

TK 156.454

KFKI-1984-15



PERNECZKY L.
SZABADOS L.
TÓTH I.

KÜLÖNBÖZŐ KIS FOLYÁSOS ÜZEMZAVARI
ÁLLAPOTOK VIZSGÁLATA.
A 7,4%-OS TÖRÉS

Hungarian Academy of Sciences

CENTRAL
RESEARCH
INSTITUTE FOR
PHYSICS

BUDAPEST

2017

SECRET

SECRET

SECRET

KÜLÖNBÖZŐ KIS FOLYÁSOS ÜZEMZAVARI ÁLLAPOTOK VIZSGÁLATA.
A 7,4%-OS TÖRÉS

PERNECZKY L., SZABADOS L., TÓTH I.

Központi Fizikai Kutató Intézet
1525 Budapest 114, Pf. 49

A dolgozat az OKKFT A/11-2. alprogram 2.7.4 feladatának
teljesítéséről készített kutatási jelentés

THE UNIVERSITY OF CHICAGO
LIBRARY

1950

1950

1950

1. Bevezetés

Ismeretes, hogy a Paksi Atomerőmű tervezéséhez alkalmazott biztonsági filozófia szerint az \varnothing 135 mm-es cső törésének kétoldali kifolyását tekintették a közepes folyás határesetének. Az ennél nagyobb méretű töréseket a nagyfolyásos üzemi zavari állapot kategóriájába sorolták. A határeset a primerköri cső keresztmetszetére vonatkoztatva 14,8 %-os törésnek felel meg.

Az erőmű üzembe helyezése során merültek fel a nagynyomású ZÜHR rendszerrel kapcsolatos ismert problémák. Dorosuk, Szidorenko és Sztyekolnyikov "Műszaki indoklást" adtak arra vonatkozóan, hogy a NZÜHR ellátja a műszaki tervben előírt feladatokat. Az egyszerű eszközökkel /analitikus összefüggésekkel/ elvégzett számítás során különböző átmérőjű csövek egyoldali kifolyásával számoltak, többek között \varnothing 135 mm-es csővel, amely 7,4 %-os törésnek felel meg. A biztonsági filozófiának megfelelően egy NZÜHR üzemével számoltak a hidroakkumulátorok üzembe lépése nélkül.

Bukrinszkij és Perezsigin további számításokat végzett azzal a feltételezéssel, hogy a hidroakkumulátorok /a 4 közül 3/ üzembe lépnek.

A két számítás eredményei között lényegi különbség nincs. A megállapítás az, hogy az NZÜHR megfelel az előírt követelményeknek.

A kis- és közepes folyások vizsgálatában elért korábbi eredményekre [2,3] támaszkodva a RELAP4/mod6 kód felhasználásával elvégeztük a 7,4 %-os törés részletes termohidraulikai analizisét a következő három esetre.

- hidroakkumulátorok alkalmazásával és feltételezve, hogy a gőzfejlesztő szekunder oldalán a nyomás állandó;
- hidroakkumulátorok működése nélkül ugyancsak állandó szekunder oldali nyomással;

- hidroakkumulátorok működése nélkül, de 100 °C/ó szekunder oldali lehűtéssel.

Noha a szovjet elemzések csak globális adatokat közölnek, de így is lehetőség van arra, hogy néhány ponton összehasonlítást tegyünk.

Az elemzést kiegészítettük un. "forrócsatorna analizissel" is abból a célból, hogy a zóna legjobban terhelt kötegében a részletes termohidraulikai viszonyokat megismerjük.

A munka másik célkitűzése, hogy részletes termohidraulikai információkat nyerjünk az erőmű primerköri főberendezéseinek viselkedéséről a tranziens során, ugyancsak teljesült.

2. A közepes folyás néhány problémája

Az ÜMBJ [1] a primerköri folyással járó üzempertaroknál közepes folyásnak nevezi azokat a primerköri csőtöréseket követő üzempertari állapotokat, amelyeknél a zóna víz alatt marad a tranziensek ideje alatt és így nem kell a fűtőelem burkolatának sérülésével számolni.

A szovjet tervező egy 135 mm-es átmérőjű kollektor törésekor a hűtőközeg kétoldali kifolyását tekinti a közepes folyás maximális esetének /ez 14,8 %-os törésnek felel meg a primerköri főkeringtető cső keresztmetszetére vonatkoztatva/. A 135 mm-nél nagyobb csővezeték törését már a maximális folyás állapotának tekinti. Bár a csősémából az 1. viztisztító említett kollektorát a kivitelezési tervezéskor törölték, az ÜMBJ az erre vonatkozó, továbbá - többek között - a bóros feltöltés 90 mm átmérőjű csővezetékének egyoldalú kifolyással járó törésére /3,3 %-os törés/ vonatkozó számítási eredményeit közli. Ezeket láthatjuk a 2.1. és 2.2., illetve 2.3. és 2.4. ábrákon.

Az ábrákhoz még megjegyezzük, hogy az ÜMBJ szerint a hidroakkumulátorok vize a 21. illetve 33. másodperctől kezdve áramlik a rendszerbe, az \varnothing 135-ös törésnél a 172. másodpercben leürülnek /265 kg/sec átlagos vízhozam/, míg a \varnothing 90-es törésnél még az 1000. másodpercnél is kb. 69 m^3 vizet tartalmaznak.

Az ábrák és a hozzájuk tartozó szöveg a következő kérdéseket vetik fel:

a/ A primerköri nyomás az első esetben 0,4 sec alatt leesik 86 kp/cm^2 -re, míg a nyomástartóban ezt az értéket csak 8,5 sec alatt érjük el. Az \varnothing 90-es törésnél ugyanezek az idők kb. 20 ill. 22 sec, azaz a két nyomás közel párhuzamosan fut le. A kifolyt mennyiségek becsléséhez a következőket vehetjük figyelembe: a kifolyás kezdeti értéke 3900 kg/sec, amely ugyancsak 0,4 sec alatt leesik 2500 kg/sec -re, ill. a 860 kg/sec kezdőérték egyenletesen csökken kb. 600 kg/sec értékig. Ez azt

jelenti, hogy az első esetben mintegy 1300 kg, viszont a második esetben mintegy 16000 kg hűtőközegvesztés után éri el a rendszer ugyanazt a nyomásszintet. A nyomástartókra vonatkozóan az azonos nyomáshoz tartozó mennyiség kb. 18000 kg-ra jön ki, mindkét esetben. Indokolatlannak látszik tehát a \varnothing 135-ös törés gyors nyomásesése, amely csak a nyomástartót a primer körrel összekötő 2 db \varnothing 233-as vezetékben lévő irreálisan nagy ellenállással lenne magyarázható, ennek hatását viszont az \varnothing 90-es törésnél is észlelni kellene.

b/ Az ábrák szerint a primerkörü nyomás a 22. ill. 70. másodpercben éri el a szekunderoldali nyomást. Ettől az időponttól kezdve a gőzfejlesztőben a hőcsere megfordul és megindul a gőzfejlődés a primer oldalon. E folyamatnak a primerkörü nyomásra el nem hanyagolható hatása kell legyen, amelyet az ábrák nem tükröznek.

c/ A folyamat az \varnothing 135-ös törésnél 360 sec után stabilizálódik, amikor a vízszint a belépő csöcsonkok szintjét eléri, a töréseken pedig gőz távozik a rendszerből. Kérdés azonban, hogy a nagynyomású üzembetűző zónahűtő szivattyúk valóban pótolni tudják-e az ekkor távozó 95 kg/sec hűtőközeg mennyiségét.

Az a/ problémához kapcsolódóan paraméter-vizsgálatot végeztünk a RELAP4-mod6 programmal. A törést követő első 4 sec-ra elvégzett számítások során a 3. fejezetben ismertetendő számítási sémát használtuk úgy, hogy a kettős kiömléshez egy-egy, a V4 és a V14 térfogathoz csatlakozó \varnothing 135-ös "leak-junction"-t alkalmaztunk /J39, J38/, a V17 és V1 térfogatokat összekötő csomópontban pedig a lokális ellenállás tényezőt változtattuk / $\xi = 3,5,8$ /. A számítás eredményeit a 2.5 és 2.6 ábrák, illetve a 2.1 táblázat mutatja. Ezek szerint a nyomás még $\xi = 8$ esetén sem esik le olyan gyorsan a rendszerben, mint az a 2.1 ábrán látható. Ez valószínűleg azzal is magyarázható, hogy a folyás mennyisége sem rendelkezik olyan csuccsal, mint az 2.2 ábrán szerepel.

A 2.6 ábra szerint a kiáramlást a HF kritikus kiömlési modell 1400 kg/sec alatti értékre korlátozza /lásd 3.1 fejezet/, tehát a kétoldali folyás összesített értéke sem több 2700 kg/sec-nál. A kiáramlás maximális értéke gyakorlatilag független az ellenállási tényező értékétől.

Idő sec	Lokális ellenállástényező		
	3	5	8
0,3	10,54	10,30	10,09
0,4	10,36	9,99	9,67
0,6	10,19	9,64	9,18
0,8	10,04	9,47	9,15
1,0	10,08	9,84	9,53

2.1 táblázat

A felső keverőtér nyomása /VAP18/ MPa-ban

A b/ problémára a 4. fejezet tartalmazza észrevételeinket.

A c/ kérdéshez kapcsolódik a nagynyomású zóna üzemzavari hűtőrendszer /NZÜHR/ alkalmassági vizsgálata. Az üzembehelyezés során a probléma úgy merült fel, hogy a beépített rendszer képes-e közepes folyás üzemzavar esetén biztosítani azt, hogy a zóna víz alatt maradjon. Nyilvánvaló, hogy meg kell határozni a szükséges vízmennyiség jelleggörbét, és azt össze kell vetni az üzembehelyezés során kapott mért szivattyú-jelleggörbével. A biztonsági filozófia szerint a három rendszer közül feltételezhető egy rendszer üzemképtelensége, és egy másik rendszer a törésre táplál.

Az üzembe helyezés során felmerült problémák miatt a szovjet fél "Műszaki indoklás"-t adott arra vonatkozóan, hogy az NZÜHR milyen módon látja el előirt feladatát. Szidorenko /Kurcsatov AEI/, Dorocsuk /VTI/ és Sztjekolnyikov /OKBGP/ indoklását röviden összefoglaljuk, majd a későbbiekben az elvégzett analízis adatai alapján diszkutáljuk.

A szükséges szállított vízmennyiség meghatározása a szerzők szerint az alábbi konzervatív becslésekre támaszkodik:

- a víz az aktiv zónába telített állapotban lép be;
- a zóna leürülés kezdetéig a rendszerből 131106 kg hűtőközeg folyik ki, telített állapotban.

A műszaki indoklás a következő főbb megállapításokat teszi:

- Mivel a szekunder oldalon a BRU-A működése miatt a nyomás nem nőhet 6,0 MPa fölé, a primeroldali nyomás még abban az esetben sem nő 7,0 MPa érték fölé, amikor a hőátadó felületek 40 %-a marad csak üzemben;
- Amikor a primerköri nyomás kisebb, mint a szekunderköri, akkor a nyomást a primerkörből kiáramló, ill. a zónában keletkező telített gőz egyensulya határozza meg az

$$G_r = \frac{N_{\text{mar}}}{r} = 2,09 \mu F \sqrt{\frac{P}{v''}} \quad \text{egyenletből,} \quad (1)$$

- ahol
- r a rejtett hő
 - μF az effektív kifolyási keresztmetszet
 - P a primerköri nyomás
 - v'' a telített gőz fajtérfogata
 - N_{mar} a maradványhő
 - G_r a reaktorban keletkező gőzmennyiség.

d	mm	79,8	95,4	104,5	120,6	134,9	234,0
μA^*	cm ²	35	50	60	80	100	300
τ	sec	416	291	243	182	146	48,6
N _{mar}	%	3,09	3,40	3,59	3,83	4,08	4,73
P	kg/cm ²	49,0	36,0	31,0	23,3	20,0	7,0
G _r	kg/sec	25,7	26,7	27,5	28,3	29,6	31,4
Q	t/ó	92,5	96,1	99,1	101,7	106,6	113,0

$\bar{m} = 131106 \text{ kg}$

* $\mu = 0,7$

2.2 táblázat

d	mm	63,7	75,8	88,8	110,5	124,8	201,6
μA^*	cm ²	31,8	45,1	62,0	95,9	122,4	319,0
τ	sec	453	369	309	247	222	85,0
N _{mar}	%	3,01	3,19	3,35	3,56	3,66	4,44
P	kg/cm ²	55,0	40,0	30,0	20,0	15,7	7,0
Q	t/ó	92,5	91,9	92,3	93,0	93,3	106,2
\bar{m}	kg	129899	150063	172682	213467	244354	244060

* $\mu = 1,0$

2.3 táblázat

- A zóna leürülés kezdeti ideje

$$\tau = \frac{131 \cdot 106}{\mu F \gamma_{kr}} \quad (2)$$

A 2.7 ábrán az NZÜHR által betáplálendő mennyiség és a mért szivattyu karakterisztikák láthatóak, míg a 2.2 táblázatban a számítás eredményei vannak összefoglalva.

Bukrinszkij és Perezsigin kiegészítő számításokat végzett, melyben figyelembe vette a hidroakkumulátorok /HA/ hatását a folyamatra.

A 4 HA közül háromnak az üzemével számoltak, 120 m³ vizet felvéve, 60 MPa kezdő nyomással. A primerkörben a számítások során a kezdő nyomás $p \leq 5,5$ MPa, mivel itt stabilizálódik a nyomás. A számítás eredményei a 2.7 ábrán /szaggatottan/, és a 2.3 táblázatban találhatóak. Látható, hogy a szükséges szállítandó mennyiség változott. A szivattyu mért jelleggörbéjével összehasonlítva az a következtetés, hogy a NZÜHR megfelelő, a szükséges módosítások elvégzése után. 0,7 MPa nyomásnál 106 t/ó forgalom elegendő a HA nélküli esetben kapott 113 t/ó helyett.

3. A 7,4 %-os törés vizsgálata

A jelen vizsgálatot a Paksi Atomerőmű primerkörének egy, a 7,4 %-os törést / ϕ 135-ös cső egyoldali kifolyással/ követő közepes folyására végeztük el a RELAP4-mod6 program segítségével. A törés helyét a hűtőkör hideg szakaszán, a gőzfejlesztő és a szivattyu között vettük fel.

A 3.1 ábra mutatja a nodalizációs sémát. A hidroakkumulátoroknál 2-2 darabot összevontan modelleztünk, tehát mind a négy készülék működését feltételeztük. A nagynyomású zónahűtő szivattyúk közül viszont csak egyet vettünk figyelembe, a jellegzőgörbéjét a Paksi Atomerőmű I. blokkjánál elvégzett mérés alapján adtuk meg /2.7 ábra/. A modellezés legfontosabb jellemzőit a 3.1 sz. táblázat foglalja össze.

A nodalizációs sémában a számítások során egy lényeges módosítást hajtottunk végre. Ismeretes, hogy hűtőközegvesztéses üzemzavaroknál közepes és kis folyás esetén a szekunder kör állapota jelentős hatással van a folyamatra, ez pedig a gőzfejlesztő modelljének javítását igényelte. A 3.2 ábra szerint a primer oldali kollektorok /V2 és V4 térfogatok/ között lévő, a csőköteget modellező térfogatot /V3/ három részre osztottuk /V3, V27, V28/, ezáltal sikerült a stacioner hőátadási viszonyokat beállítani, mely az ilyen számítások egyik kulcsproblémája. A szekunder oldalt pedig a szekunder nyomás-szabályozást jobban leíró időfüggő /time-dependent/ térfogattal modelleztük.

A vizsgálatot - később részletezendő okok miatt - 3 esetre végeztük el. Ezek:

- passzív, azaz hidroakkumulátoros üzemzavari zónahűtéssel és állandó szekunder oldali nyomással;
- hidroakkumulátorok kiiktatásával, állandó szekunder oldali nyomással;
- végül hidroakkumulátorok nélkül és $100\text{ }^{\circ}\text{C/óra}$ -nak megfelelő szekunder oldali nyomáscsökkentéssel.

A vizsgálatok első szakaszáról a [3] jelentésben található áttekintés.

3.1 7,4 %-os törés passzív üzemzavari zónahűtéssel.

