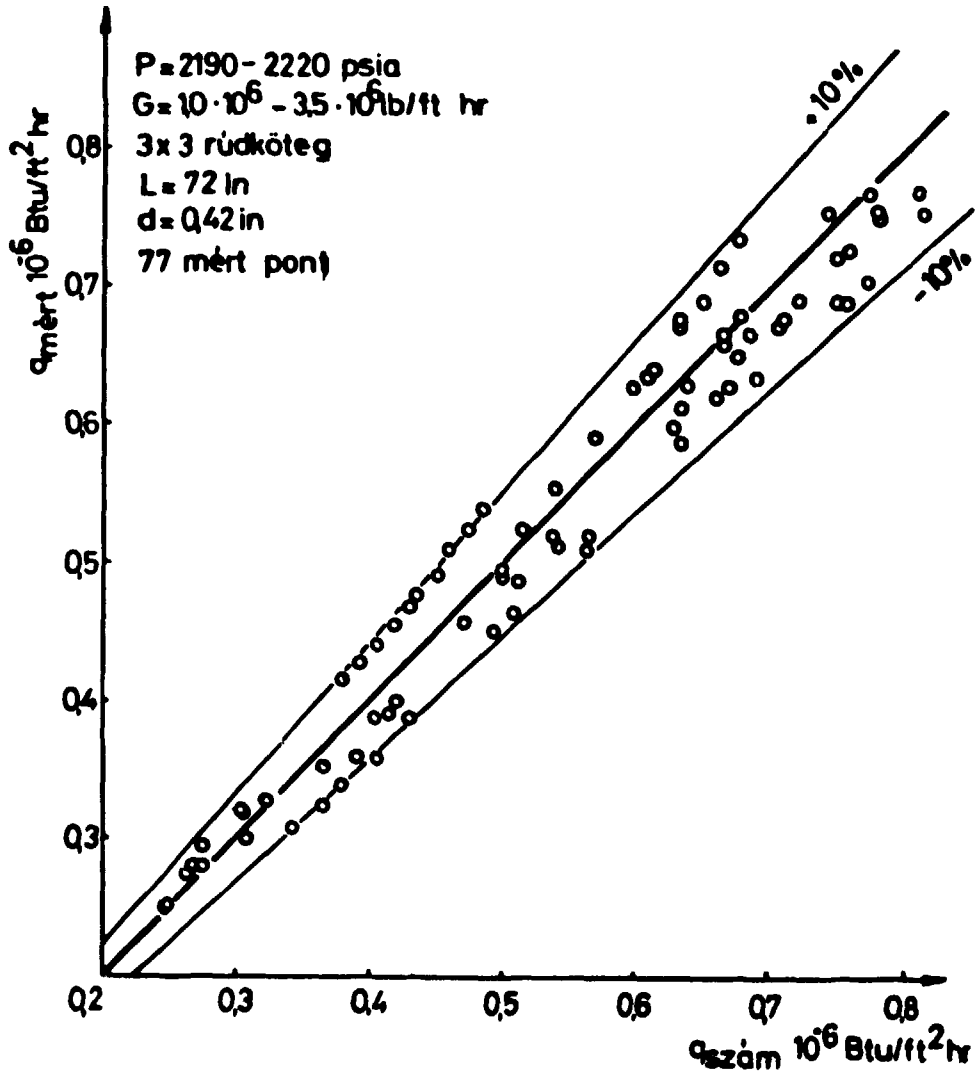


9. ábra

A Becker korrelációval számított adatok összehasonlítása B. W. kísérleti eredményekkel /axiálisan nem egyenletes hőterhelés/, a lokális tömegfluxus és a lokális gőztartalom felhasználásával.



10. ábra  
A Becker korrelációval számított adatok összehasonlítása FIAT kísérleti eredményekkel, a lokális tömegfluxus és a lokális gőztartalom felhasználásával.



11. ábra

A módosított Becker korrelációval számított adatok összehasonlítása B. W. kísérleti eredményekkel /axiálisan egyenletes hőterhelés/, a lokális tömegfluxus és a lokális gőztartalom felhasználásával.

A módosított Becker korreláció, amelyet fűtőelem köteg számításokra ajánlunk, fűtőelem csatorna analízissel összekapcsolt számítási eljárással, a következő:

$$q_{\text{m}} = \frac{G_{10k}(450 - r x_{10k}^{\text{KR}}) \left[ 102 - \left( \frac{P}{P_{\text{m}}} - 0,54 \right)^2 \right]}{40 \frac{1}{d_n} \left\{ 1 - \left[ 102 - \left( \frac{P}{P_{\text{m}}} - 0,54 \right)^2 \right] \right\} \cdot 132 G_{10k}^{0,433}} \quad /3/$$

A /3/ egyenletben a dimenziók azonosak az eredeti Becker korrelációban szereplő mértékegységekkel. A  $G_{10k}$  tömegfluxus és az  $x_{10k}^{\text{KR}}$  gőztartalom a forrásos krízis helyén fellépő lokális értékek.

A  $d_n$  értéke a fűtőelem csatorna fűtött egyenértékű átmérője. A módosított állandó értéke: 132, az eredeti 156 helyett.

A számítások eredményeiből levonható az a következtetés, hogy a nyomottvizes reaktorok paraméter tartományában a lokális paraméterekre alapozott korrelációk - fűtőelem csatorna analízissel összekapcsolt számítási eljárással - lényegesen kisebb hibával reprodukálják a kísérleti adatokat.



### 3. A kritikus hőfluxus meghatározásának néhány problémája a teljesítmény tanziensek esetén

#### 3.1 A téma helyzete

A forrásos krízis vizsgálatára, tranziens körülmények között, lényegesen kevesebb információ áll rendelkezésre, mint stacionárius üzemi állapot esetében. A reaktor üzemzavara esetén felléphetnek: teljesítmény-, áramlási- és nyomás tranziensek, ill. ezek kombinációja, mint pl. a szivattyukieséses üzemzavari állapotnál, amikor a hűtőközeg forgalom csökkenése mellett, a teljesítmény és a nyomás is változik. A kutatási stratégia azonban itt is olyan, hogy a különböző tranzienseket szétválasztva, a folyamatokat "tisztá" körülmények között vizsgálják. A dolgozat keretében csak a teljesítmény tranziensekkel foglalkozunk, ezért a téma helyzetének felvázolását is erre az esetre korlátozzuk.

Az elmúlt két évtizedben lefolytatott vizsgálatokat három csoportra lehet osztani.

Az első csoportba a nagy térfogatban történő forrás /"pool boiling"/ esetén végzett kísérletek tartoznak, amelyeknél sem a mérőszakaszok, sem az egyéb kísérleti körülmények nem modellezik a reaktor geometriai, hőfizikai és hidrodinamikai jellemzőit. A fő célkitűzés a folyamat sajátosságainak, fizikai tartalmának, mérés-technikai problémáinak megismerése. A fontosabb eredmények a [28], [29], [30], [31], [32], [33] munkákban találhatóak. A munkák a dolgozat szempontjából kevésbé érdekesek, ezért azokkal nem foglalkozunk.

A második csoportba azok a munkák sorolhatók, amelyeknél a kísérleti körülmények az előző esethez hasonlóak, de a hűtés, kényszeráramlásos. Ezeknek a munkáknak kritikai értékelése a [34] és [35] irodalomban található. Redfield, a [36] adatokat felhasználva, a következő összefüggést ajánlotta a kritikus hőfluxus számítására teljesítmény tranziensek esetén:

$$q_{KR}^{TR} = q_{KR}^{ST} \times \exp /4,25 \times 10^{-3} / \tau / \quad /4/$$

ahol  $q_{KR}^{TR}$  - a kritikus hőfluxus tranziens állapotban;

$q_{KR}^{ST}$  - a kritikus hőfluxus stacioner állapotban;

$\tau$  - a tranziens kezdetétől a forrásos krízis beállásáig eltelt idő ~~seg~~

Ezt az egyenletet ajánlja Tong [1] és idézi Hein és Mayinger [37]. Az egyenlet alkalmazhatóságát azonban a szerzők nem diszkutálják, de felhívják a figyelmet arra, hogy csak nagyon gyors tranzienseknél alkalmazható.