Az üzemzavari folyamatról áttekintést a nyomáslefutás görbéből kaphatunk. A 3.1.1 ábrán a felső keverőtér /VAP 18/, a nyomástartó /VAP17/ és a konstans szekunderköri nyomás látható. A főbb események:

- | | |
|------------|--|
| 0-10 sec | stacioner üzemállapot |
| 10 sec-nál | fellép a törés. Mivel a nyomástartó nem tudja kompenzálni az elfolyó hűtőközeget, a nyomás erőteljesen csökken addig a nyomásig, amíg kialakul olyan nyomáskülönbség a nyomástartó és a primerkör között, amely az összekötő 2 db \varnothing 233 mm-es vezetéken/a lokális ellenállástényezőt itt 3-ra vettük fel/ elegendő pótlást biztosít. Ettől kezdve a két nyomás kevésbé meredeken, de párhuzamosan csökken, ugyancsak csökken a nyomástartó vízszintje is /3.1.2 ábra/. |
| 10,6 sec | az elfolyás maximális, 1313 kg/sec /3.1.6 ábra/. |
| 11,0 sec | a számításban feltételeztük, hogy a reaktor biztonságvédelme itt állítja le a reaktort, a maradványhő az irodalmi adatoknak megfelelően fejlődik a zónában. |
| 17,6 sec | a nyomástartó vízszintje a -3,2 m alá esik, beindul a nagynyomású üzemzavari zónahűtő szivattyú /itt késleltetéstől eltekintettünk/, amelynek szállítási teljesítménye /26 kg/sec/ teljes mértékben elhanyagolható az elfolyás / 950 kg/sec/ mellett. |
| 18,4 sec | a primerköri nyomás 9,5 MPa alá esik, a feltételezés szerint a főkeringető szivattyúkat a védelem lekapcsolja, megkezdődik kifutásuk. |
| 19,8 sec | a tört hurokág gőzfejlesztője melegoldali kollektorában a telítési nyomás elérésével megindul a gőzképződés. |

- 23,9 sec a nyomástartó leürül, a nyomáskülönbség eltűnik, a nyomás még rohamosabban csökken, az elfolyás már csak 820 kg/sec.
- 29,5 sec az intakt hurokágak gőzfejlesztőinek meleg kollektorában is megindul a gőzképződés, ez a nyomáscsökkenést fékezi.
- 30,5 sec a primerköri nyomás 6,0 MPa alá esik, belépnek a hidroakkumulátorok, az elfolyás 400 kg/sec alá csökken.
- 37,5 sec a nyomástartóban újra növekedni kezd a vízszint, a hidroakkumulátorok hozama maximális, összesen 1800 kg/sec /3.1.3 ábra/, az elfolyás 330 kg/sec -re csökkent, a primerköri nyomást 5,0 MPa körüli értéken a hidroakkumulátorok "megfognak".
- 37,5-74,4 sec a primerköri nyomás a hidroakkumulátorokban lévő nyomásnak megfelelően lassan csökken, ugyanakkor a nyomástartóban a csökkenés lényegesen gyorsabb, a növekedő nyomáskülönbségnek megfelelően a beáramló víz mennyisége is növekszik, azaz a vízszint a nyomástartóban anélkül emelkedik, hogy a nyomásváltozásra visszahatna !/.
- 49,6 sec a primeroldali nyomás eléri a gőzfejlesztők szekunderoldali nyomását, a hőáram megfordul.
- 60,0 sec megjelenik a gőz a gőzfejlesztő primeroldalán, a nyomás ekkor 4,2 MPa, az elfolyás 318 kg/sec, a passzív zónahűtés hozama 1280 kg/sec.
- 74,4 sec a nyomástartó megtelik /lásd a 3.1.2 ábra szaggatott görbéje/, a nyomásesés megáll, a hidroakkumulátorok hozama nullára csökken /lásd 3.1.3 ábra szaggatott görbéje/, az elfolyást ezután a gőzfejlesztőkben keletkező gőztérfogat kompenzálja.
- 114,0 sec után a zóna átlagos csatornájában is megkezdődik a gőzfejlődés.

A folyamat a 37,5-74,4 sec között a várakozásnak nem megfelelően alakul, amely a RELAP4-ben lévő homogén modellel magyarázható.

A nyomástartóba behatoló, jelentősen aláhűtött víz azonnal homogén keveréket képez és a gőz komprimálása - és nyomásnövekedés - helyett a gőz gyors kondenzálódását és nyomásesést eredményez. Másképpen fogalmazva a RELAP4 kódban a nyomástartó és térfogat-kompenzátor modellje alkalmatlan növekedő nyomással, illetve növekedő vízszinttel járó folyamat szimulálására. A behatoló aláhűtött víz hatására az a nyomástartó funkcióját elveszti, esetleg nyomáscsökkentőként üzemel /analóg módon, mintha a hidegági vízbefecskendezést működtetnénk/.

Jelen helyzetben ennek következményeként a hidroakkumulátorok vize szinte ellenállás nélkül tölti fel a nyomástartót és így a feltelés időpontja, a 74,4 sec irreális.

Ezt a hatást úgy mérsékeljük, hogy az 50 sec időponttól elvégzett RESTART számításnál az összekötő vezeték ellenállástényezőjének megnövelésével $\xi = 33$ a nyomástartóba behatoló vizet korlátozni igyekeztünk. E számítás során a folyamat a következőképpen alakult:

- 50 sec A RESTART időpontjában a megváltozott ellenállás hatására a nyomástartó vízszintemelkedésében törés /3.1.2 ábra folyamatos görbéje/, a hidroakkumulátorok vízhozamában ugrásszerű csökkenés /3.1.3 ábra/ látható.
- 71,3 sec Az intakt hűtőkör gőzfejlesztője primer oldalán megkezdődik a szekunder oldali hőközlés hatására a gőzképződés, amely nyomástartó funkcióként jelentkezik a rendszerben, így a primerkör nyomáscsökkenése megáll /4,14 MPa/, a hidroakkumulátorok hozama rohamosan csökkenni kezd.
- 81,5 sec A hidroakkumulátorok betáplálása nullára csökken /a vízszint az eredeti 2/3-a, az összbetáplálás idáig kb. 52 m³/, a törésen elfolyó víz /amely 572 kg/sec értéken stabilizálódott/, valamint a nyomástartó feltöltésére szolgáló hűtőközeg mennyiségét a gőzfejlesztőben keletkező gőz térfogatnövekedése kompenzálja. A rendszernyomás közben igen lassan emelkedik.

- 101,5 sec A zóna átlagos hűtőcsatornájában is megindul a gőz-képződés, a zónán a hűtőközeg áramlás nullára esik, majd erősen fluktuálni kezd /3.1.4 ábra/.
- 135,8 sec A nyomástartó megtelt, nyomása felugrik a primerkör nyomására /3.1.2 és 3.1.1 ábra/. A hűtőközeg áramlási oszcillációk megnőnek.
- 137-142 sec között a törésen kiömlő hűtőközeg mennyisége 560-ról 270 kg/sec-ra csökken, a törés felett a gőzkollektorban ugyanis szintén megjelenik a gőz és a közeg telítési állapotba kerül.
- 143 sec A felső keverőtérben is megjelenik a gőz.

A folyamatot 154 sec-ig vizsgáltuk, ekkor numerikus instabilitások miatt a kód futása megszakadt.

A számítások során megvizsgáltuk, hogy milyen eltérést okoz a homogén egyensúlyi modellhez /HEM/ képest annak a Henry-Fauske modellel /HF/ való kombinációja. A 3.1.5 ábra definiálja a HF-HEM modellt. E szerint az aláhűtött tartományban használjuk a HF modellt, hogy itt magasabb kiömlési értéket kapjunk, mint a HEM-nél, az átmeneti tartományban pedig a két modell összekötése parabolikusan történik. / X_T szokásos értéke 0,02./

A kétféle modellel kapott kifolyó közegmennyiség változása az idő függvényében esetünkre a 3.1.6 ábrán látható. A 35-40 sec között mindkét esetben a HEM által szolgáltatott értéket látjuk / $X > X_T$ /, de a hidroakkumulátorok üzembe lépésével a kiömlés környezete ismét aláhűtött állapotba kerül, így visszatérnek a HF modellből számított értékek kb. a 140 sec-ig.

A vizsgálat e szakaszának legfontosabb tanulságai:

- a passzív /hidroakkumulátoros/ zóna üzemzavari hűtés számításba vétele minden olyan törés esetén, amikor a hűtőközeg elvesztés mértéke kisebb, mint az üzemzavari hűtőviz betáplálás, azaz a nyomástartó visszintemelkedése várható, a RELAP4 program modellhibából eredően nem ad helyes képet a folyamatról;

- ha a gőzfejlesztő szekunder oldalán a nyomást konstansnak tartjuk /ez közelítőleg ilyen a 2.1 ábrán is!/, akkor ez a szekunder oldal visszafütése révén jelentős gőzfejlődésre, azaz a primerköri nyomást érintő, el nem hanyagolható hatásra vezethet.

Az üzemzavari folyamatról még további ábrákat mutatunk be.

A 3.1.7 és 3.1.8 ábrákon együtt láthatjuk a gőzfejlesztők primer /VAP3, VAP13/ és szekunder /VAP9, VAP19/ oldali nyomásait, valamint a hidroakkumulátorokban lévő nyomást /VAP21/ a törést tartalmazó, illetve az intakt hűtőhurkokban. Az ábrákról leolvasható, hogy a 80. sec után a primer nyomás a szekunder oldali nyomás és a hidroakkumulátorok nyomása közötti sávban található.

A 3.1.9 ábra a hűtőközeghőmérséklet időbeli változását mutatja a felső és alsó keverő térben. Az ábra görbéin látható jelentős törések egybeesnek a hidroakkumulátorok üzembelépésének, illetve a betáplálás megszűnésének időpontjával.

A következő ábra /3.1.10/ a hurkok forgalmát mutatja, a JW1 a törést tartalmazó hurokág, míg a JW11 az ép hurkok melegági csonkjánál adja a hűtőközeg forgalmát. Az utóbbi görbe arról informál, hogy a gőzfejlesztőkben a primer oldalon fejlődő gőz hatására az áramlás a 100. sec után - a meleg oldalon - megfordul.

A 3.1.11 ábrán a nagynyomású üzemzavari zónahűtő rendszer által szállított vízmennyiséget látjuk. Ennek alárendelt szerepét szemlélteti a 3.1.12 ábra, amelyen a rendszer hűtővízmérlegét adó elfolyó és betáplált mennyiségeket tüntettük fel: JW39 a kiáramlás, JW22 és JW24 a passzív, míg a JW37 az aktív zónahűtő rendszer szállította mennyiség.

Végül a 3.1.13 ábra a nagyinerciájú szivattyúk kifutási görbéjét ábrázolja, amely ilyen méretű törés esetén láthatóan független a hűtőhurkokban lezajló hidraulikai folyamatoktól /3.1.10 ábra/.

3.2 7,4 %-os törés hidroakkumulátorok üzeme nélkül

Az előző fejezetben leírtak alapján vizsgálatainkat a hidroakkumulátorok kiiktatásával hosszabb időintervallumra is elvégeztük, mégpedig a szekunderoldali hűtés két esetével.

- állandó szekunderkörüi nyomással /az ábrákon A eset/,
- a gőzfejlesztő szekunder oldali telítési hőmérsékletének 100 °C/óra csökkentésével /B eset/.

3.2.1 Állandó szekunderkörüi nyomás

A számítás eredményeit a 0-1000 sec időtartományban a 3.2.1-3.2.11. ábrák mutatják. Az üzemzavari folyamat fő eseményei a következők:

A 0-30,5 sec között azonos az előző, passzív üzemzavari zónahűtési számítás eredményeivel, tehát az első tíz szekundumban stacioner üzemállapot, majd a törési keresztmetszet ki nyílása után hamarosan /késleltetés nélkül/ üzembe lép a nagynyomású zóna üzemzavari hűtő szivattyú /3.2.6 ábra/, a nyomástartó leürül, majd a primer kör nyomása 6 MPa alá csökken, miközben a rendszer több pontja telítési állapotba kerül.

A 33. sec-nál a reaktor felső keverő terében is megjelenik a gőz /VAX18> 0/, a nyomáscsökkenés mérséklődik /3.2.1 ábra/.

Az 55. sec elérésekor már az aktív zóna átlagos hűtőcsatornájában is telített állapotú hűtőközeg van /VAX10> 0/, hamarosan a gőzfejlesztők primer oldalán /a törést tartalmazó hurokágban a 78. sec-ban VAX3> 0, a többinél 106. sec-ban VAX13> 0/, illetve a hidegoldali kollektorokban /101. sec VAX4> 0, illetve 129. sec VAX14> 0/, is telített állapotba kerül a hűtőközeg.

Közben a primer és szekunder oldali hűtőközeg nyomása igen közel kerül egymáshoz /3.2.2 és 3.2.3 ábrák/, a gőzfejlesztők termikusan "megfogják" a primerkört és kvázstacioner állapot alakul ki /lásd például az alsó és felső keverőtér hőmérsékleteit a 3.2.4 ábrán/. A törésen távozó hűtőközeg is 350 kg/sec körül stabilizálódik, ez 0.45 m³/sec térfogatveszteségnek felel meg.

Az áramlás azonban a hurkokban egyre jobban csökken /3.2.7 ábra/ a szivattyúk kifutása következtében /3.2.8 ábra/. a 185. sec-ban a tört hurokágban lévő szivattyú "elejti" a hűtőközeget, az áramlás megfordul /JW5 < 0, valamint JW7 < 0, lásd a 3.2.18 ábra/. Ez a szivattyút erősen fékezi.

A zóna forgalma /3.2.16 ábra/ 210 sec-nál nullára csökken, ezután a maradványhő hatására fejlődő gőz dinamikus következményeként a nulla körül igen erősen oszcillál. A hurkok forgalmában ez az oszcilláció nem észlelhető. A folyadékszint a gőzfejlesztő hidegági kollektorában 223. sec-nál éri el a törés magasságát /VML4=0,250/, ettől kezdve gőz-viz keverék áramlik ki a törésen, ami kg/sec-ban mérve lényeges csökkenést /~ 180 kg/sec/, m³/sec-ban viszont olyan növekedést jelent, amit a gőzfejlődés már nem tud kompenzálni /~ 1,5 m³/sec/. A primerkörü nyomás így elkezdi csökkenni és a 267. sec-nál éri el a felső keverő tér a szekunder kör nyomását /3.2.1 ábra/. Mivel a rendszerben a nyomáskülönbségek ekkor más csak néhány század MPa-t tesznek ki, ugyanebben az időpontban vált előjelet a gőzfejlesztők primer és szekunder oldali nyomáskülönbsége /3.2.2 és 3.2.3 ábrák/, illetve telítési hőmérséklet különbsége. Ez azt jelenti, hogy a gőzfejlesztőkben a hőtranszport iránya is megfordul, a 267. sec-tól kezdve a szekunder kör fűti a primer kört. Bár a kollektorokban a gőztartalom /VAX2 és VAX4 lásd a 3.2.9 és 3.2.10 ábrákon/ már korábban növekedni kezdett, ezután a fűtőcsövekben is emelkedni kezd /VAX3 és VAX28 ugyanezen az ábrákon, VAX13 a 3.2.11 ábrán/.

A tört ág szivattyuja a 332. sec-ban áll meg. Jelentős változást hoz az üzemzavari folyamatban a 400 sec környéke. A 385. sec után ugyanis a reaktortartály hideg csonkjainál, a gyűrűs kamrában is telített állapotba kerül a hűtőközeg /VAX7> 0/, ez azt jelenti, hogy a szivattyun keresztül is kétfázisú közeg áramlik vissza a törés felé /VAX6> 0, VAX5> 0/, a törésen egyre kisebb folyadéktartalmu és egyre nagyobb térfogatu keverék áramlik ki, a primerköri nyomás erőteljesen esni kezd. A nyomásesés hatására a 409. sec-ban az alsó keverő térben is megindul a kigőzölgés és ettől kezdve a hideg csonk felől már egyfázisú gőz áramlik. A 425. sec-ban a tört ági gőzfejlesztő kiszárad /VAX3 = VAX27 = VAX28 = 1,0/ és néhány másodperc múlva /429. sec/ a törésen is egyfázisú, telített gőz kiömlést észlelünk. Ez a folyás 80 kg/sec alá csökkenését /3.2.5 ábra/, de ugyanakkor 4.0 m³/sec fölé emelkedését jelenti. /A HEM modellel számított kritikus kiömlés változásáról áttekintést a 3.2.1. táblázat is ad./

Természetesen ilyen mértékű térfogatvesztés hatására a primer hűtőrendszer "lefúj", a nyomás most már egyenletesen csökken. Ugyanigy csökkennek a telítési hőmérsékletek /alsó és felső keverőtér: 3.2.4 ábra/. Mivel a kritikus kiömlés térfogatban mérve közel állandó, a csökkenő nyomásnak megfelelően nő a gőz fajtérfogata, így a kiömlő mennyiség is csökken. Említésre érdemes időpontok a továbbiakban: 474. sec a gőzfejlesztő hideg-oldali kollektora teljesen leürül /VAX4=1.0/, ezután a kiömlés a gőzfejlesztő szekunder oldali fűtése következtében kissé tulhevitett lesz.

A 605. sec az intakt hűtőhurkok gőzfejlesztői is kiszáradnak /VAX13=1.0/.

A 3.2.1 táblázatban feltüntettük a zónában a maradványhőből fejlődő gőzt a N_{mar}/r képlet alapján számítva, illetve a nagy-nomásu zóna üzemzavari hűtőrendszer által betáplált hűtőközeg mennyiségét is. Ebből kitűnik, hogy a 723. sec-nál azonos a vészhűtés és az elfolyás mennyisége, azaz elkezdődik a rendszer újrafeltöltése.

Idő /sec/	Nyomás /MPa/	Gőz a marad- ványhőből /kg/sec/	ZÜHR kg/sec	Folyás HEM modell szerint			
				kg/sec	m ³ /sec	összes elfolyás	megjegyzés
100				351.9	0.449		egyfázisú aláhűtött
140				339.8	0.468		
180				348.1	0.445		
200				348.9	0.446		
230				220.9	1.06		kétfázisú telített
260				180.8	1.53		
290				184.4	1.42		
320				206.8	1.10		
350				197.3	1.19		
380				188.7	1.30		
400				169.0	1.56		
420	4.01	27.7	29.7	83.0	3.92	122935 kg	egyfázisú tulhevitett
440	3.63	27.0	29.9	73.4	4.04	124496 "	
480	3.02	25.6	30.2	60.4	4.30	127170 "	
550	2.32	22.8	30.6	46.2	4.42	130855 "	
723	1.57	21.0	31.0	31.0	4.56	137290 "	
900	1.12	19.5	31.3	22.2	4.59	141981 "	
955	0.97	19.0	31.4	19.0	4.63	143115 "	
990	0.88	18.6	31.4	17.2	4.67	143748 "	

3.2.1 táblázat

De ekkor a rendszerből távozó gőz által képviselt térfogatveszteség még mindig nagy /a folyás jóval több, mint a zónában fejlődő gőz/, így azt a nyomásesésből eredő kigőzölgés kompenzálja.

A 955. sec-nál viszont már megegyezik a fejlődő és távozó gőz, a nyomás mégis tovább csökken, mert a hideg üzemzavari hűtőviz a betáplálás környezetében /intakt hurok/ az ott lévő gőz lekondenzálását okozza.

Megjegyezzük, hogy a gőzfejlesztők visszafütése ekkor kb. 3,7 MW, ami 1,8 kg/sec gőzfejlődéssel egyenértékű, de mint már említettük, ez a hő a gőz túlhevítésére fordítódik a kiszáradt csövekben.

Végül 990 sec után 0,88 MPa értéken áll meg a nyomás, de ekkor az intakt hurokágban lezajló, egyre erősebb gőzkondenzáció olyan nyomáslengésekre, numerikus instabilitásokra vezet, amely a RELAP4 program futásának megszakadását váltja ki.

3.2.2 A gőzfejlesztő szekunderoldali nyomáscsökkentése.

A 7.4 %-os keresztmetszetű törést követő hűtőközegelveztetéses üzemzavar vizsgálatánál alternatív esetként feltételeztük, hogy a törés után egy perccel /70.sec/ megkezdik a szekunder oldali nyomás fokozatos csökkentését. A csökkentés mértékére a telítési hőmérséklet 100°C /óra változását vettük fel /lásd 3.2.12 ábrán VAP9/. A számítás eredményeit az előző, konstans szekunder környomással /A eset/ elvégzett vizsgálat eredményeivel összehasonlítva mutatjuk be.

A 3.2.12 ábra a primerkör nyomáslefutását mutatja. A két eset között jelentősebb eltérés csak azon az időszakon látható, amikor a szekunder kör "fogja" a primerköri nyomást. A telítési hőmérsékletek értelemszerűen követik a nyomásgörbékét /VAT 18 a 3.2.13, illetve VAT8 a 3.2.14 ábrán/.

A 3.2.15 ábrán a kiömlési görbék láthatók. A B eset 30-70 sec közötti szakasza azt mutatja, hogy az újabb vizsgálatnál alkal-

mazott kombinált HF-HEM kiömlési modell itt a magasabb, HF modellből nyert értékeket szolgáltatja /v.ö. 3.1.5 ábra/. Ugyanezen az ábrán látható az is, hogy a nagyobb kiömlő mennyiségnek megfelelően a folyadékszint hamarabb éri el a törés helyét /lásd VML4 a 3.2.21 ábrán/, azaz itt már 192 sec-től kétfázisu lesz a kiáramlás. A 3.2.22 ábra szerint ugyanezen időponttól a felső keverőtérből is telített gőz áramlik a hurokágba, emiatt a melegcsonk felőli forgalom, JW1 is lecsökken /3.2.17 ábra/. Érdekes viszont, hogy a folyamat további részében már nincs jelentős eltérés, a 400. sec után a reaktor hideg csonkja felől /JW7/ is telített kétfázisu közeg érkezik, és így a gőzfejlesztő kiszáradása /434.sec/ után már tulhevitett gőz áramlik ki a törésen. A kifolyási görbék ezután gyakorlatilag egybeesnek.

A zónaforgalom megszűnése /JW9 a 3.2.16 ábrán/ ugyancsak korábban, 190 sec táján történik, akárcsak az áramlás visszafordulása a hideg csonkon B esetben /JW7 a 3.2.18 ábrán/ és a szivattyun keresztül ez utóbbi időpontja most 141 sec.

A 3.2.19 ábrán csak a B eset görbéi vannak, ezek a 3.2.10 ábrán lévőekkel vethetők össze. Jól látható, hogy a gőztartalom növekedése a 4, 10 és 28 térfogatokban hasonlóan adódik mindkét számításnál. A 3.2.20 ábra a felső keverőtér folyadékszintjét mutatja, a kilépő csonkok magasságában stagnál ez a vízszint a folyamat során, a B esetben valamivel magasabban, mint az A esetben.

A 3.2.1 táblázat értékei a B esetre csak kis mértékben módosulnak, a folyamat végén /955-990 sec/ a folyás értéke ugyan kb. 15 %-kal magasabb, de az összesen kifolyt hűtőközeg mintegy 1150 kg-mal kevesebb.

3.3 Forrócsatorna analízis

A primerkörü számítások elvégzése után a mágnesszalagon tárolt eredmények felhasználásával /PLOT-RESTART file/ lehetséges a RELAP4 kóddal további részfolyamatok vizsgálata. Mivel a primerkörü analízisnél az aktív zónára a 3.1 ábra szerint csupán a globális /átlagos/ paramétereket meghatározó egyszerű modellt használtunk /egyetlen hidraulikai térfogat: V10 és három hővezető - core slab - elem: S7, S8, S9/, a zóna alatti és feletti keverőtér tárolt adatainak, mint peremfeltételeknek felhasználásával újabb, ún. forrócsatorna elemzést végezhetünk a legjobban terhelt hűtőcsatorna és fűtőelem viselkedésének meghatározására. Az elemzéshez a 3.3.1 ábra szerinti 12 térfogatos modellt használjuk, ahol a V11=V8 és V12=V18 térfogategyenlőség utal a határfeltételek átvételére, míg a V2-V9 térfogatok képviselik az aktív /fűtött/ szakaszt. Ez utóbbiaknál a fluxus maximuma /V5/ környezetében az axiális osztást - célszerűen - sűrűbben vettük fel.

Itt jegyezzük meg, hogy a forrócsatorna analízis tárolt eredményei felhasználásával nyílik mód a RELAP4-SSYST2 kapcsolt vizsgálatok végrehajtására, amikor az SSYST2 kóddal a fűtőelem-rud részletesebb elemzése /gáznyomás, ruddeformáció, burkolatfelhasadás stb./ is elvégezhető lesz [4], [5].

A számításhoz a forrócsatornára $K=1,89$ eredő radiális egyenlőtlenségi tényezőt vettünk figyelembe, azaz a primerkörü analízisnél használt egy rudra eső teljesítményt,
- $1375 / (349 * 126)$ MW - e tényezővel szoroztuk.

Az A esetre elvégzett számítás eredményei közül a 3.3.2, 3.3.3 és 3.3.4 ábrák a forró csatornában a hűtőközeg áramlását mutatják a belépő keresztmetszetenél, az alsó harmadban, illetve a kilépő keresztmetszetenél. /A számszerű értékek egy kötegni áramlási keresztmetszetre vonatkoznak, egy csatornára a 126-od rész jut./

A 3.2.16 ábrával összevetve szembeötlő, hogy itt 400 sec-ig határozott pozitív irányu áramlás van és a stagnálás időszakában az áramlási "tüskék" jóval kisebbek. A 3.3.5 ábra a csatorna alsó, fűtetlen térfogatában mutatja a gőztartalom ingadozását, amely összhangban van a 3.3.2 ábrával, azaz amíg határozott áramlás van a csatornában, addig az alsó keverő térből aláhűtött folyadékot /VAX1=0/, az áramlás stagnálása idején a csatorna fűtött részéből érkező kétfázisú "fröccsöket" /VAX1>0/ láthatunk az ábrán.

A következő ábra /3.3.6 ábra/ a csatorna felső, fűtetlen térfogatában mutatja a közeg hőmérsékletét /VAT10/ illetve gőztartalmát. A hőmérséklet a 34.sec után a nyomásnak megfelelő /3.2.1 ábra/ telítési értéken változik mindaddig, amíg a közeg állapota kétfázisú, a 728-749 sec között, majd időnként tulhevitett gőz stagnál, vagy áramlik a térfogaton keresztül, máskor a felső keverőtérből telített folyadék esik vissza a térfogatba.

A számunkra legfontosabb információkat a 3.3.7 és 3.3.8 ábrák tartalmazzák. A V5 és V6 térfogatokban a hűtőközeg hőmérsékletének és gőztartalmának változása hasonló képet mutat a 3.3.6 ábrán látottakhoz. Az ábrán ezen kívül még az üzemanyag pasztillák középpontjának hőmérsékletéről /SL5 ill. SL6/, valamint a burkolat hőmérsékletéről is adnak tájékoztatást. A hőátadási krízis a 400 sec közelében lép fel, először a csatorna V7 térfogatában, a V6 és V5 térfogatokban a 401 ill. 425 sec-ban. Ezen időponttól kezdve a burkolathőmérsékletek emelkedni kezdenek, majd a 455 és 465 sec között a krízis átmenetileg megszűnik egy, a felső keverőtérből érkező "hideg zuhany" következtében /lásd 3.3.3 és 3.3.4 ábrák/. Ez a "hideg zuhany" ez esetben csak alacsony gőztartalmu /X<0,2/ telített folyadékot jelent /3.3.6 ábra VAX10/.

Ezután a fűtőelem hőmérsékletek újra emelkedni kezdenek és a felülről érkező újabb /521-528 sec, 541-548 sec, 559-563 sec stb./ folyadék "csomagok" a hőmérsékletekben már csak kisebb

átmeneti visszaesést képesek okozni. A kiszáradás először a 638. sec-ban jelentkezik /VAX5=VAX6=1/, ekkor 2-3 másodpercig tulhevitett gőz van a forrócsatorna jelentős részén. Ez az állapot a 700 sec után egyre gyakoribb lesz, sőt a már említett 728-749 sec időintervallumban a V5-V10 térfogatok szárazon vannak. Ennek következménye az a burkolati hőmérsékleti maximum, amely a 774 sec-ban az SR5-nél $692,1^{\circ}\text{C}$ értéket, az SR6-nál $679,0^{\circ}\text{C}$ értéket ér el. Átmeneti visszahűlés és telített hűtőközegállapot után /774-869 sec/ a hőmérsékletek újra emelkednek, újabb kiszáradás jelentkezik, amely a burkolatok $764,9^{\circ}\text{C}$ illetve $754,1^{\circ}\text{C}$ hőmérsékletre kerülését eredményezik a 989 sec-ban. E hőmérsékletek még nem jelentenek veszélyt a fűtőelem integritására és - a primerköri folyamat stabilizálására tekintettel - a továbbiakban sem várható e hőmérsékletek lényeges túllépése.

Az üzemanyag pasztilla középponti hőmérséklete /SL5 és SL6/ a maradványhővel arányos hőlépcsővel követi a burkolathőmérséklet változását.

4. Következtetések

Következtetéseinkben egyrészt a szekunder oldal hatását, másrészt a nagynyomású zóna üzemzavari hűtés alkalmasságát érintő eredményekre térünk ki.

A szekunder kör hatása a primerkörü nyomáscsökkenésre a következőkben foglalható össze:

A gőzfejlesztőkben a hőtranszport megfordulása után a primer oldalon megindul a gőzfejlődés. Mindaddig, amíg e térfogatnövekedés /azónában a maradványhő hatására keletkező gőzzel együtt/ kompenzálni tudja a törésen elfolyó hűtőközeget, mint térfogatvesztést, a primerkör nyomása a szekunder körü nyomás közelében stagnál. Ez az egyensúly két okból szűnhet meg, vagy a folyadékszint eléri a törési keresztmetszetet és a kiáramló gőz ugrásszerűen megnöveli a térfogatvesztést, vagy a gőzfejlesztők kiszáradnak, amikor viszont a primer oldalon fejlődő gőztérfogat esik le 1/10-ed - 1/20-ad részére.

E szerint az üzemzavari folyamatok során a törési keresztmetszet szerint három tartomány lehetséges:

- a törési keresztmetszet elég nagy ahhoz, hogy az elfolyó egyfázisú folyadék térfogata is több, mint a szekunder oldali visszafűtés gőzfejlesztése; a primerkörü nyomás esését a szekunder kör lényegesen nem befolyásolja;
- a szekunder oldal átmenetileg - rövidebb, vagy hosszabb időre - "megfogja" a primerkörü nyomást az előzőekben leírt módon;
- a törési keresztmetszet olyan kicsi, hogy a folyadékszint nem süllyed e keresztmetszetig, vagy csak nagyon hosszú idő után éri azt el; ekkor a primerkör nyomása tartósan a szekunder oldali nyomás közelében marad, és elegendő idő van arra, hogy a primerkörü nyomást "szabályozni" lehessen a szekunder oldalról.

Viszont a törési keresztmetszetre vonatkozó határokat számszerűen megadni nem egyszerű dolog, hiszen azok a törés helyétől, geodetikus magasságától erősen függnék.

Az előzőekben ismertetett vizsgálatainknál azt találtuk, hogy a szekunder oldal visszafütése nedves primeroldali csövek esetén mintegy 45-55 MW volt, ez kiszáradás után 3,5-4 MW-ra esett vissza, az előbbi 4,5 MPa nyomáson 1,3-1,5 m³/sec, az utóbbi 0,1 m³/sec körüli gőz térfogatot jelent. Ugyanekkora térfogatvesztéséget 1000 kg/sec-ot meghaladó, illetve 80 kg/sec körüli telített folyadék elfolyása okoz.

Rátérve az ÜMBJ-ben közölt eredményekre, egyértelműen megállapítható, hogy a vizsgálat során a szekunder kör hatását elhanyagolták, hiszen a 2.2. ábrán a 20 és 150 sec között az egyfázisú elfolyás 900-600 kg/sec között változik és a folyadékszint csak a 350 sec-nál éri el a törési keresztmetszetet /ettől kezdve áramlik ki gőz/, tehát a szekunder kör hatását a 20 és 350 sec időintervallum jelentős részén észlelni kellene a primerköri nyomás lefutásán. /Sajnos a gőzfejlesztők primer oldali kiszáradásának időpontjáról nincs információ, a 3.2 fejezetben elvégzett vizsgálatunknál - Ø 135-ös törés, egyoldalú kifolyással - a két esemény időben egybeesett./ A 2.4 ábra szerint pedig az Ø 90-es törés teljes vizsgált időtartományában a törési keresztmetszet a folyadékszint alatt van, tehát nem indokolt a primerköri nyomásnak a 2.3 ábrán látható mértékű esése a szekunderköri nyomás alá.

A már említett Dorosuk-féle elemzés és saját vizsgálataink összevetéséből a következő tapasztalatok szűrhetők le:

- A szovjet elemzés feltételezi, hogy a folyamatnak abban a fázisában, amikor a primerköri nyomás a szekunderköri érték alá süllyed, az előbbi értékét csupán a zónában keletkező, és a törésen keresztül távozó gőz egyensúlya hatá-

rozza meg az (1) képlet szerint, és a gőzfejlesztő visszatáplálásának szerepe elhanyagolható.

Eredményeink ennél sokkal árnyaltabb képet mutatnak. 290 sec után a törésen keresztül olyan gőztartalmu keverék távozik, amelynek térfogatárama meghaladja a zónában keletkező gőz időegységre jutó térfogatát. A nyomás mégsem az (1) képlet által megadott szinten stabilizálódik, hanem közvetlenül a szekunderkörü nyomás alatt, ami a gőzfejlesztőben a visszatáplálás miatt keletkező gőz következménye. A vízszintnek a törés alá süllyedésével /400 s/ a primerkörü nyomás viszonylag lassu átmenetet mutat az (1) képlet által jellemzett egyensúlyi állapot irányában, de azt, szigoruan véve, a számított folyamat legvégéig sem éri el. Ebben a szakaszban a zóna gőztermelése mellett a visszatáplálás és a nyomáscsökkenés miatt bekövetkező kigőzöl-gés játszik szerepet.

Látszik tehát, hogy a szovjet elemzés a folyamatok erős leegyszerűsítésén alapszik. Mindezek ellensúlyozására pesszimista becsléseket tesz, pl. a zóna kilépőszintjéig történő leürülés idejének becslésére a (2) képlet szerint. Az ilyen megközelítési mód kérdésességét mutatja az a tény, hogy számításaink szerint az (1) képlettel jelzett egyensúly beálltáig - annak ellenére, hogy a (2) képletben felvett χ_{kr} - nál a kiömlő mennyiségünk mindvégig jóval kisebb - 143115 kg hűtőközeget veszünk el, a szovjet elemzésben szereplő 131106 kg-mal szemben.

Ennek természetesen éppen az előbb taglalt jelenségek az okai, ami miatt a folyamat lényegesen tovább tart, mint az a 2.2 táblázatból következne.

- Mint az előbbiekből is kitűnik, meglehetősen leegyszerűsítő feltételezés, hogy a NZÜHR szivattyunak attól a pillanattól kezdve kell tudnia pótolni a primerkörből távozó közegmennyiséget, amikor az (1) képlet szerinti egyensúly

létrejön. A valóságban - amint azt számításaink igazolják - ezek az időpontok elkülönülnek egymástól, amint ez a 3.2.1 táblázatból nyilvánvaló: a szivattyu által szállított mennyiség már a 723. sec-ban megegyezik a törésen keresztül elfolyóval, a nyomás stabilizálódása viszont csak 1000 sec után várható.

- Amennyiben mi is abból a feltételből indulnánk ki, hogy egy nagynyomású ZÜHR szivattyunak annyit kell szállítania, amennyi gőz távozik a rendszerből 131106 kg hűtőközeg elvesztése után, akkor - a 3.2.1 táblázatból látható módon - egy szivattyunak mintegy 45,6 kg/s-ot kellene szállítania. Nyilvánvaló ugyanakkor, hogy a 131106 kg a számításainkhoz kapcsolva irreális érték, ui. a primerkörben maradt keverék szintjét annak nyomása, hőmérséklete, gőztartalma is befolyásolja, és az itt fellépő hőfluxus értékek esetében még az is elég lehet, ha a zónát viszonylag nagy gőztartalmu keverék fedti.

Sajnos, ami a zónában kialakuló keverékszintet illeti, számításaink - az alkalmazott RELAP-modellből eredően - szintén túlzottan pesszisztának nevezhetők, ui. azt feltételezik, hogy a felső keverőtérben elhelyezkedő viz, ill. vizgőz elegy nem képes lecsurogni a zónába. Ennek következménye, hogy a hőátadási krízis már kb. 400 s táján megjelenik: a folyamatot lényegesen befolyásolná, ha a felső keverőtérből részben vagy egészben viz juthatna a zónába.