A harmadik csoportba azok a munkák sorolhatók, amelyek a reaktor-körülményeket geometriában és a hűtőközeg paramétereiben is többé-kevésbé jól modellezik. Tong [38] elsők között publikálta a CVTR reaktor fűtőelem köztégén végzett kísérletek eredményeit. A teljesítménynövelés azonban - amely lineáris függvény szerint történt - lassu volt /3 és 13 sec között változott/ és emiatt a tranziens és stacionárius krízis értékek egybeestek, így tranziens effektust nem sikerült kimutatni. Részletes vizsgálatokat végzett Moxon és Edwards [39], akik teljesítmény tranziens méréseket végeztek cső mérőszakaszokon, víz hűtőközeggel, 1000 psia / $\approx$  70 bar/ nyomáson. Az elektromos teljesítményt "ugrás-függvény" szerint változtatták úgy, hogy a krízisig eltelt időintervallum 0,5-4,0 sec közé esett.

Megvizsgálták a csőre adott elektromos teljesítmény és a folyadéknak átadott teljesítmény viszonyát, az alkalmazotti mérőátalakítók - elsősorban a termoelemek - időállandóit. A feldolgozás kvázi-stacionárius kezelésmóddal történt. A bemutatott példán azonban a kritikus állapot elérésekor mért elektromos teljesítményt ábrázolták az idő függvényében, amely nem a krízist meghatározó adat. A mért és a SLIP kóddal számított adatok közötti eltérés jelentős volt. /Kvázi-stacionárius kezelésmód alatt azt értjük, amikor megfelelő számítógépes programmal kiszámítjuk a krízist meghatározó paramétereket, adott időpillanatban és a krízis fellépésének helyén, majd ezekből a lokális adatokból, stacionárius krízis korrelációval számítjuk ki a tranziens kritikus hőfluxus értékét./

Jelentősnek tekinthető az a vizsgálat, amelyet a M.A.N. cégnél hajtottak végre részben víz, nagyobb részt azonban freon-12 hűtőközeggel.

A Hein és Mayinger által publikált munka azonban csak része az egész kísérletsorozatnak és döntően a mérőszakasz geometriájának a folyamatra gyakorolt hatását tárgyalja. A közlés szerint az eredmények feldolgozása itt is kvázistacionárius kezelésmóddal történt.

A témakör kritikai összefoglalását Hassid [40] munkája adja, amelyet a CREST /Committee for Reactor Safety and Technology/ felkérésére írt.

A CIRENE reaktor /olasz/ fejlesztéséhez Gaspari és mások [41] vízzel hűtött mérőszakaszon 70 bar nyomásig végeztek méréseket. Az adatfeldolgozás a TILT programmal a CISE-3 jelű - stacionárius esetre kidolgozott - kritikus hőfluxus korrelációval történt [42].

A korántsem teljes irodalmi áttekintésből is látható, hogy a teljesítmény tranziensek vizsgálatában további elméleti- és kísérleti munkára van szükség. Célkitűzésünk - a dolgozat keretében - az, hogy a VVER reaktortípus paraméter tartományában, nevezetesen a VVER-440 névleges üzemi paraméterein, elvégezzük a következő vizsgálatokat:

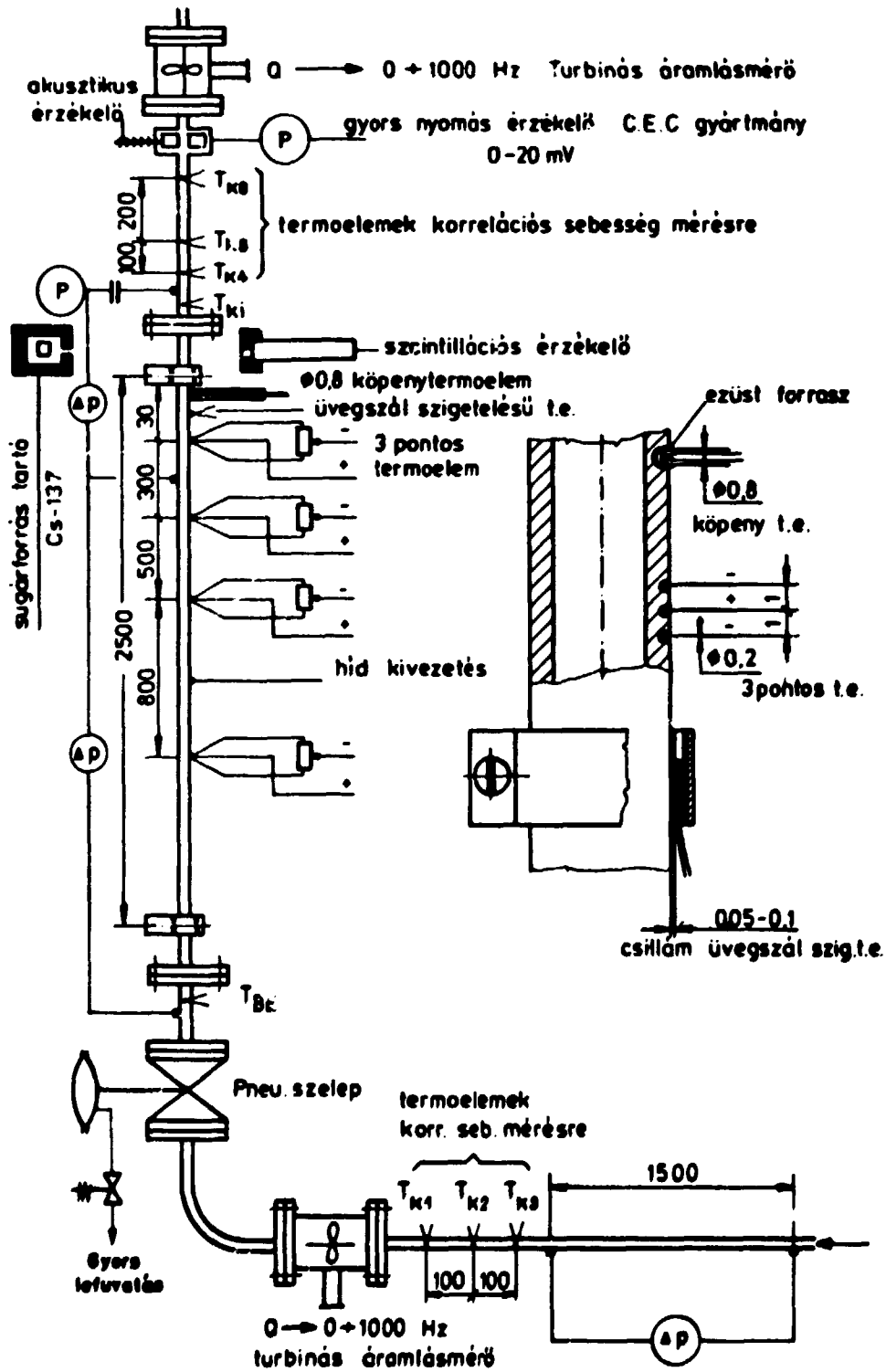
- Kísérletsorozat, axiálisan állandó hőforráseloszlású, 1-rud mérőszakaszon olyan műszerezéssel és adatgyűjtéssel, amely gyors tranziens folyamatok jellemző adatainak feldolgozására alkalmas.
- A hűtőközegnek átadott hőmennyiség és a késési idők elméleti-numerikus vizsgálata, a "nyers" kísérleti adatok felhasználásával.
- A Fvizi-stacionárius kezelésmód alkalmazhatósága a VVER típusra jellemző paraméter tartományban.