A folyamat reális megítéléséhez szükséges a reaktortartálybeli szintek új módszerrel történő számítása, továbbá indokolt a 14,8 %-os törés analízise is.

Irodalomjegyzék

- [1] Paksi Atomerőmű I. Blokk Üzembehelyezést Megelőző Biztonsági Jelentés. 1.4.2. Üzemzavar analizisek. MVMT-ERŐTERV 1982.

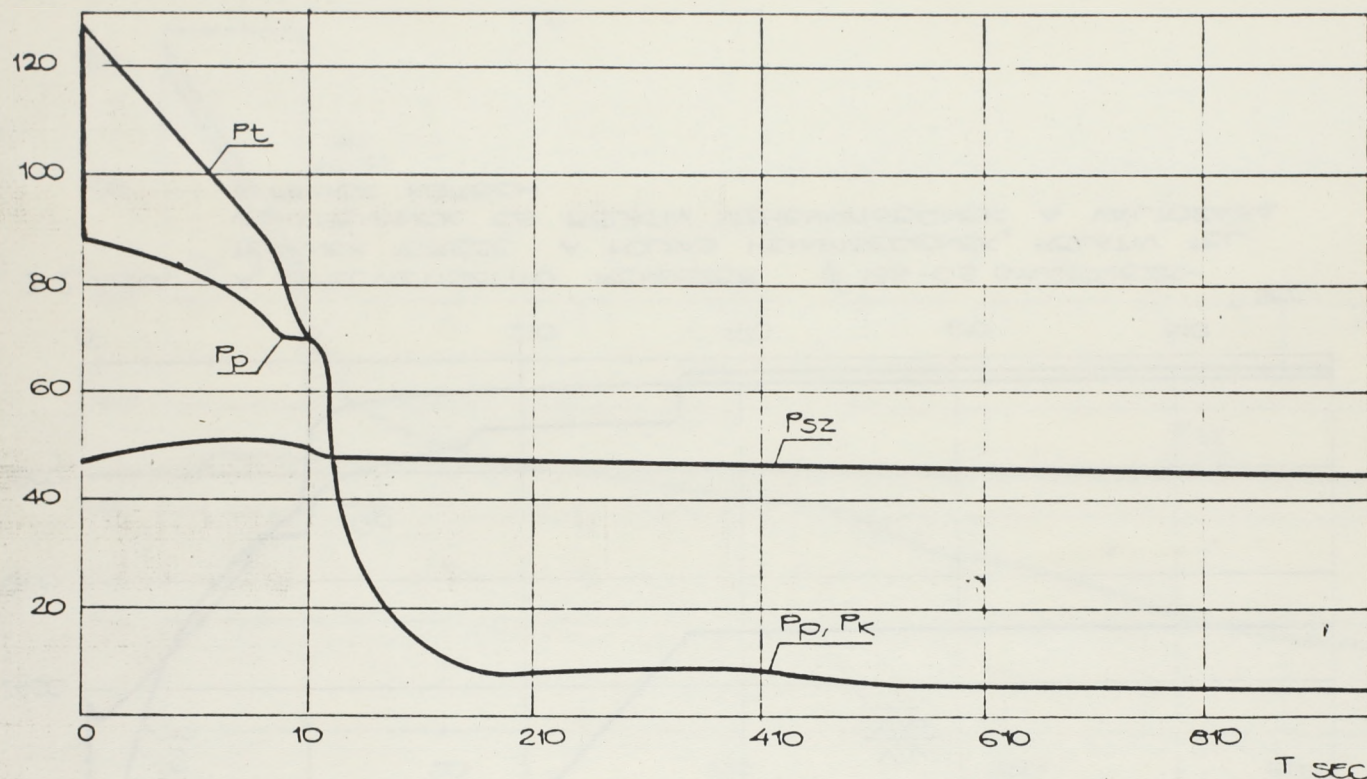
- [2] Perneczky L.: A RELAP4 program alkalmazásának néhány kérdése. KFKI-1982-40.

- [3] Perneczky L. és mások: A RELAP4 különböző változatainak alkalmazása a Paksi Atomerőműre. KFKI-1983-19.

- [4] Perneczky L. és mások: A RELAP4/mod 6 program alkalmazása a Paksi Atomerőműre, beleértve a mod6 és SSYST2 együttes alkalmazását. KFKI-1984-13.

- [5] Dus M. és mások: Az SSYST programrendszer alkalmazási tapasztalatai. KFKI-1984-11.

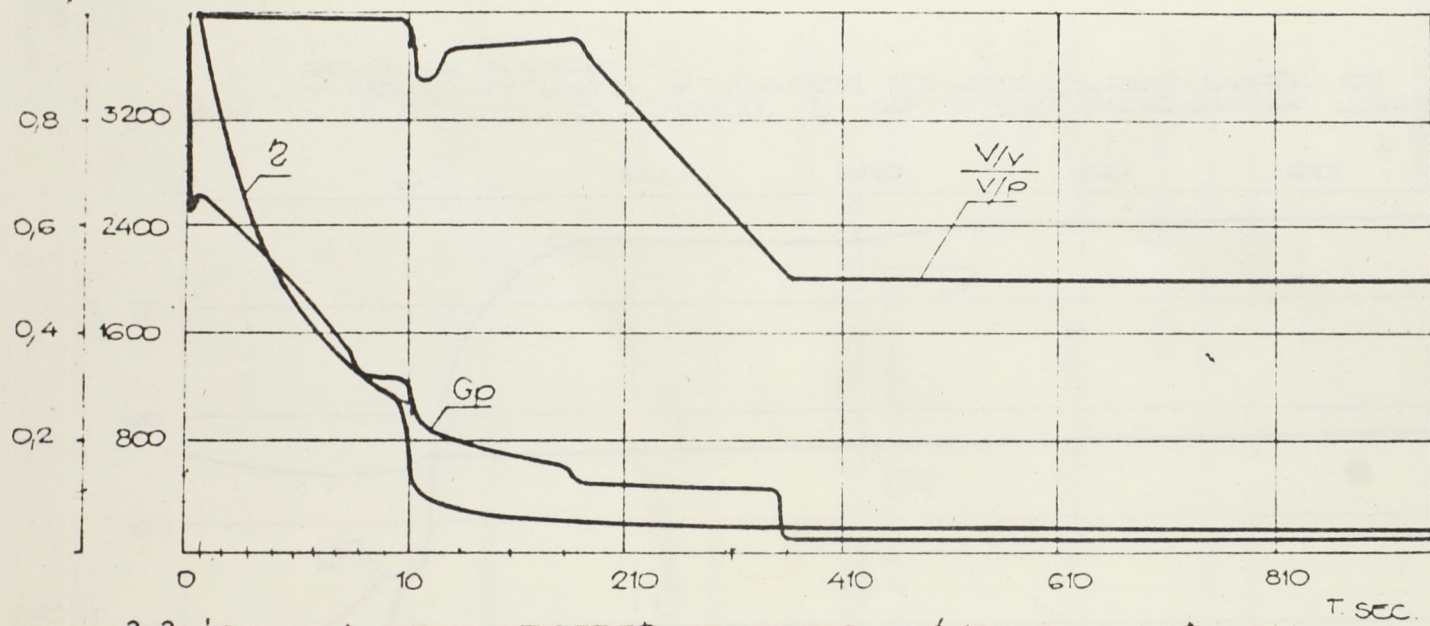
P/kp/cm²



2.1. ABRA.

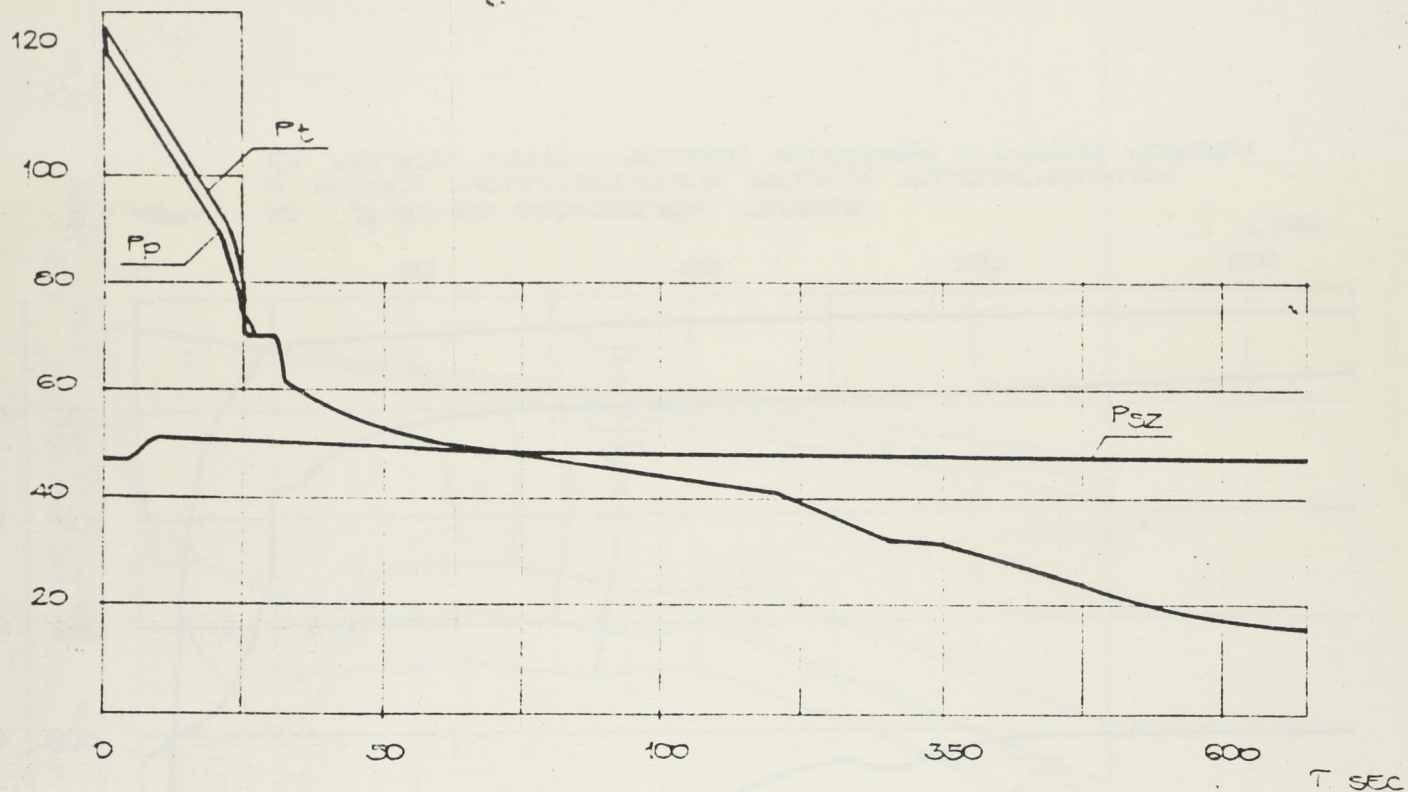
A SPECVIZTISZTÍTÓ RENDSZER Ø 135-OS GYŰTŐVEZETÉKÉNEK TÖRÉSE
A NYOMÁS VÁLTOZÁSA A TÉRFOGAT KOMPENZÁTORBAN, PRIMER ÉS
SEKUNDR KÖRBEEN.

$$\frac{V/V}{V_P} \quad G_p / \text{kp/cm}^2$$



2. 2. ÁBRA A SPECVIZTISZTÍTÓ RENDSZER ϕ 135-OS GYJTÖVEZE-
 TÉKÉNEK TÖRÉSE A FOLYÁS HENNYISÉGÉNEK, RELATIV TEL-
 JESITHÉNYNEK ÉS RELATIV VIZHENNYISÉGNEK A VÁLTOZÁSA
 A PRIMER KÖRBEK.

$p / \text{kp} / \text{cm}^2$

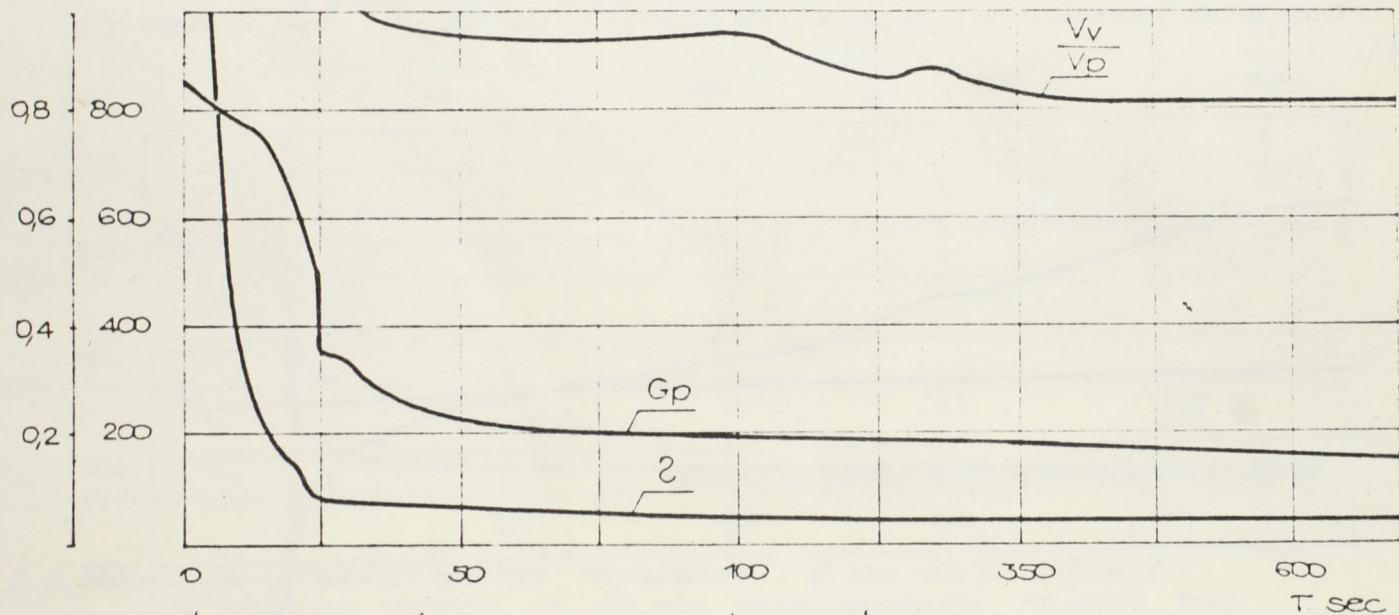


2. 3. ÁBRA

AZ \emptyset 90-ES CSŐVEZETEK TÖRÉSE. A NYOMÁS VÁLTOZÁSA
A TERFOGAT KOMPENZÁTORBAN, PRIMER ÉS SZEKUNDER KOR-
BEN

$$\frac{V_v}{V_p}$$

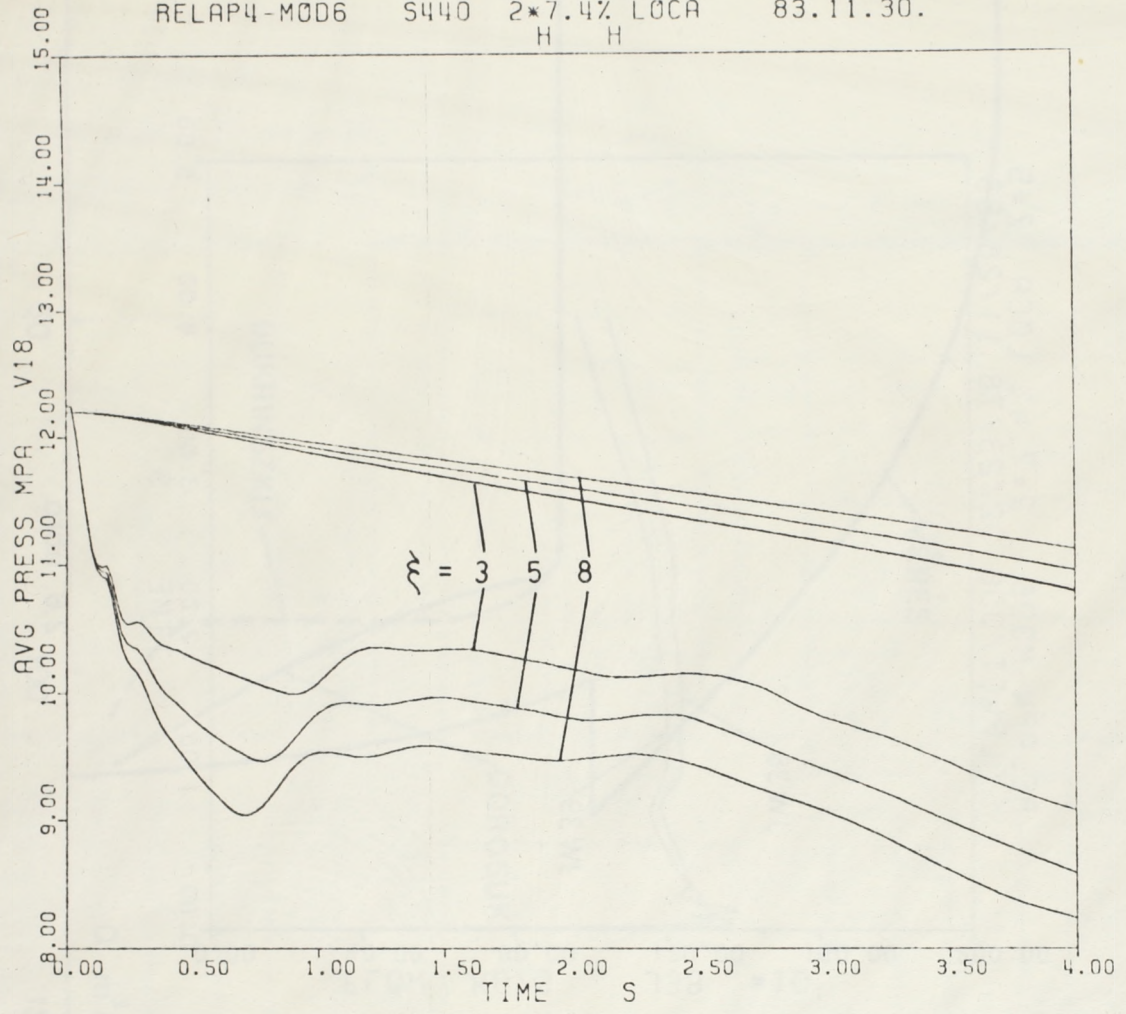
Gp / kp / sec



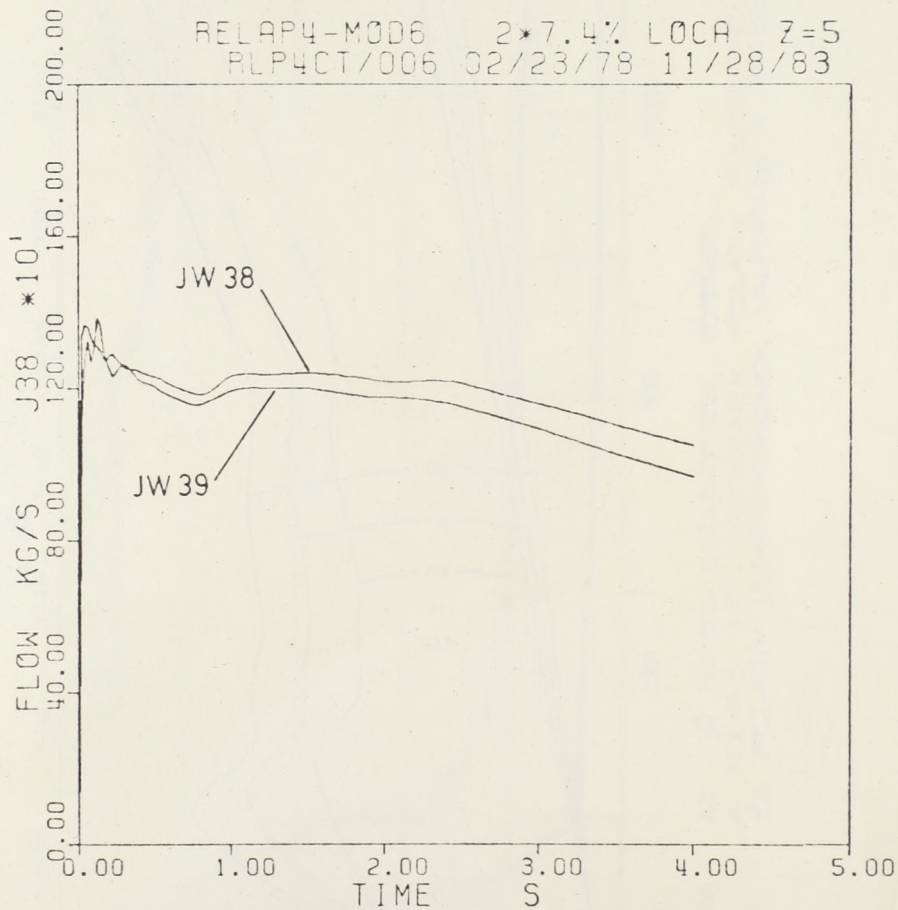
2.4. ABRA

AZ $\varnothing 30$ -ES CSŐVEZETÉK TÖRÉSE.
A FOLYÁS MENNYISÉGÉNEK RELATÍV TELJESÍTMÉNYNEK
ÉS RELATÍV VIZMENNYISÉGNEK VÁLTOZÁSA A PRIMER KORBEN.

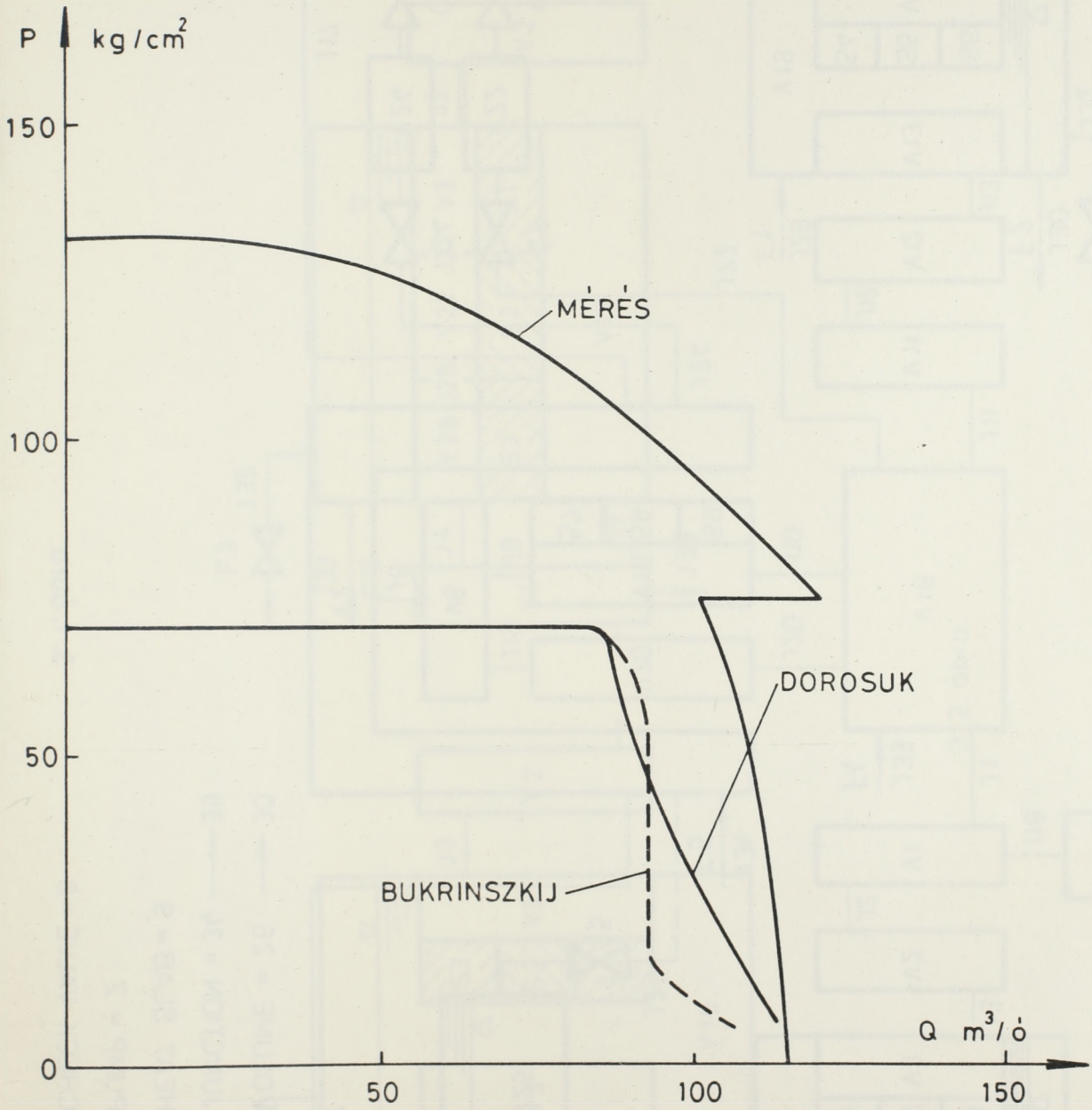
RELAP4-MOD6 S440 2*7.4% LOCA 83.11.30.
H H



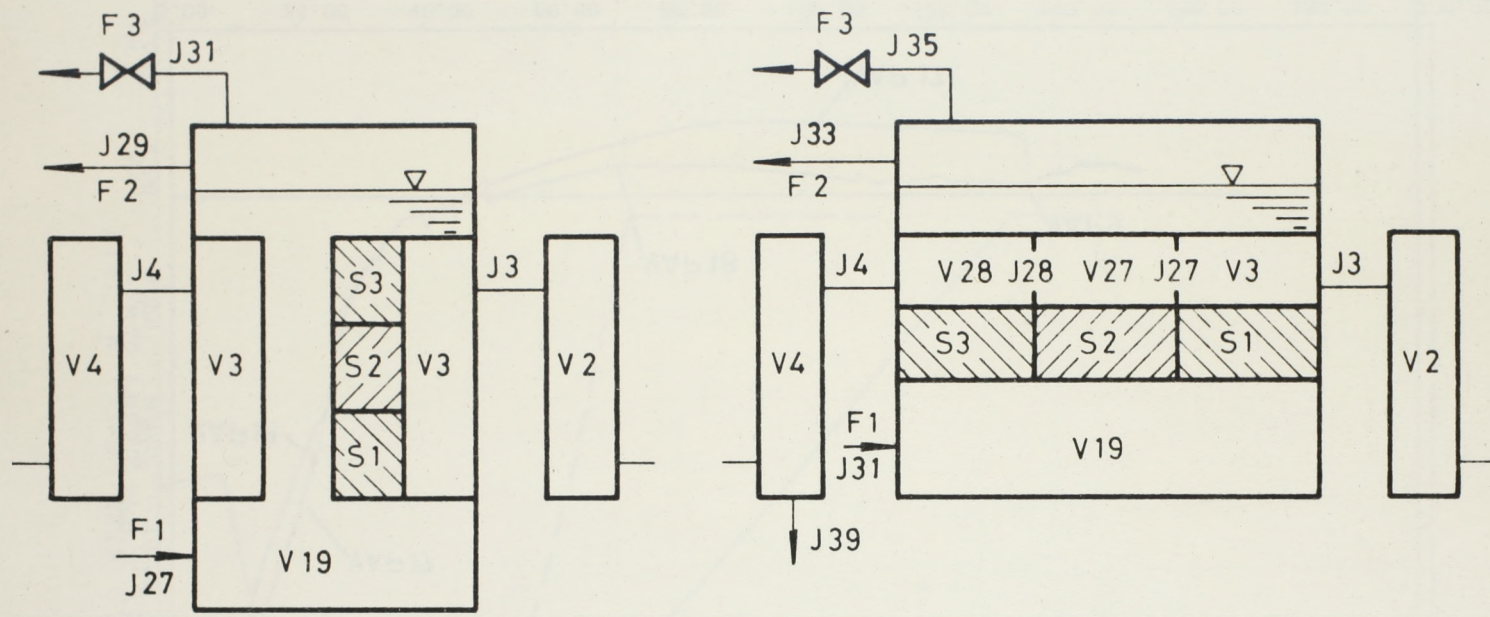
2.5. ábra



2.6. ábra

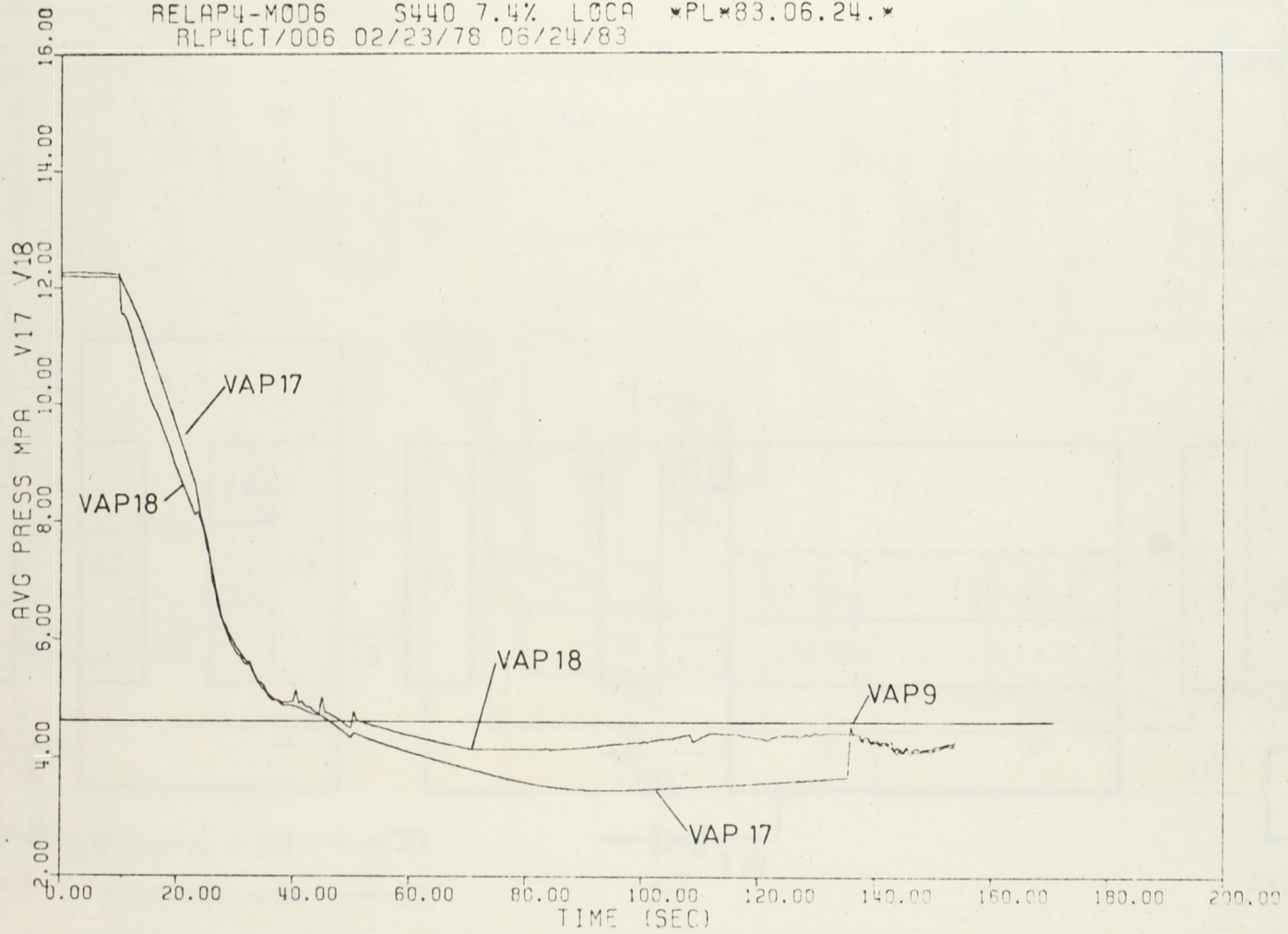


2.7. ábra



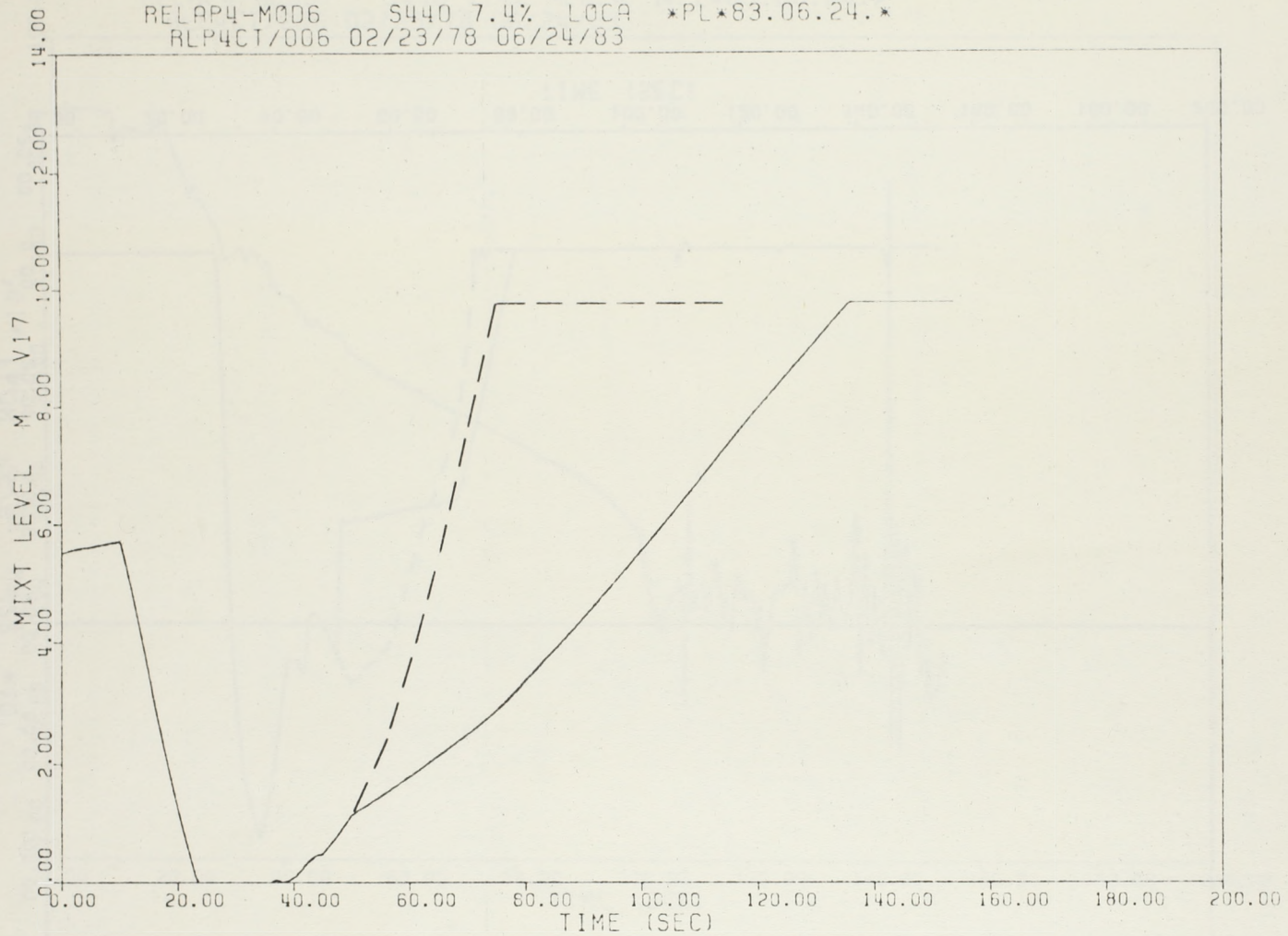
3. 2. ábra.