### 3.2 Kísérletek 1-rud mérőszakaszon, axiálisan állandó hőforrás eloszlással

A kísérleteket a 12. ábrán látható 1-rud mérőszakaszon végeztük. A kísérletnél használt mérőérzékelőket, mérőláncokat és a számítógépes adatgyűjtést a [43] munkában ismertettük.

A mérőszakasz főbb adatai: a cső /1-rud/ fűtött hossza 2500 mm; belső átmérője 10 mm; falvastagsága 2 mm; anyaga K0-36 jelű acél. A víz kb 2,7 μS minőségű volt. A mérőszakasz fűtő lápegységeként az egyik tirisztoros egyenirányítót használtuk abból a célból, hogy gyors teljesítmény ugrásokat hozhassunk létre [44]. A 13. ábrán látható, hogy az ugrás 80 msec alatt lezajlott. A fűtött fal hőmérsékletének mérésére 3-pontos, üvegszál szigetelésű és 0,8 mm átmérőjű köpenytípusú termoelemeket használtunk. A forgalom mérés alapműszere turbinás áramlásmérő volt, de kontroll céljából a 12. ábrán jelölt 1500 mm hosszúságú csőszakasz nyomásérzését is felhasználtuk a forgalom meghatározására. Erre a célra SE típusú /angol gyártmány/ gyors nyomás-átalakítót használtunk. A hűtőközeg kilépő forgalmának mérésére ugyancsak turbinás áramlásmérőt használtunk, míg a rendszer nyomás mérésére C.E.C. gyártmányú gyors nyomásérzékelőt. A mérési adatok a TPAi kisszámítógépre alapozott adatgyűjtő rendszerre kerültek.

Az 1-rud modell előnye, hogy "tisztán" vizsgálhattuk a fűtőelem csatornában lejátszódó, a teljesítmény ugrást követő folyamatok. Az ismertetett műszerezés és adatgyűjtés segítségével nyomonkövethető, a stacionárius



12. ábra  
1-rud mérőszakasz

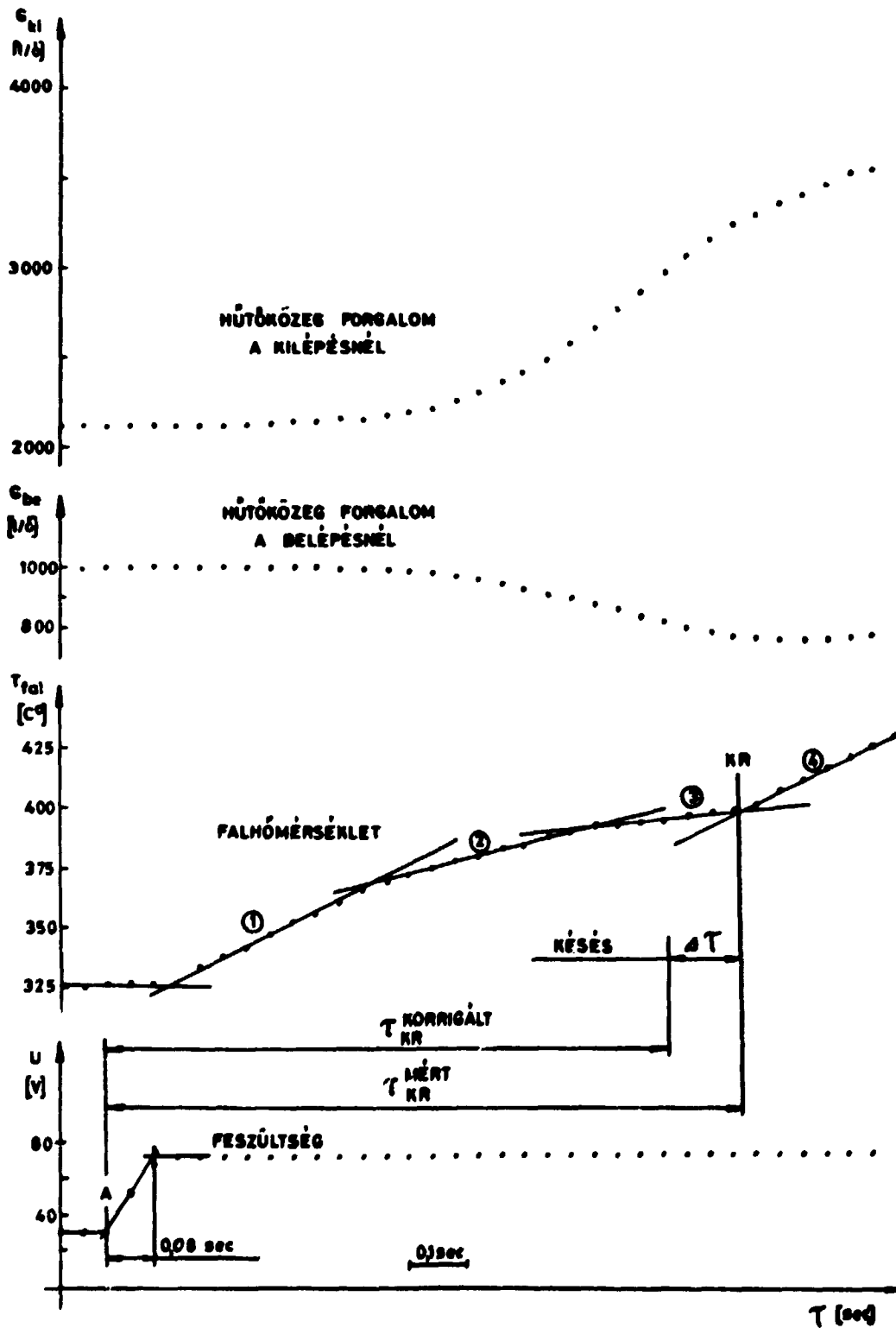
kritikus teljesítmény értékét túlhaladó teljesítmény felfutás esetén, a forrásos krízis időbeli kialakulása.

A kísérletek során a következő mérési algoritmust követtük: kiindulási állapotnak a meghatározott rendszerparaméterek /nyomás, belépési hőmérséklet, forgalom/ és  $q_0$  hőfluxusnak megfelelő stacionárius állapotot vettük. A rendszerparaméterek a következők voltak: nyomás  $125 \pm 2$  bar; tömegfluxus  $2700 \pm 100$  kg/m<sup>2</sup>sec; belépő hőmérséklet  $270 \pm 2$  C°. A későbbi összehasonlítás céljából kísérletileg meghatároztuk a fenti rendszerparaméterek mellett a stacionárius kritikus teljesítmény értékét. Ez az érték  $125 \pm 2$  kW volt. A mérőszakasz hővesztése - a mérési hibákon belül - elhanyagolható volt. A mérőérzékelőket, a mérések kezdete előtt hitelesítettük, ill. ellenőriztük. A stacionárius állapotból kiindulva egy adott  $T = 0$  időpontban az elektromos teljesítmény megközelítően "ugrás-függvény" szerinti felfutással a kezdeti teljesítmény szintről valamely, a stacionárius kritikus teljesítmény értéknél nagyobb értékre növeltük. A mérőérzékelők jeleit az adatgyűjtő rendszer rögzítette.