RELAP4-MOD6 S440 7.4% LOCA *PL*83.06.24.*
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83



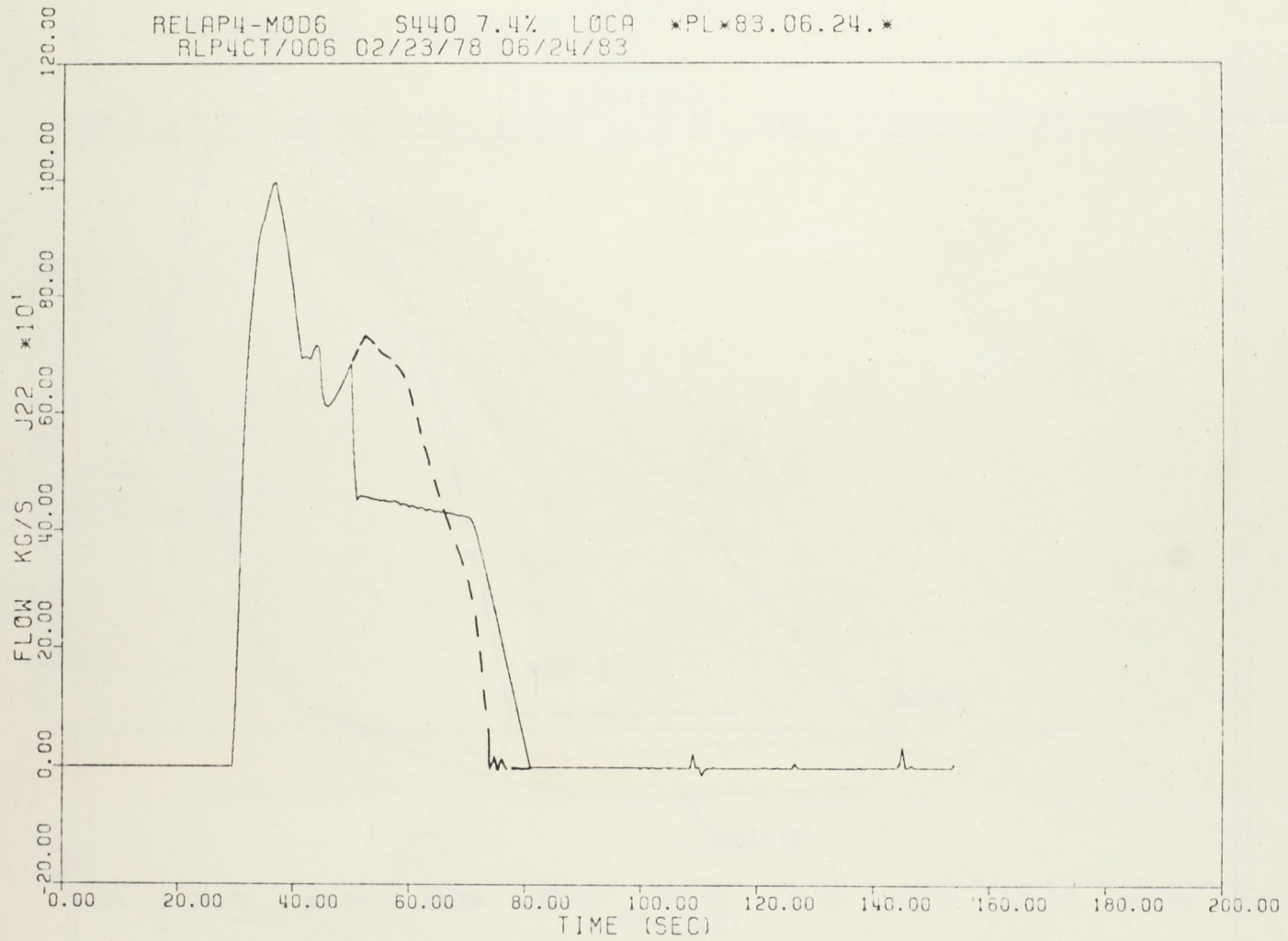
3.1.1. ábra

RELAP4-MOD6 S440 7.4% LOCA *PL*83.06.24.*
RPL4CT/006 02/23/78 06/24/83



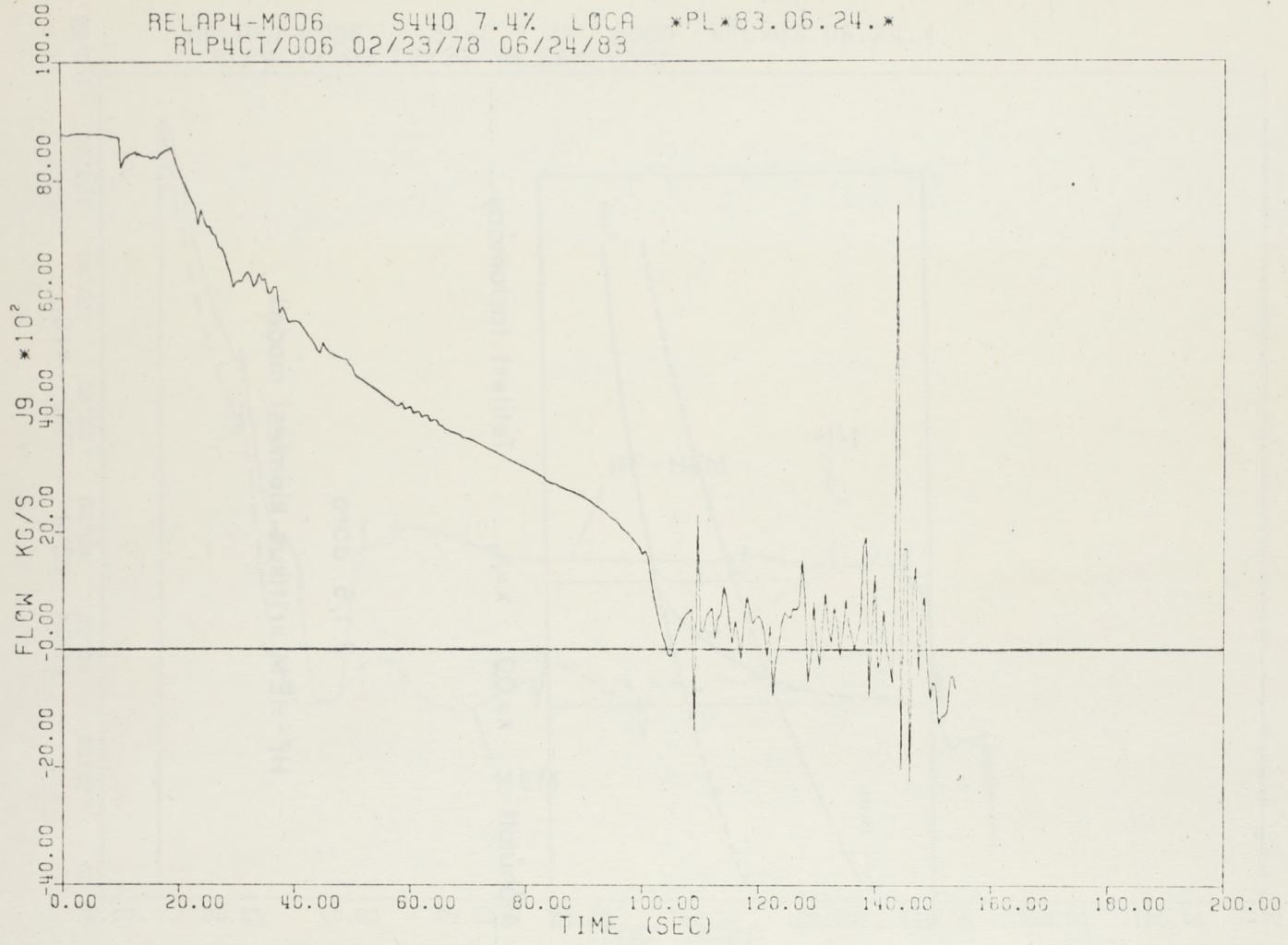
3.1.2. abra

RELAP4-MOD6 S440 7.4% LOCA *PL*83.06.24.*
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

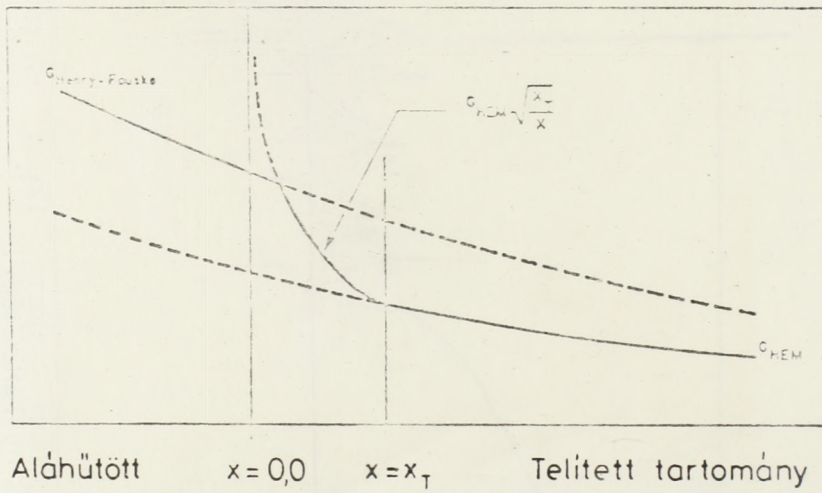


3.1.3. ábra

RELAP4-M006 S440 7.4% LOCA *PL*83.06.24.*
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

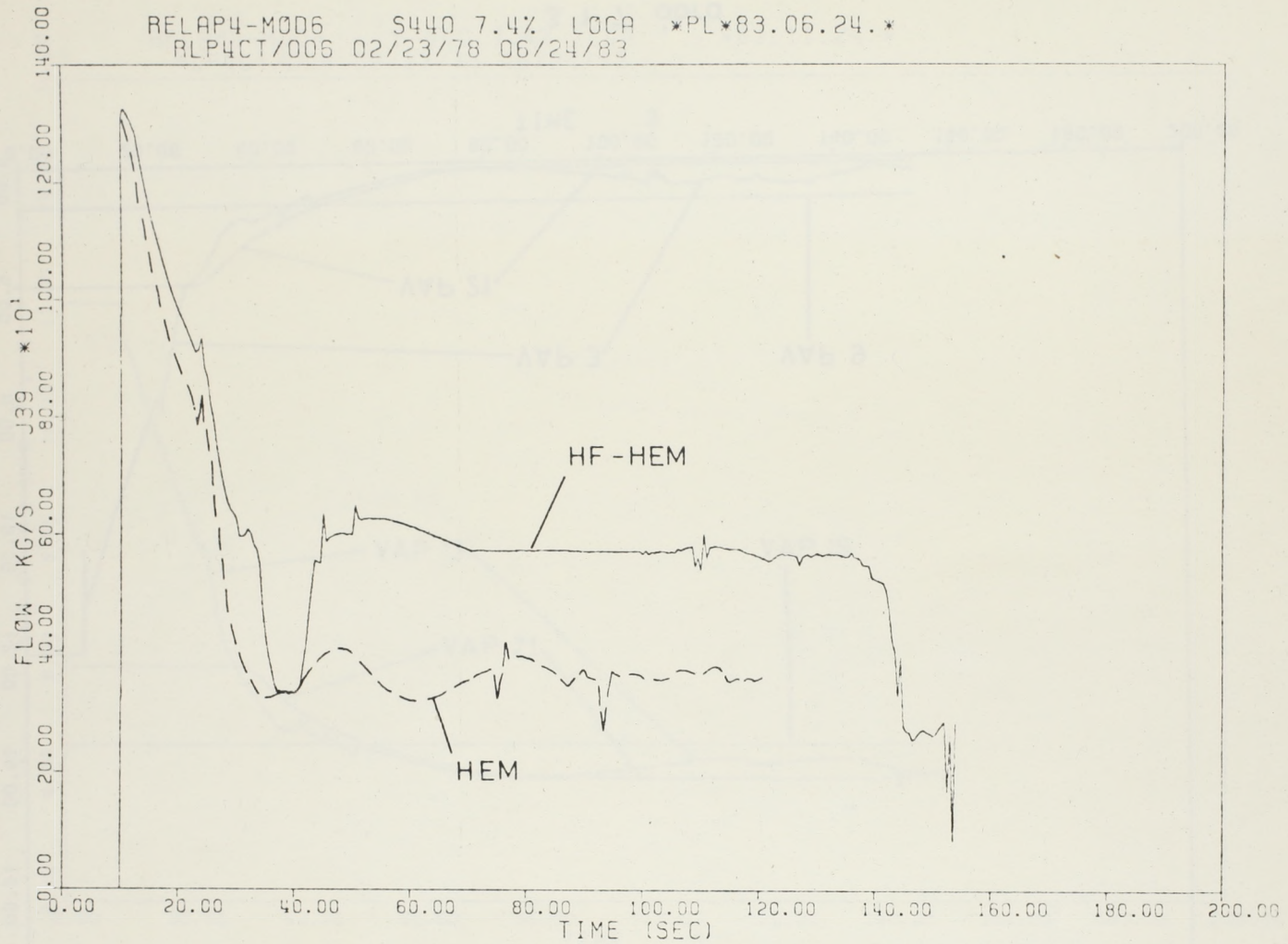


3. 1. 4. ábra



3.1.5. ábra
HF-HEM kritikus kiömlési modell

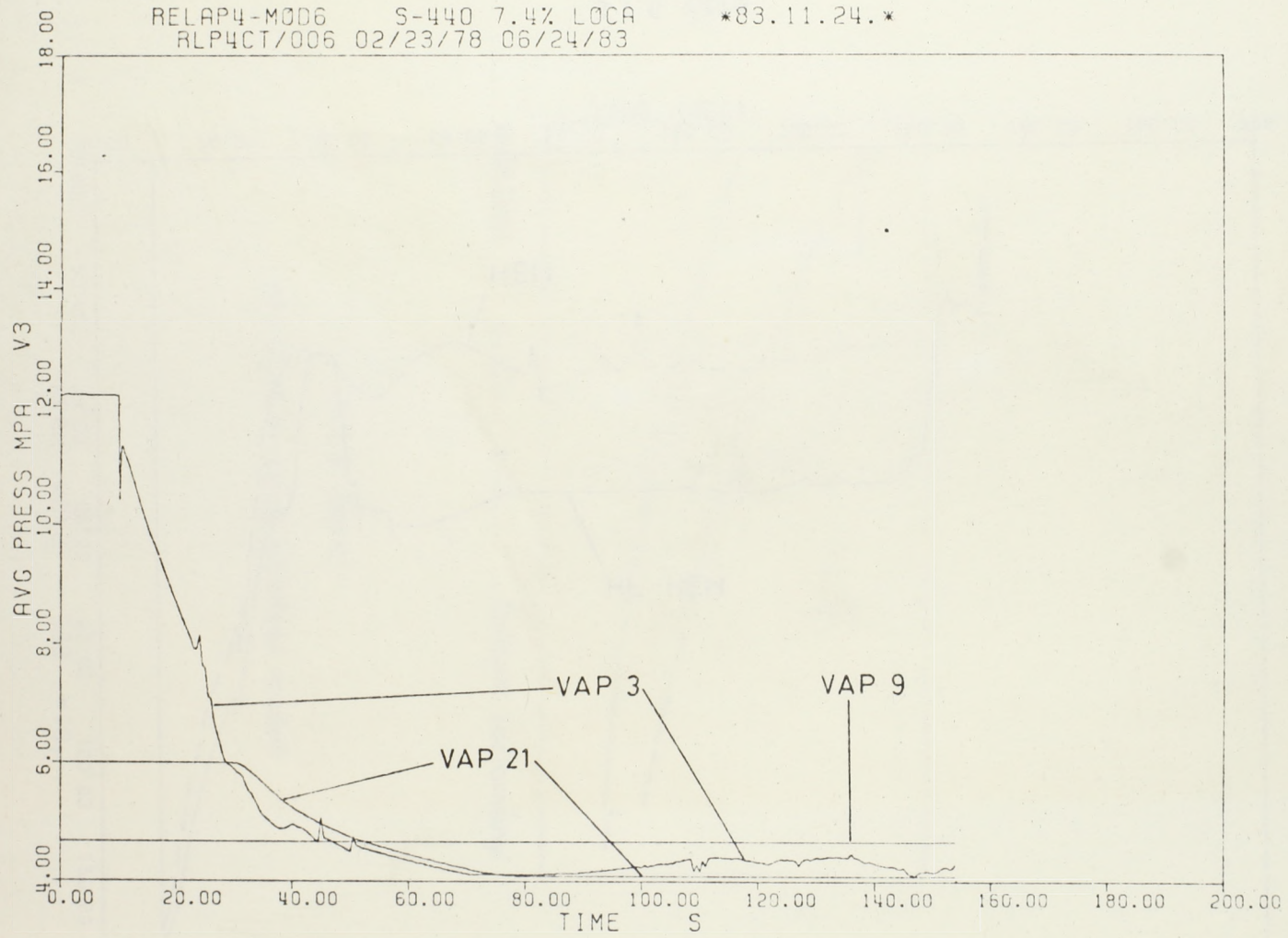
RELAP4-M006 S440 7.4% LOCA *PL*83.06.24.*
RPL4CT/006 02/23/78 06/24/83



3.1.6. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

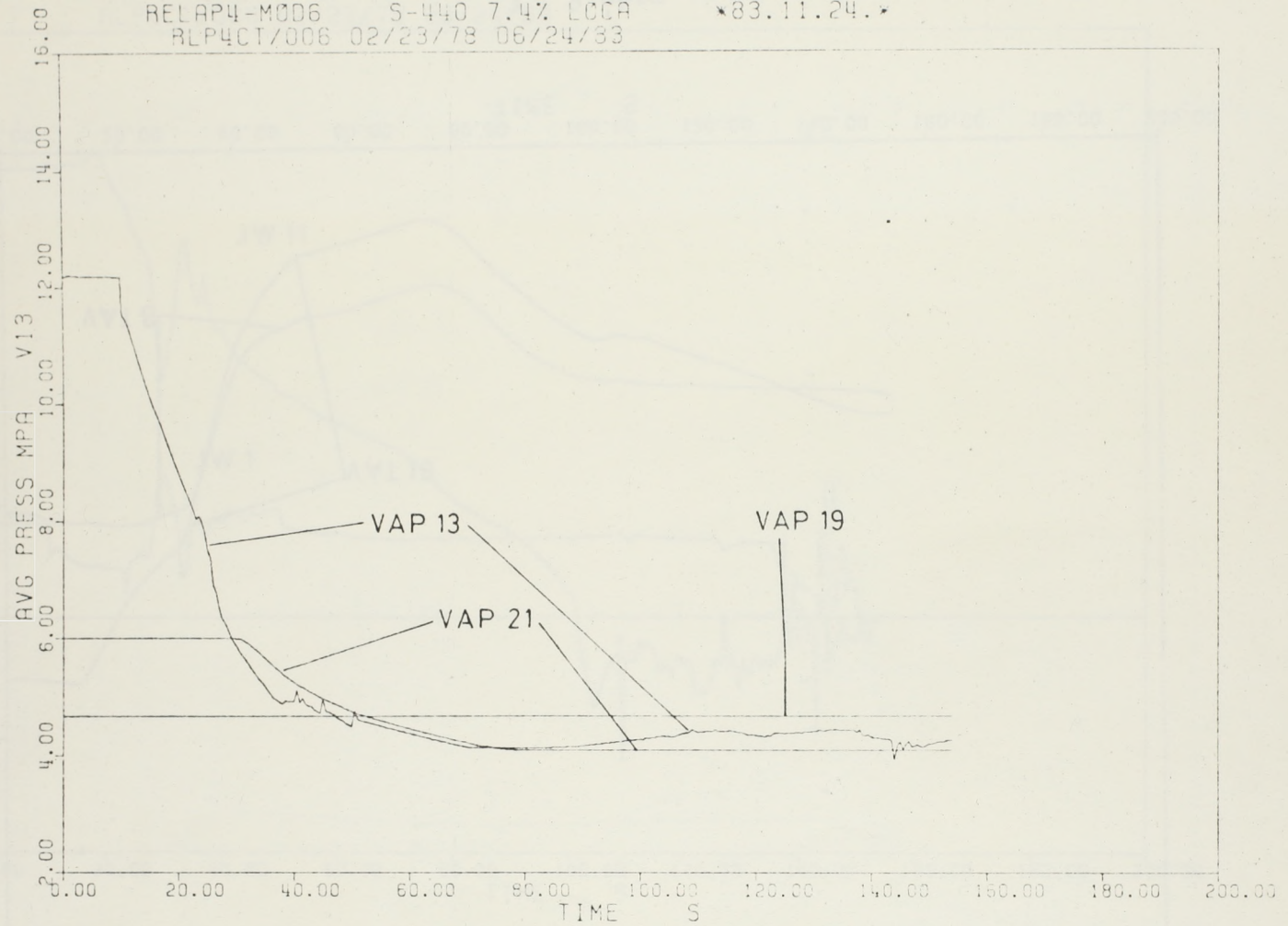
83.11.24.



3. 1. 7. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

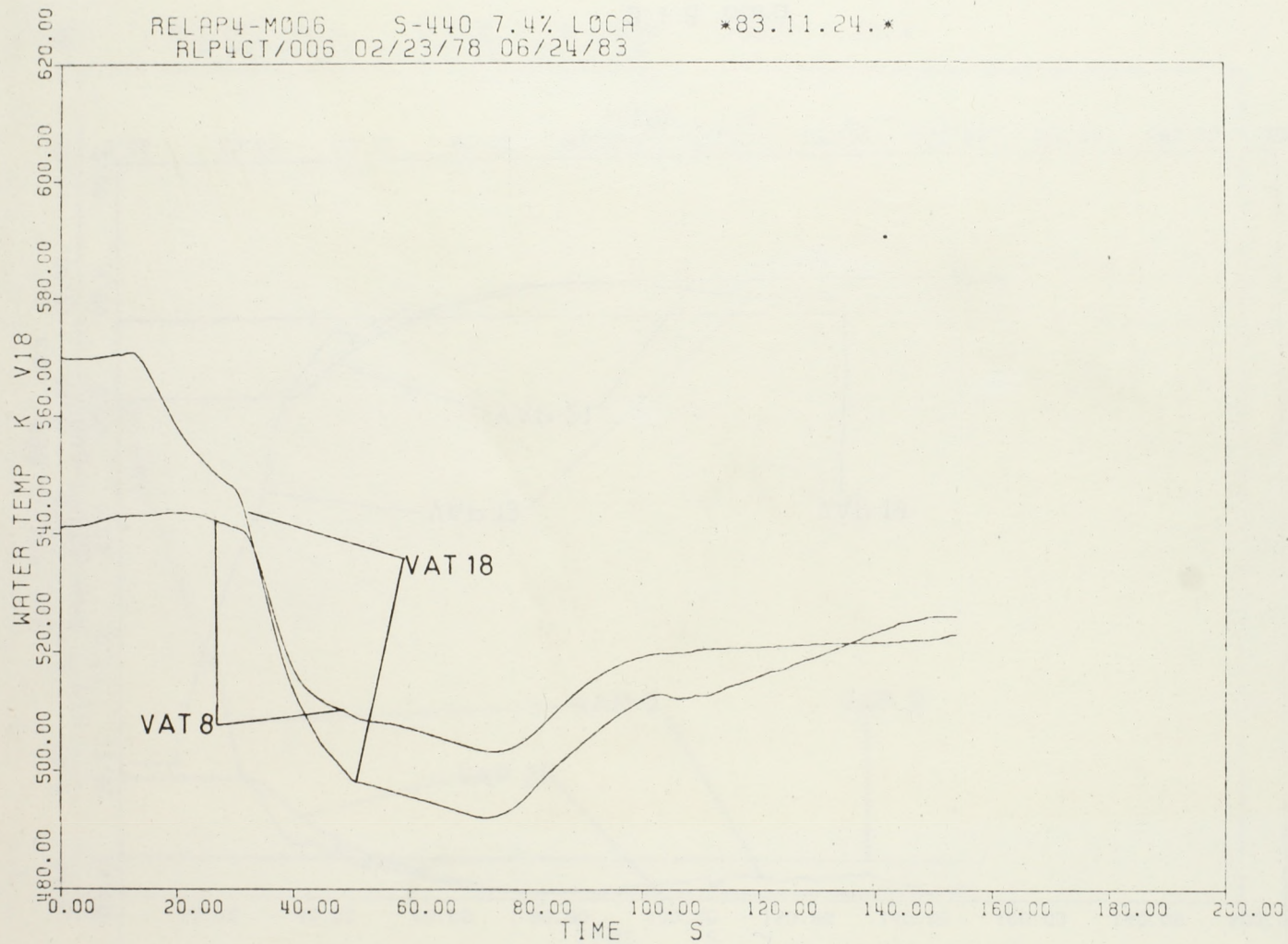
83.11.24.



3.1.8. ábra

RELAP4-M006 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

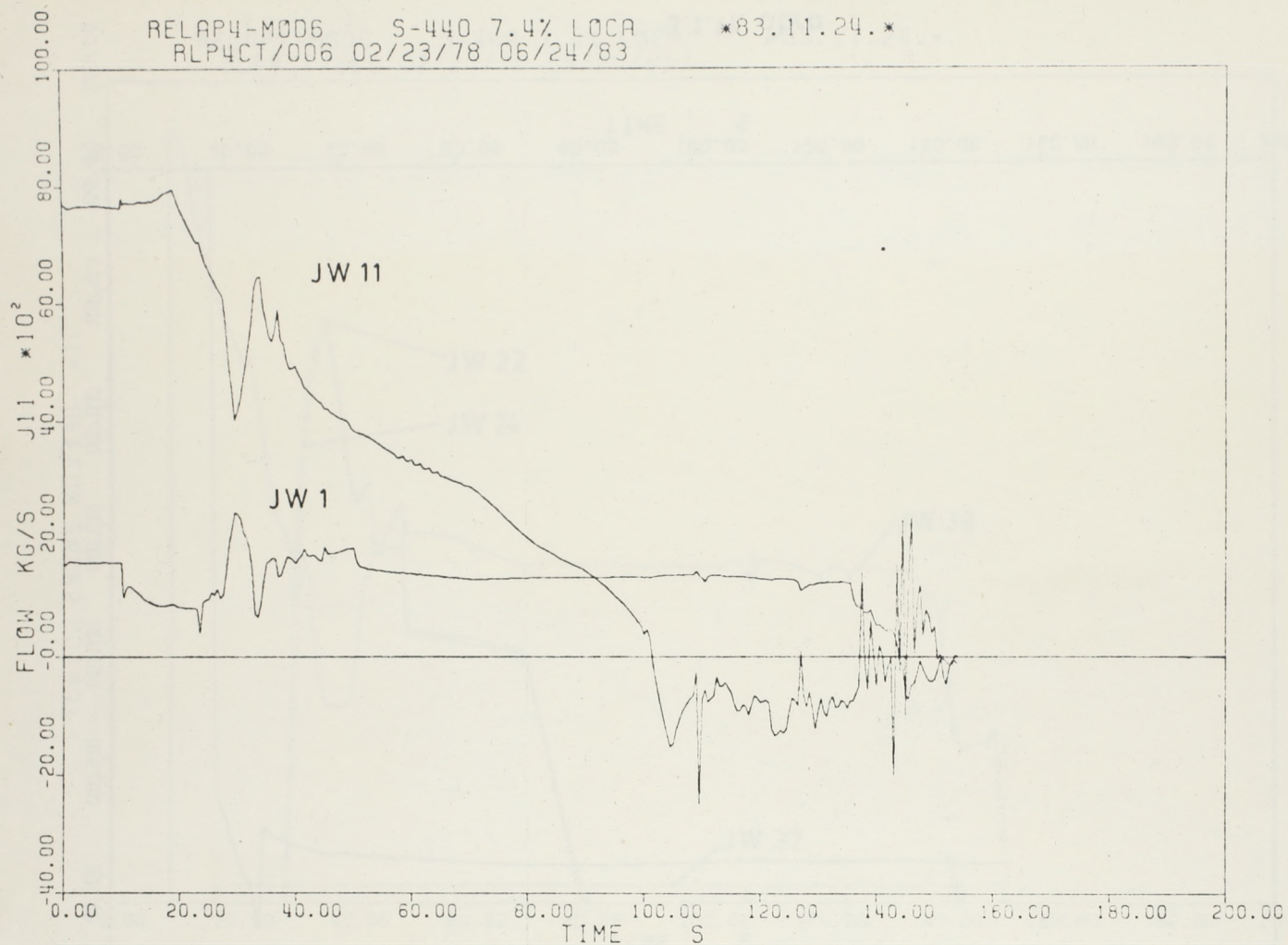
83.11.24.



3.1.9. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

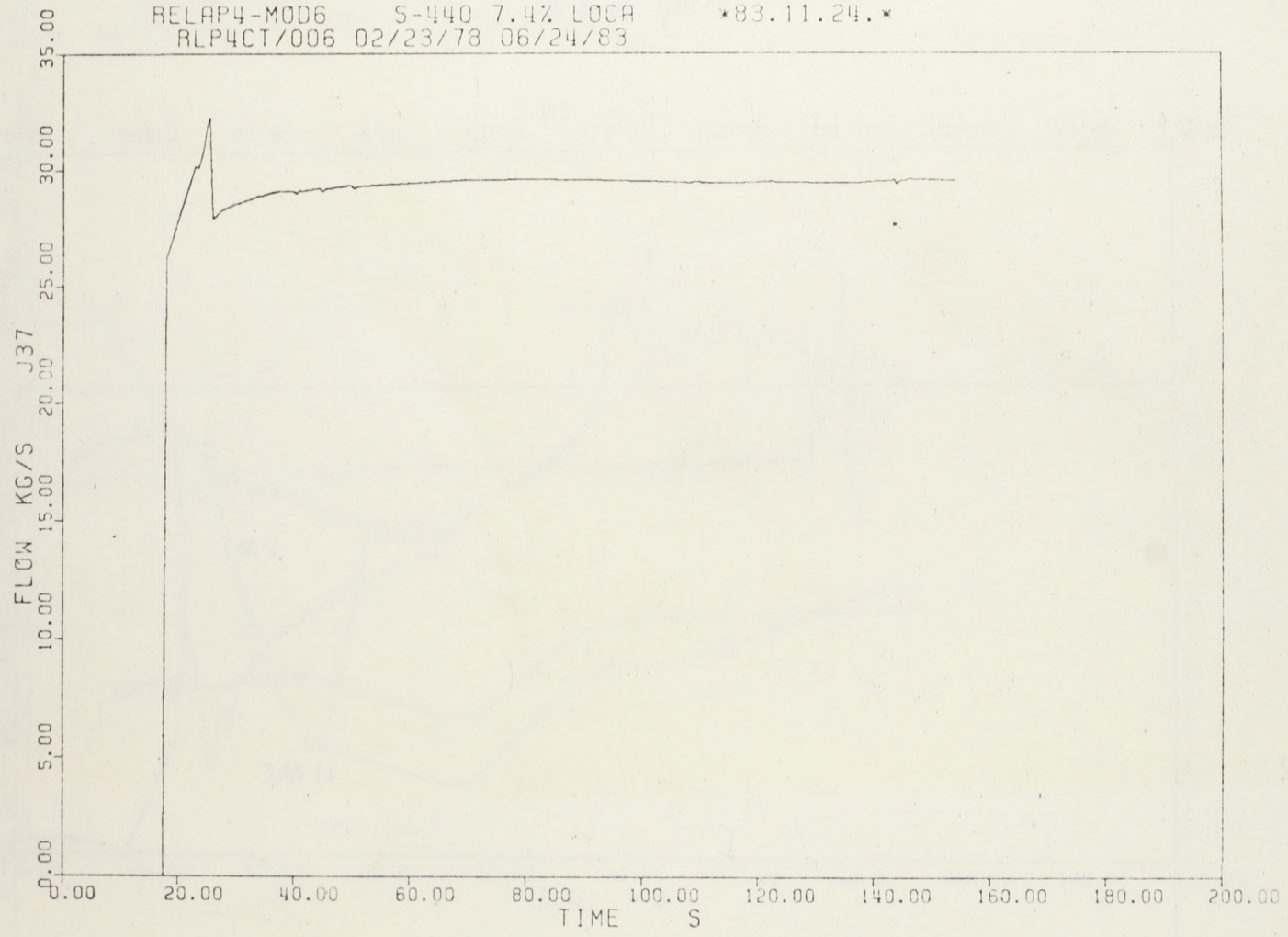
83.11.24.