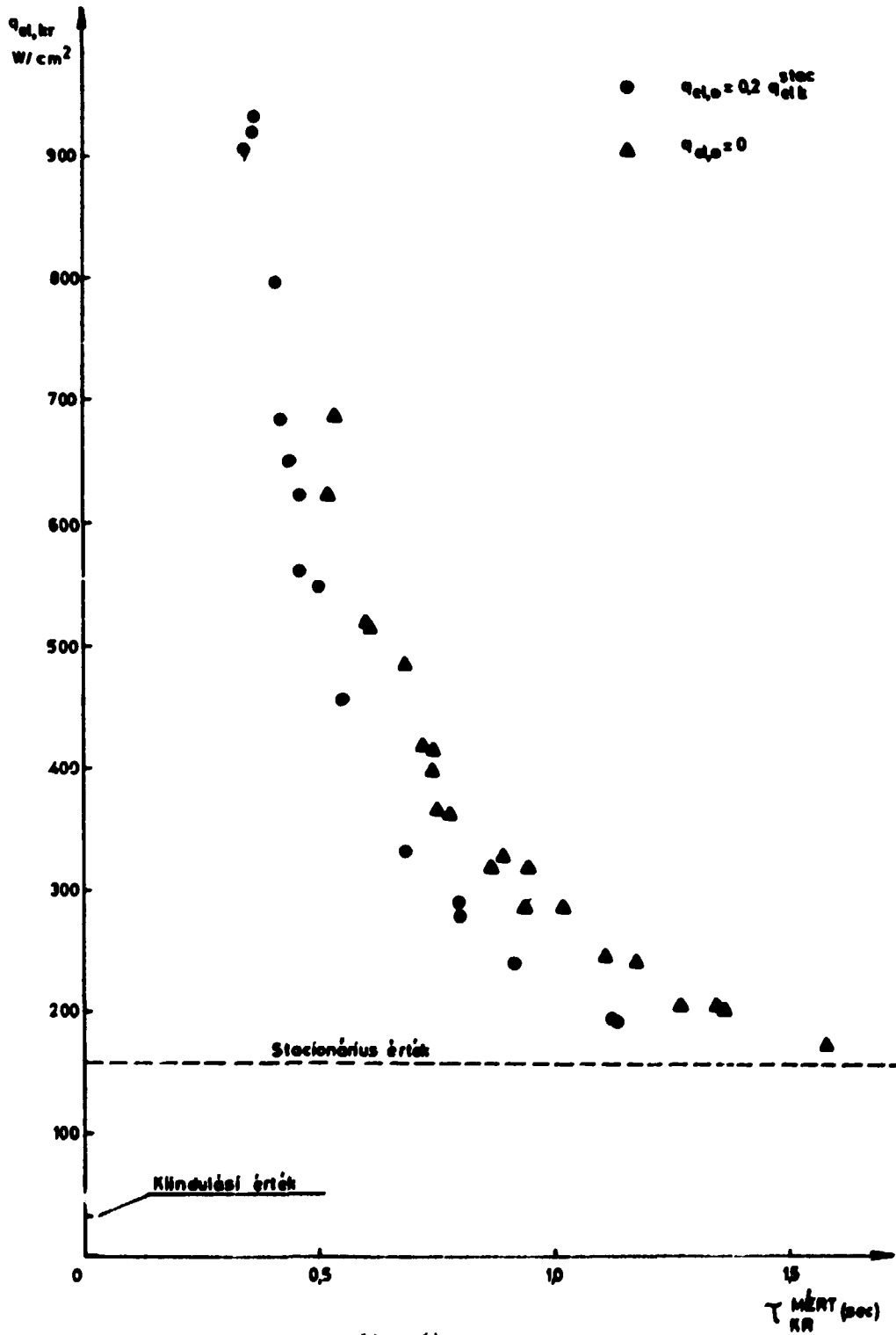
### 3.3 Mérési eredmények

A mérési adatok gyűjtése, a TPAi adatgyűjtő rendszeren, on-line üzemmódban történt. A forrásos krízisre jellemző adatok közül a kisszámítógéppel gyűjtött, majd a HP 9100/B jelű rendszeren kirajzoltatott adatok közül láthatunk példát a 13. ábrán, ahol a be- és kilépő hűtőközeg forgalom a mérőszakaszra adott feszültség és falhőmérséklet van feltüntetve. Az ábra egyszerű kvalitatív elemzése alapján a következő megállapításokat tehetjük: a tranziens kezdeti időpillanata az A jelű pont. Látható, hogy a hűtőközeg forgalom a belépésnél, a mérőszakasz előtt alkalmazott fojtás /szénszűrő + szelep/ ellenére kis mértékben csökkent. Jelentősen megnőtt a forgalom a kilépő keresztmetszetben a gőzfázis megjelenése miatt. A forrásos krízis detektálása a falhőmérséklet mérésével, illetve a hőmérséklet változás sebessége alapján történt. A 13. ábra "falhőmérséklet" görbéjén egymástól jól elkülöníthető hőmérséklet növekedési sebességgel rendelkező szakaszokat figyelhetünk meg. Az ① jelű egyenes az egyfázisú konvektív hőcsere mechanizmusra utal. A ② és ③ jelű egyenesen a hőcsere mechanizmusának megváltozása tükröződik a forrás különböző típusainak kialakulását mutatja. A ④ jelű egyenesen, a "KR" ponttól kezdve a forrásos krízis fellépése utáni hőmérsékletek láthatók.

A 14. ábrán a mérőszakaszra adott elektromos teljesítmény értékek és a hozzájuk tartozó mért kritikus idők láthatók, két méréssorozat esetében.



13. ábra  
Paraméterek változása az idő függvényében.



14. ábra

Az elektromos teljesítmény a mért kritikus idő függvényében.

Az egyik sorozatnál a kiindulási /stacionárius/ teljesítmény zérus volt  $/q_{el,o}=0/$ , a másikonál a hőfluxus a stacionárius kritikus hőfluxus értékének 20%-a. A két különböző teljesítményszintről indított kísérlet sorozattal az volt a célunk, hogy megállapítsuk a kiindulási teljesítmény hatását. Látható, hogy a zérus teljesítményszintről indított mérések eredményei konzekvensen a másik sorozat adatai fölé esnek. Biztonsági szempontból tehát az utóbbi érdekesebb ezért az adatfeldolgozás során csak ezzel, vagyis a stacionárius kritikus teljesítmény érték kb 20%-ról indított mérésekkel foglalkozunk.

Amint azt a 14. ábrán láthatjuk a tranziensek rendkívül gyors lefutásúak voltak. A kiindulási teljesítmény 7-30 szoros értékét adtuk a mérőszakaszra és a krízis kialakulása 0,3-1,1 sec alatt megtörtént. Az ilyen gyors folyamatokban mért elektromos teljesítmény nem azonos a hűtőközegbe jutó teljesítménnyel. Ezért meg kell határozni az elektromos teljesítmény változás alapján számítással /a kísérleti adatokat felhasználva/ a folyadékba közölt teljesítmény időbeli változását. Korrekcióra szorul a "feszültség" görbe /13. ábra/ A pontjától mért, a krízis beállásáig eltelt idő  $T_{MÉRT}$  is. A mérések során a cső külső falának hőmérsékletét rögzítettük. A krízis fellépésének pillanatában, a hőátadási tényező leromlása miatt, nőni kezd a csőfal belső felületének hőmérséklete. Ez a krízis fellépésének detektálásához szükséges jellemző adat. Meg kell határoznunk tehát, hogy milyen késéssel jelentkeznek a külső falon a belső fal hőmérsékletének megváltozása, valamint azt, hogy a mérésekben használt termoelem ezt a jelet milyen késéssel követi. Így a fenti késések miatt a mért időt egy meghatározott  $\Delta T$  idővel korrigálni kell. Az ilyen módon kapott adatok reálisan jellemzik a tranziens folyamatot.

#### 3.4 A folyadékba átadott hőmennyiség számítása

A rudba táplált hőmennyiség egy része - a csőfal hőkapacitása miatt - a falban akkumulálódik. Az akkumulált hő mennyisége a rud hossza mentén és időben is változik, mivel a hűtőközeg hőmérséklete is és a hőátadási tényező is a hossz mentén és az időben is változik. Mindezek figyelembe vételével dolgoztuk ki - ésszerű egyszerűsítések mellett - a számítási eljárást.

A folyadékba jutó hőfluxus időbeli változásának számítására a BIOT programot [5] használtuk fel, a következő közelítő feltevésekkel:

A hőátadási tényező nem változik az időben. A közelítés akkor jobb, ha a kiindulási teljesítmény közel van ahhoz az értékhez, amelynél már a



folyamat kezdetén forrás van. Amikor a kiindulási állapotban a hűtőközeg kilépő hőmérséklete a telítési hőmérséklet alatt van, akkor a hőátadási tényező átlagos értéke jelentősen változik.

A folyadék hőmérséklete állandó. Ez a közelítés szintén akkor jobb, ha az adott axiális helyen a víz hőmérséklete elérte a telítési hőmérsékletet a tranzienst folyamat kezdetén.

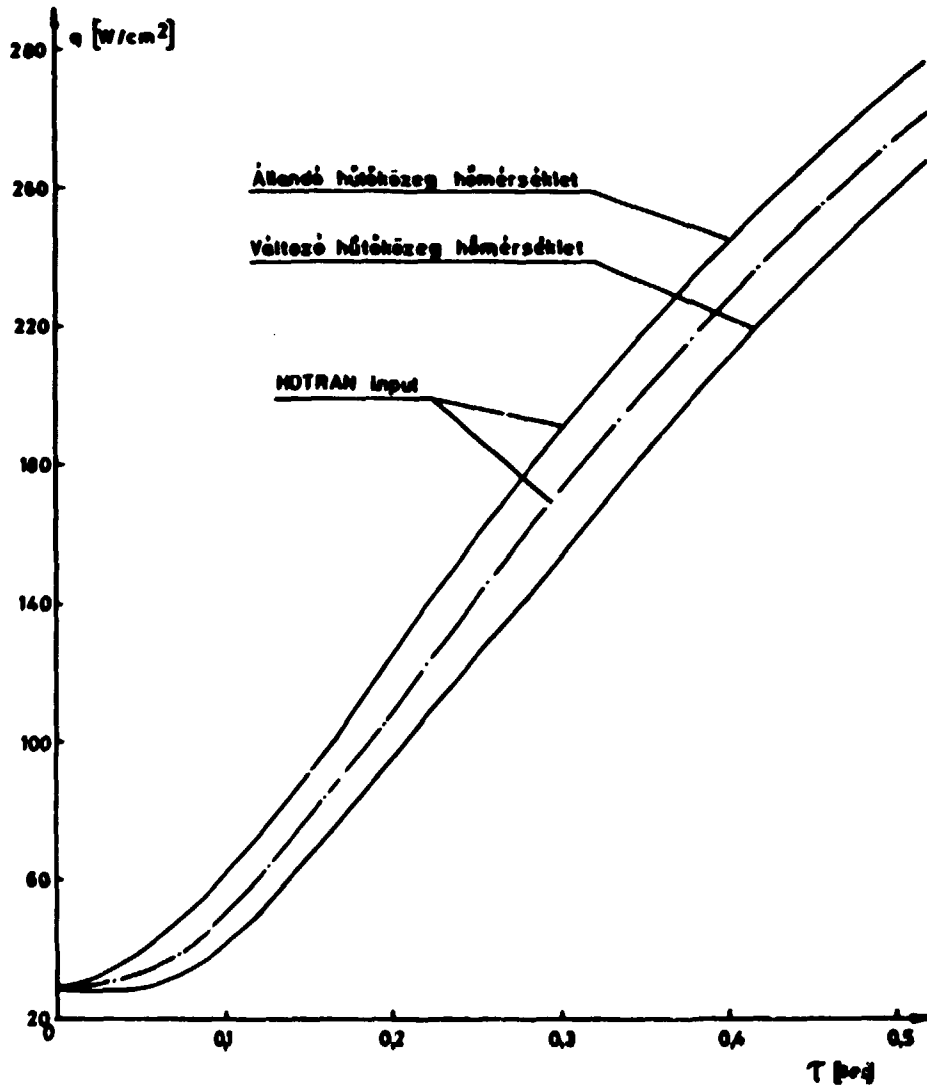
Elegendő egy axiális helyen a falhőmérséklet radiális eloszlását és így a hőfluxust számolni. A falhőmérséklet radiális irányú eloszlására azért van szükség, mert a hőmérsékletet a csőfal külső felületén mértük /12. ábra/, viszont a hőfluxus számításához a fal belső - hűtőközeggel érintkező - felületének hőmérsékletére van szükségünk. A számításokat a kilépő keresztmetszetre végeztük el, hogy az ott elhelyezett termoelemekről kapott kísérleti adatokat felhasználhassuk.

Megvizsgáltuk a hűtőközeg hőmérséklet változásának hatását a hőfluxusra. Ennek eredményét - egy mérési pontra - a 15. ábra mutatja. Az állandó hűtőközeg hőmérséklettel számolt eredmény a mérőszakasz belépő keresztmetszetére, míg a változóval számolt, a kilépő keresztmetszetre jellemző. A hőfluxus hosszmenti átlagának pillanatnyi értékei a két görbe közé esnek /pont-vonallal jelölt görbe/. A kiértékelés - a kritikus hőfluxus számítás során - ezt az effektust figyelembe vettük /HOTRAN input/. A hőátadási tényező számítására egyfázisú áramlás esetén Colburn, kétfázisú áramlásban Jens-Lottes összefüggését használtuk.

A 16. ábrán a krízishez tartozó elektromos,  $q_{el,KR}$  és a folyadékba jutó,  $q_{f,KR}$  összetartozó értékeit tüntettük fel a mérési pontokra, a fent leírtaknak megfelelően. Az ábrán az is látható, hogy a nagyobb elektromos teljesítmények esetében a folyadékba jutó teljesítmény értékei jobban eltérnek az elektromos teljesítmény értékektől.

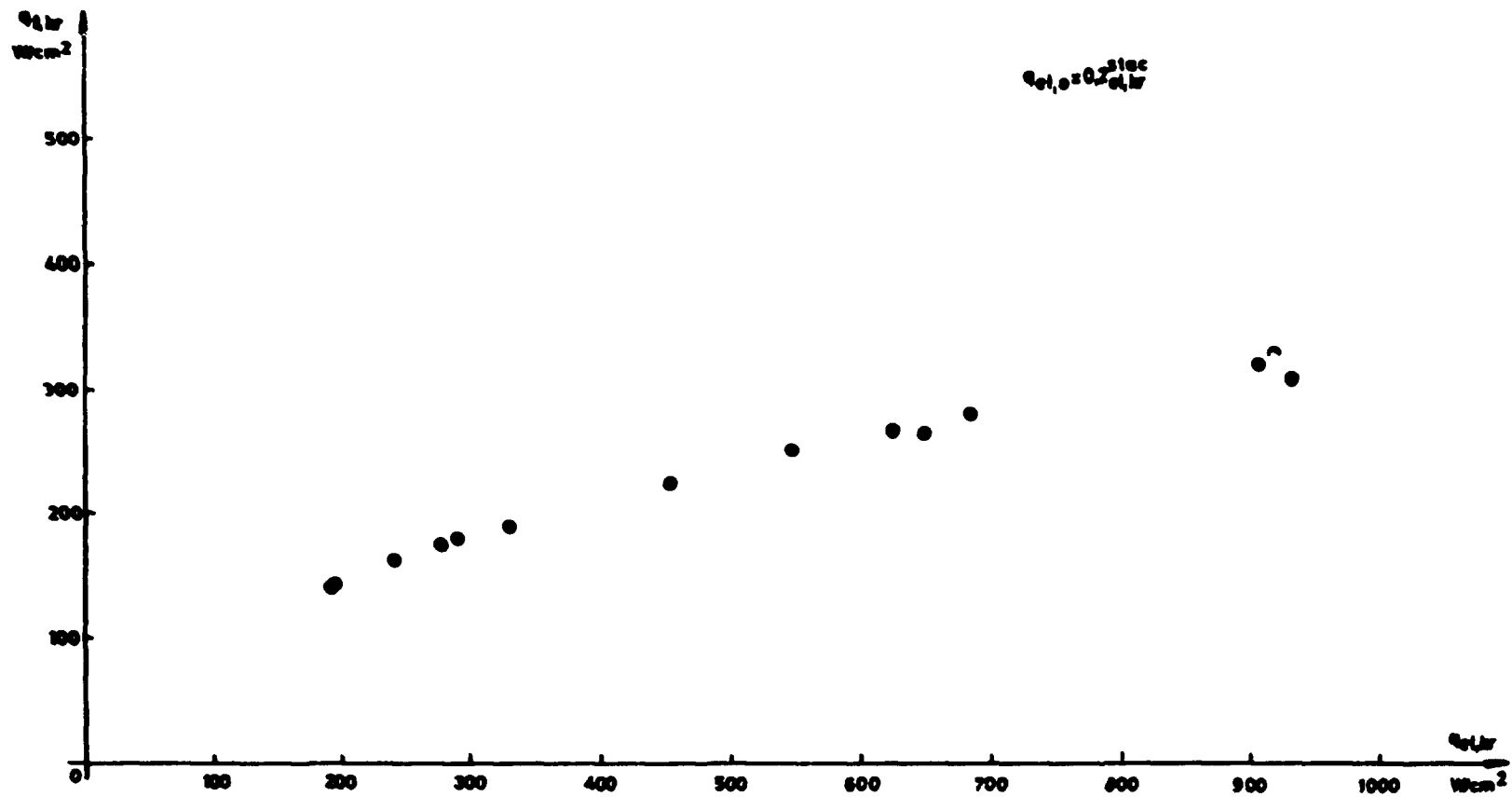
### 3.5 A forrásos krízis fellépési idejének meghatározása

A 13. ábrán feltüntetett hőmérséklet adatokból nem a forrásos krízisre jellemző értéket /fal-folyadék hőátadási tényező által közvetlenül meghatározott/ kapunk, hanem csak egy az által befolyásolt mennyiséget /a termoelem melegpontjának hőmérsékletét/, amely  $\Delta T$  idővel késik, a jellemző hőmérséklet értékhez viszonyítva. A késési idő a következő összetevőkből áll: a./ folyadék- belső fal; b./ belső fal- külső fal; c./ külső fal- melegpont; d./ melegpont-hőmérséklet- digitalizált mérési jel.



15. ábra

A hűtőközeg hőmérséklet változásának hatása a hőfluxusra.



16. ábra  
 A folyadékba jutó teljesítmény az elektromos teljesítmény függvényében.

Az a./ összetevő nem okoz késést, mert a hőátadási tényező - kríziskor fellépő - hirtelen megváltozását a fal hőmérséklete késés nélkül követi. Ez könnyen belátható, de a BIOT programmal kapott szánítás is igazolja. A késés leglényegesebb részét a b./ összetevő okozza. Ennek meghatározására a BIOT programmal krízisen állapotot szimuláltunk: a hőátadási tényező 10 msec alatt, kb 1/100-ad részére csökkentettük. Az eredmény a 17. ábrán látható: a külső fal hőmérséklete 90 msec késéssel követi a szimulált krízist. A d./ összetevő által okozott késés elhanyagolható. A c./ összetevő a termoelem késését adja. Ennek meghatározására nagyszámú mérési görbét vetettünk össze a BIOT programmal számolt külső fal hőmérsékleti görbékkel. Erre mutatunk be példát a 18. ábrán. A termoelem késési ideje: a mérőszak az kilépésőtől számított első 3-pontos termoelemnél 25 ±10msec, a másodiknál 45 ±15msec. Tehát  $\Delta T$  értéke 115 ±10msec az egyik termoelemre és 135 ±15msec a másik termoelemre.

### 3.6 A tranziens kritikus hőfluxus - kritikus idő viszonyának elemzése

A tetradékba jutó hőfluxus és a krízis fellépési idejének meghatározása után rendelkezésre állnak a nyers mérési adatok korrigált értékei. Ezeket az adatokat tüntettük fel a 19. ábrán. Látható, hogy a mért adatok 1,1 sec után a stacionárius értéket adják.

Az ábrán feltüntetettük a Redfield által javasolt összefüggésből számított görbét is, majd megtartva a Redfield összefüggést, a kísérleti adatokra függvényt illesztettünk. Eiderült, hogy a kísérleti adatokat a Redfield által javasolt exponenciális függvényvel nem lehet reprodukálni, hanem azt ki kell egészíteni egy  $KzT^{-b}$  taggal.

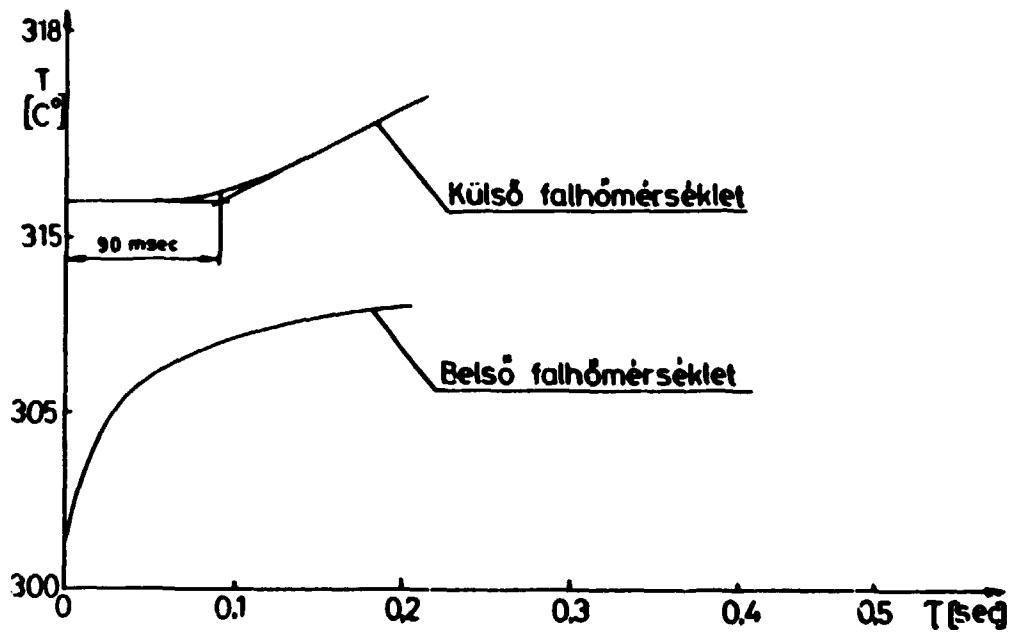
A módosított egyenlet tehát:

$$q_{KR}^{ir} = q_{KR}^{st} \left[ \exp(4,25 \cdot 10^3 / T) \cdot K \cdot T^a \right]$$

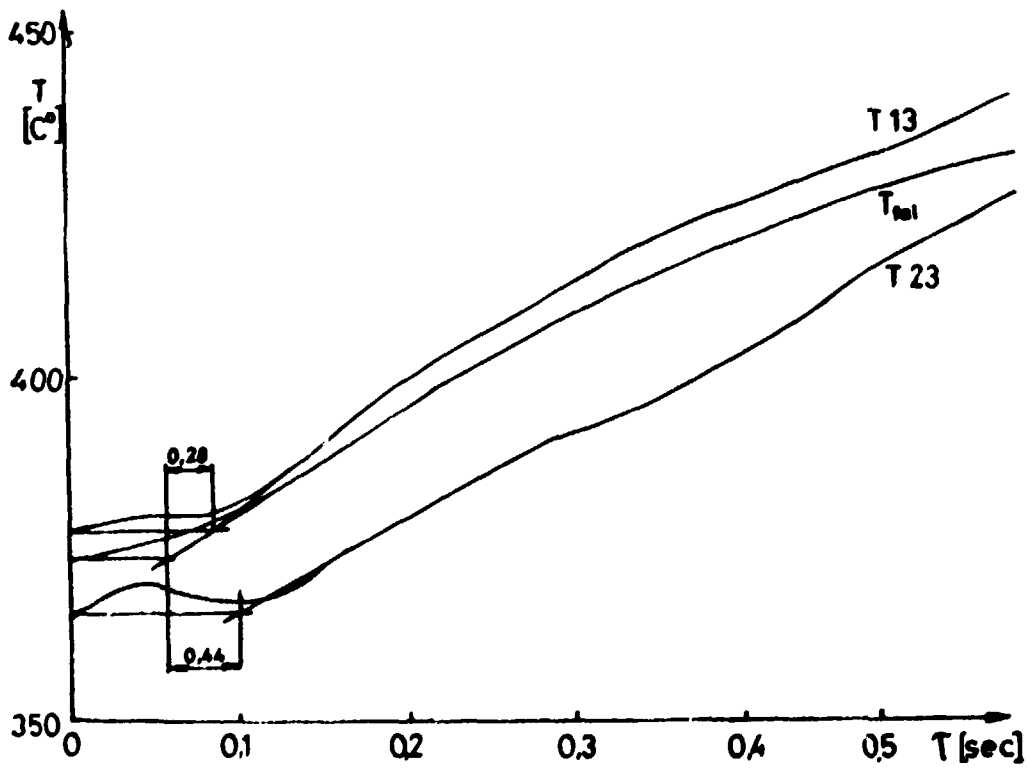
/5/

$$\begin{aligned} \text{ahol } K &= 0,036 \quad \text{és} \\ b &= 35 \\ T &\text{ [sec]} \end{aligned}$$

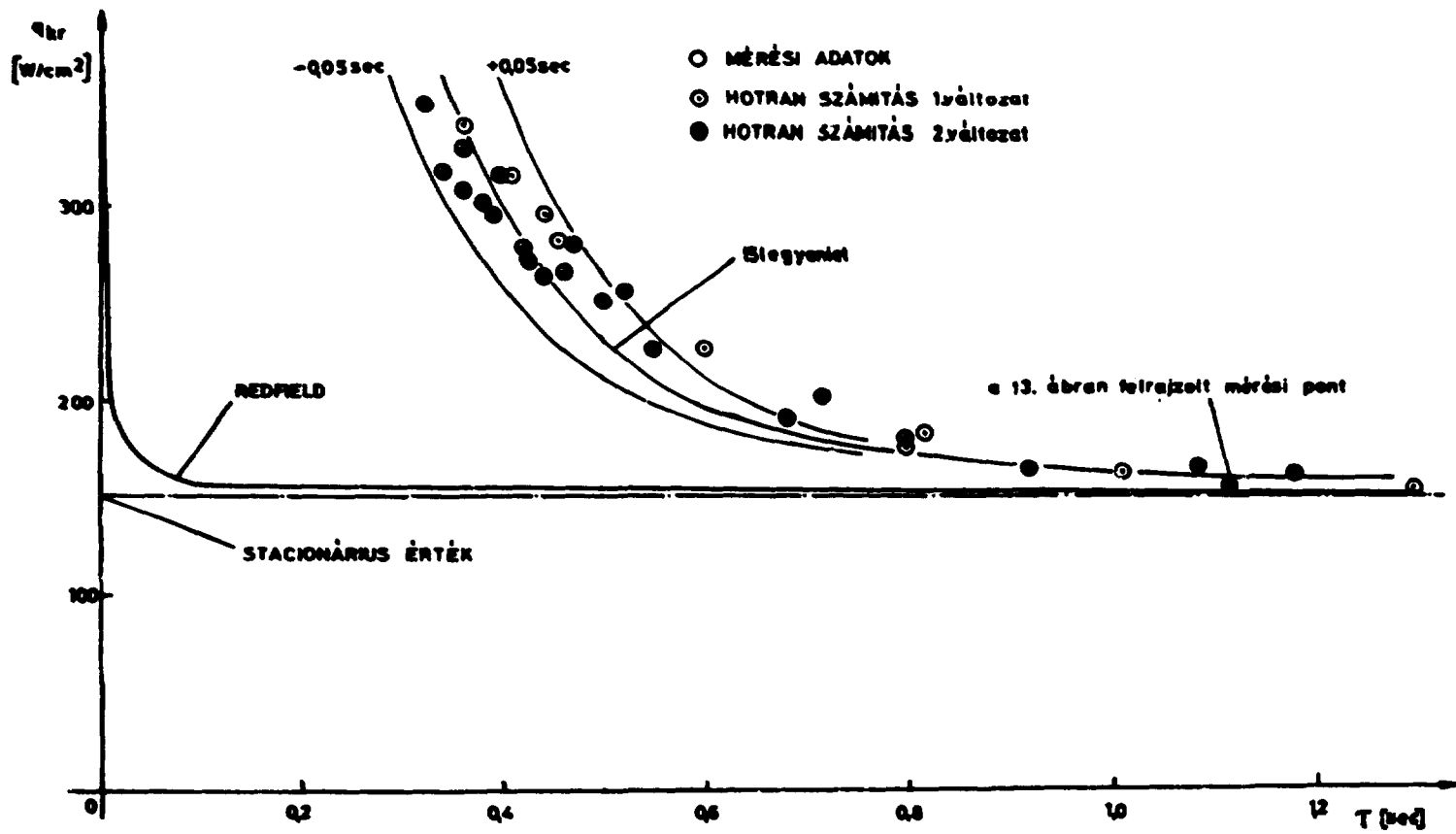
A Kísérleti adatok interpretálásához felhasználtuk a HOTRAN programot [5] is, amely a forrásos krízis kvázi-stacionárius kezelési módját jelenti. A program segítségével kiszámoltuk a mérőszakasz kilépő keresztmetszeténél - a krízis fellépési helyén - a lehálós hőmegfluxust és a súlyszerinti gőztartalmat. A kritikus hőfluxus számítására pedig a Bowring-féle korrekciót [9] használtuk. A program számára szükséges hőfluxust, mint input



17. ábra  
A külső falhőmérséklet késése.



18. ábra  
Termoelem késési idők.



19. ábra  
 Kritikus hőfluxus a tranzien.s idő függvényében.

adatot, a fent leírt módon a BIOT programmal határoztuk meg. A "HOTRAN számítás 1. változat"-nál a 15. ábrán pont-vonallal jelölt hőfluxus, míg a "2. változat"-nál az állandó hűtőközeg hőmérséklet feltételezéssel számolt görbét használtuk. Ezt az eljárást követtük a teljes méréssorozat kiértékelésénél.

#### Köszönetnyilvánítás

A szerző köszönetet mond Belle Amália, Csom Vérbulcsu, Gyenes György, Katona Tamás, Tóth Iván, Trosztel István és Windberg Péter kollégáknak, a számításokban és mérésekben nyújtott segítségükért.

Irodalomjegyzék

- [1] Tong L.S., Weisman J.: Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors. American Nuclear Society, 1970.
- [2] Paksi Atomerőmű-II. Műszaki Terv.
- [3] Gaspari G.P. et.al: Dryout Experiments in a 16-rod BWR Geometry With Six Different Radial Heat Flux Distributions. Nat.Heat Transfer Conf., Sanfrancisco 1975.
- [4] Lee D.H.: An Experimental Investigation of Forced Convection Burnout in High Pressure Water. AEEW-R 355/1965/
- [5] Guarino D. et.al: Critical Review of Burn-out Experiments in BWR Square Geometry Fuel Bundles and Comparisons of Experimental Data with Main Calculation Methods. European Two-Phase Flow Group Meeting, 1973. Bruxelles.
- [6] Hench J.E: Multirod /Four-Rod/ Critical Heat Flux at 1000 Psia. GEAP-4358 /1963/.
- [7] Hench J.E., Boehm R.F.: Nine-Rod Critical Heat Flux Investigation at 1000 Psia. GEAP-4929 /1966/
- [8] Gaudiosi G.: Thermal Crisis on a 16 /4x4/ Rod Bundle at High Pressure /70 kg/cm<sup>2</sup>/ and High Steam Quality /0,3 to 0,6/. Eur. Two-Phase Flow Group Meeting. 1971.
- [9] Janssen E.: Two-Phase Flow and Heat Transfer in Multirod Geometris. GEAP-10347 /1971/.
- [10] Nilsson L. et.al: Burn-Out Experiments with a 9-Rod Bundle in Vertical Flow of Water. AF-RL-1150 /1969/.
- [11] Janssen E. et.al: Sixteen-Rod Critical Heat Flux Investigation, Steam-Water at 600 to 1250 Psia. ASME, Winter Annual Meeting /1969/
- [12] Barnett P.G.: A Comparison of the Accuracy of some Correlations for Burn-out in Annuli and Rod Bundles. AEEW-R-558, 1968.
- [13] Macbeth R.V. Burn-out Analysis, Part 5. Examination of Published Word Data for Rod Bundles. AEEW-R-358, 1964.
- [14] Becker R.M.: A Correlation for Burnout Predictions in Vertical Rod Bundles. S-349, 1966.
- [15] Gaspari et.al: Some Consideration on Critical Heat Flux in Rod Clusters in Annular Dispersed Vertical Upward Two-Phase Flow. 4th. Int. Heat Transfer Conf., Paris, 1970.
- [16] Marinelli V., Pastori I.: Simple but Accurate Method for Predicting Burn-out in BWR Rod Bundles. ANS Annual Meeting, Chicago, 1973.
- [17] Gellerstedt J.S. et.al: Correlation of Critical Heat Flux in a Bundle Cooled by Pressurized Water. ASME. Winter Annual Meeting, Los Angeles, 1969.



- [18] Macbeth R.V.: The Burn-out Phenomenon in Forced Convection Boiling, Advances in Chemical Engineering, Vol.7., 1968, 207.
- [19] Szabados L. és mások: Kritikus hőfluxus vizsgálatok 1-rud mérőszakaszon, tranziens körülmények között. KFKI-AEKI. Kutatási jelentés 1976.
- [20] Gellerstedt J.S. et.al: Correlation of Critied Heat Flux in a Bundle Cooled by Pressurized Water. ASME. Winter Annual Meeting. Los Angeles, 1969.
- [21] Campanile et.al: Forced Convection Burnout and Hydrodynamic Instability Experiments for Water at High Pressure. EUR. 44684e 1970.
- [22] Campanile et.al: Forced Convection Burnout and Hydrodynamic Instability Experiments for Water at High Pressure. EUR. 4514e, 1970.
- [23] Смолин В.Н., Поляков В.К. : Критический тепловой поток при продольном оптекании пучка стержней. Теплоэнергетика 1967.
- [24] Миропольский и др. : Статистические закономерности при исследовании кризиса теплообмена. Теплоэнергетика 1970.
- [25] Осмачкин В.С. : Кризис теплообмена при движении кипящей воды в пучках тепловыделяющих стержней. ИЭЭ -2014, 1970.
- [26] Gyenes Gy., Szabados L.: BURN-1, A Computer Code for Critical Heat Flux Calculations in Tubes and Rod Bundles. KFKI-74-32.
- [27] Wilson R.H. et.al: Critical Heat Flux in a Nonuniformly Heated Rod Bundle. ASME. Winter Annual Meeting. Los Angeles, 1969
- [28] Rosenthal R.W.: An Experimental Study of Transient Boiling. Nucl. Sci. and Eng. Sept. 1957.
- [29] Johnson H.A.: Transient Boiling Heat Transfer. Fourth Internat. Conference, Paris /1970/.
- [30] Lurie H., Johnson H.A.: Transient Pool Boiling of Water on a Vertical Surface With a Step in Heat Generation. ASME J.of. Heat Transfer, 84 /1962/.
- [31] Hall W.B., Harrison W.C.: Transient Boiling of Water at Atmospheric Pressure, Third International Heat Transfer Conference, Chicago 1966.
- [32] Kawamura H., et.al: Heat Transfer and ONB Heat Flux in Transient Boiling. Fourth Int. Heat Transfer Conf. Paris /1970/.
- [33] Sakurai A. et.al: Experimental Studies on Transient Boiling Heat Transfer and Burnout. Fourth Int. Heat Transfer Conf. Paris /1970/.
- [34] Morgan R.P.: A Review and Discussion of Literature Concerning Transient Heat Transfer and Steam Formetion. USAEC, IDO-17226 /1967/.
- [35] Gambill W.R.: Burnout in Boiling Heat Transfer. Part.II.: Subcooled Forced Convection Systems, Nuclear Safety. Vol.9. No6. /1968/.

- [36] Reiffel J.A.: CHICKIN-A FORTRAN Program for Intermediate and Fast Transients in a Water Moderated Reactor. WAPD-TM-479. /1965/.
- [37] Hein D., Mayinger F.: Burnout-Power in Transient Conditions. Seminar on Two Phase Flow Thermohydraulics, Rome /1972/.
- [38] Tong L.S. et.al: Transient DNB Test on CVTR Fuel Assembly. CVNA-232 /1965/.
- [39] Moxon D., Edeards P.A.: Dryout During Flow and Power Transients. AEEW-R553. /1967/.
- [40] Hassid A.: Critical Heat Flux /Burnout/ in Transients: Remarks on the Available Information. Energia Nuclear. Vol. N.12. /1973/.
- [41] Gaspari et.al: Transient Dryout in a Modelled CIRENE 18+1 Rod Cluster. CISE-R-379 /1975/.
- [42] Predictions of Transient CHF using the Hydrodynamic TILT Code and the Steady-State CBE-3 CHF Correlation. CISE-R-364 /1975/.
- [43] Szabados L. és mások: Az NVH termohidraulikai kísérleti berendezés. II.rész. Műszerezés és adatgyűjtés. KFKI-1977-109.
- [44] Szabados L. és mások: Az NVH termohidraulikai kísérleti berendezés. I. rész. A berendezés általános leírása. KFKI-1977-108
- [45] Szabados L. és mások: Kritikus hőfluxus vizsgálatok 1-rud mérőszakáson, axiálisan változó hőforrás eloszlással. Kutatási jelentés. KFKI, 1976.
- [46] Tong L.S.: Critical Heat Fluxes in Rod Bundles. ASME. Winter Annual Meeting. Los Angeles, 1969.
- [47] Guarino P. et.al: Critical Review of Burn-out Experiments in BWR Square Geometry Fuel Cundles and Comparisons of Experimental Data with Main Calculation Methods, European Two-Phase Flow Group Meeting, 1973. Bruxelles.
- [48] Becker K.M. et.al: Burnout Conditions for Round Tubes at Elevated Pressures. Int.Symp. on Two-Phase Systems. Paper 1-9, 1971.
- [49] Мароти Л., Сабадош Л., Денеш Д., Ковач Л. М.: Методики для расчётной оценки критических тепловых нагрузок. Сборник докладов. Семинар ТФ-74. Москва 1974.
- [50] Kovács L.M., Vigassy J.: COBRA-II/KFKI- A Digital Computer Program for Thermal-Hydraulic Subchannel Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements. KFKI-74-22 /1974/.
- [51] Szabados L. és mások: Kritikus hőfluxus vizsgálatok 1-rud mérőszakáson. Kutatási jelentés. MTA-KFKI, 1975.
- [52] Tóth I., Szabados L., Grillo P.: BIOT-A 3-Dimensional Steady-State and Transient Heat Conduction Code. KFKI-70-35-RPT.
- [53] Szabados L. és mások: HOTPAN-Steady-State and Transient Thermohydraulic Calculations of Water-Cooled Reactor Cores. KFKI-70-34-RPT.
- [54] Bowring R.W.: A Simple but Accurate Round Tube, Uniform Heat Flux, Dryout Correlation over the Pressure Range 0.7-12 MN/m<sup>2</sup> /100-2500 psia/. AEEW-R-789. /1977/.

Kiadja a Központi Fizikai Kutató Intézet  
Felelős kiadó: Gyimesi Zoltán igazgató  
Szakmai lektor: Vigassy József  
Példányszám: 155 Törzsszám: 78-136  
Készült a KFKI sokszorosítójában  
Budapest, 1978. február hó