3. 1. 10. ábra

RELAP4-M006 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

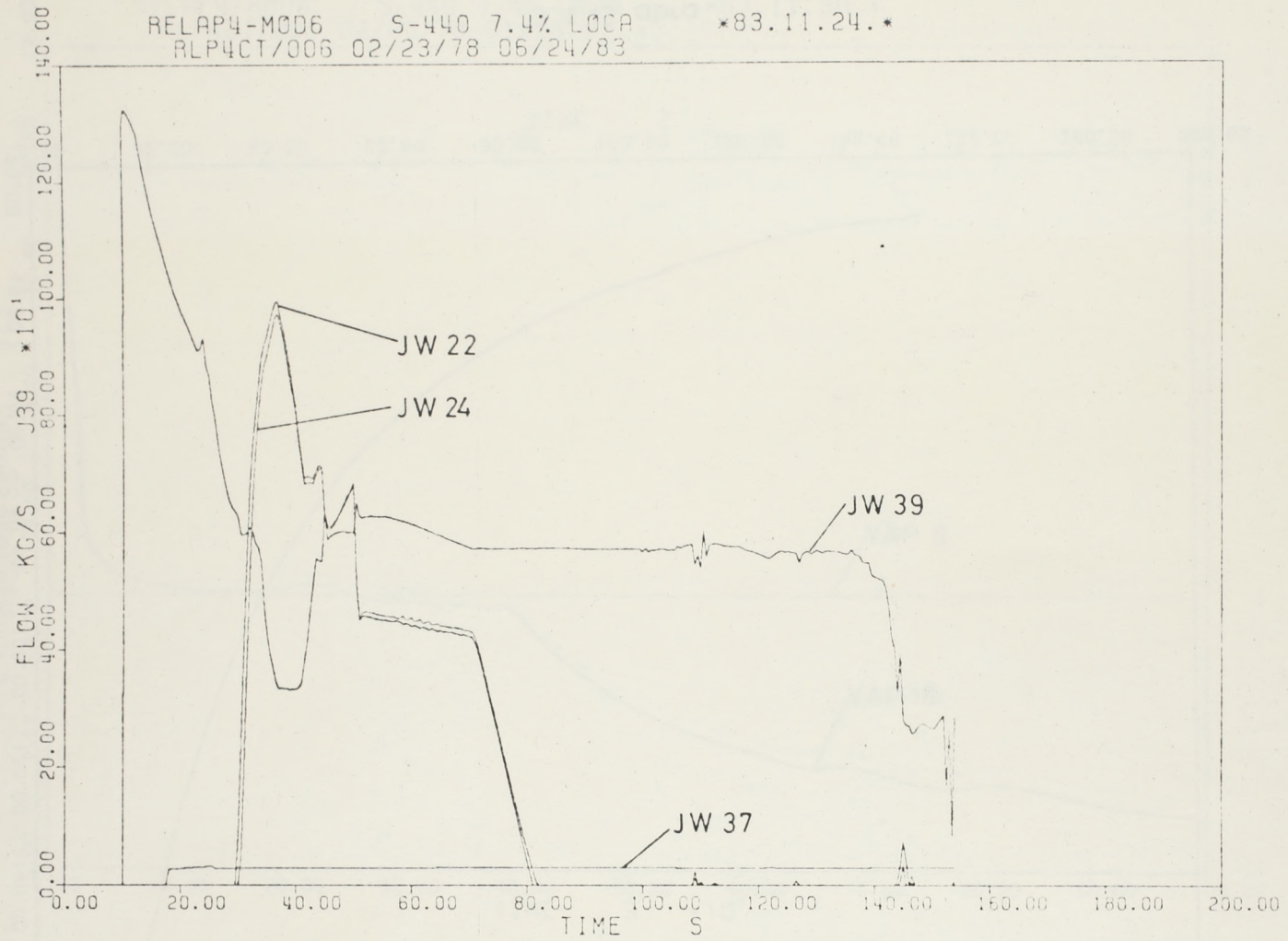
83.11.24.



3.1.11. ábra

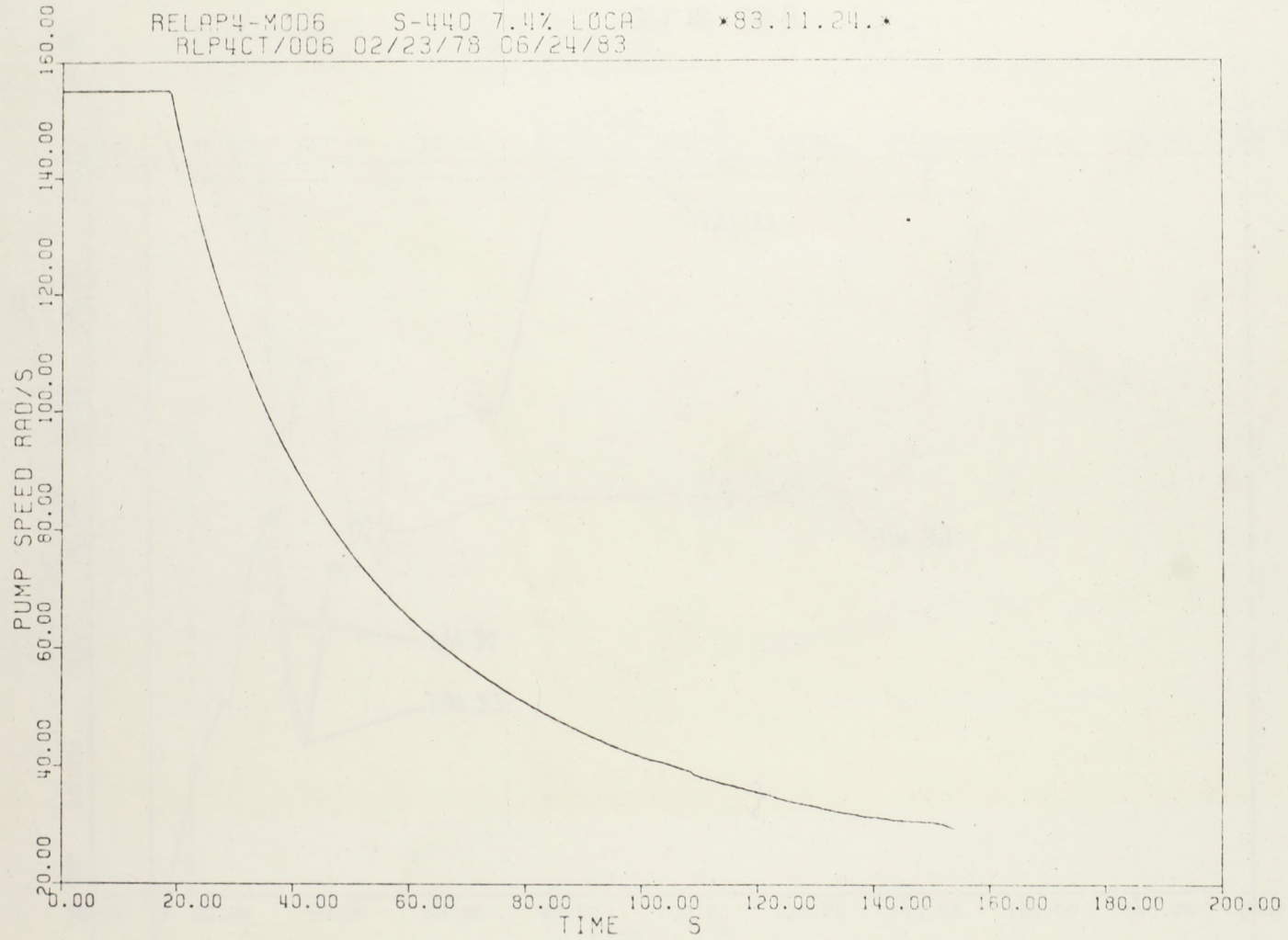
RELAP4-M006 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 06/24/83

83.11.24.



3.1.12. ábra

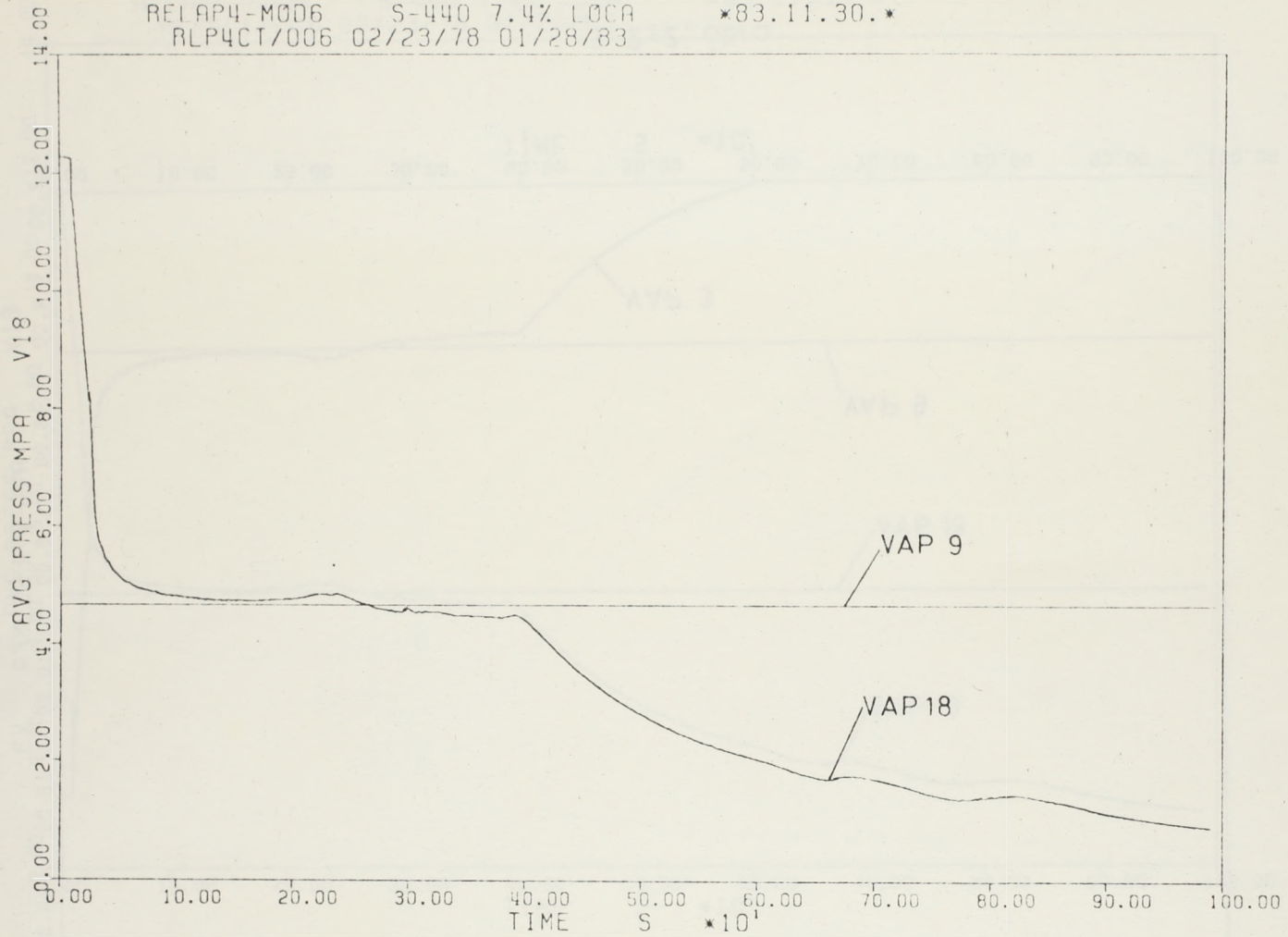
RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA *83.11.24.*
RFP4CT/006 02/23/78 06/24/83



3. 1. 13. ábra

RELAP4-M006 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 01/28/83

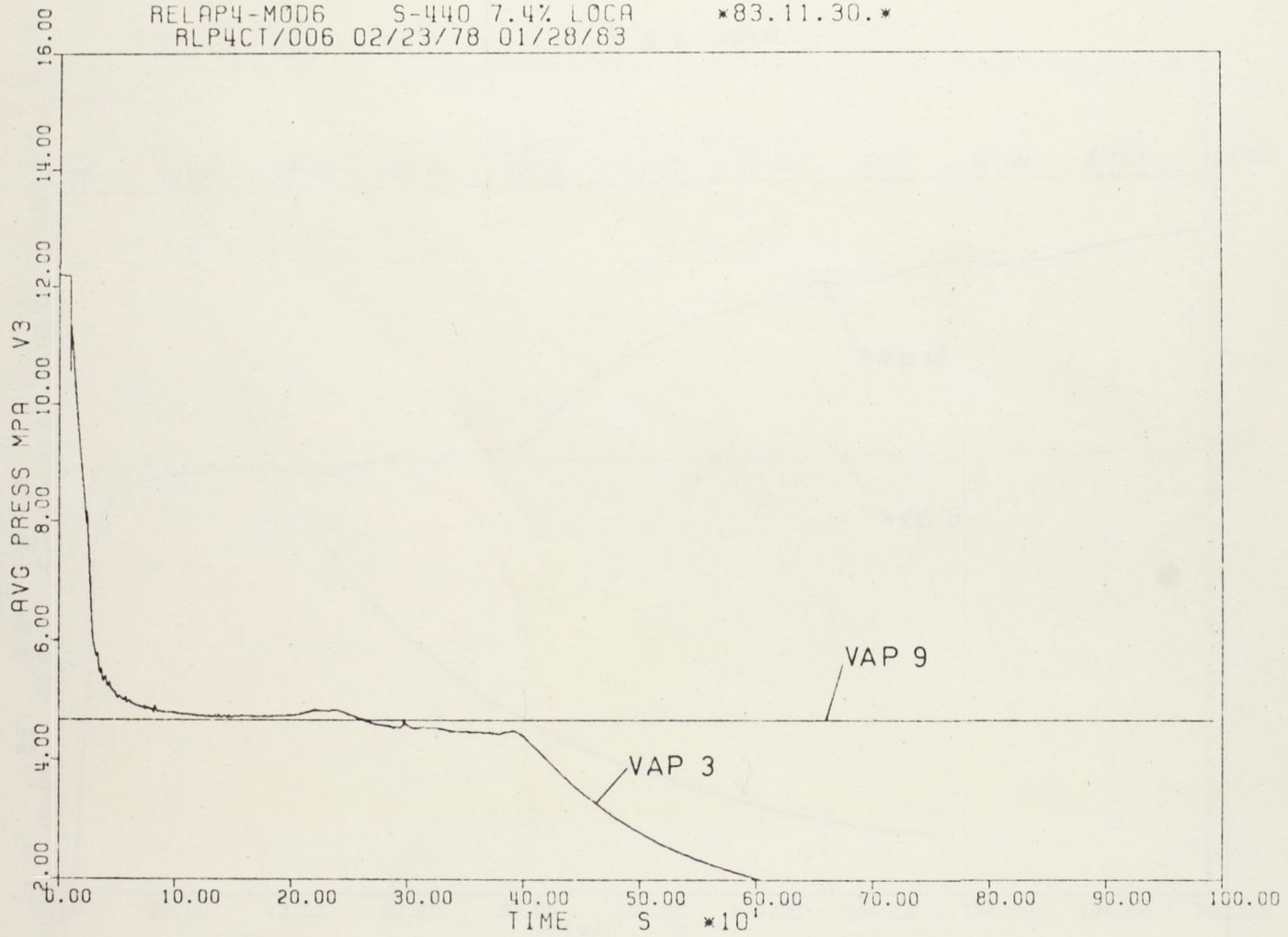
83.11.30.



3.2.1. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
ALP4CT/006 02/23/78 01/28/83

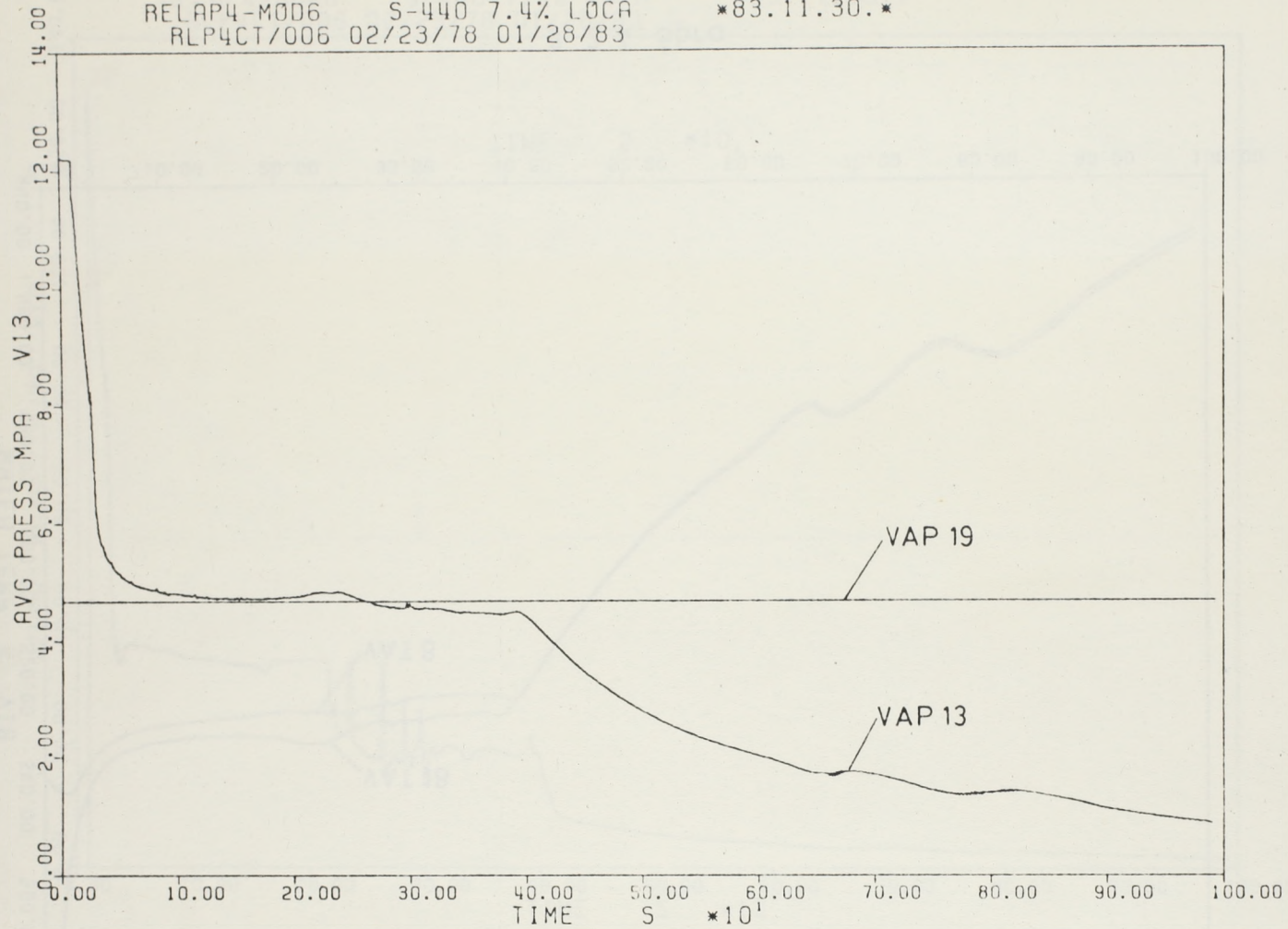
83.11.30.



3. 2. 2. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 01/28/83

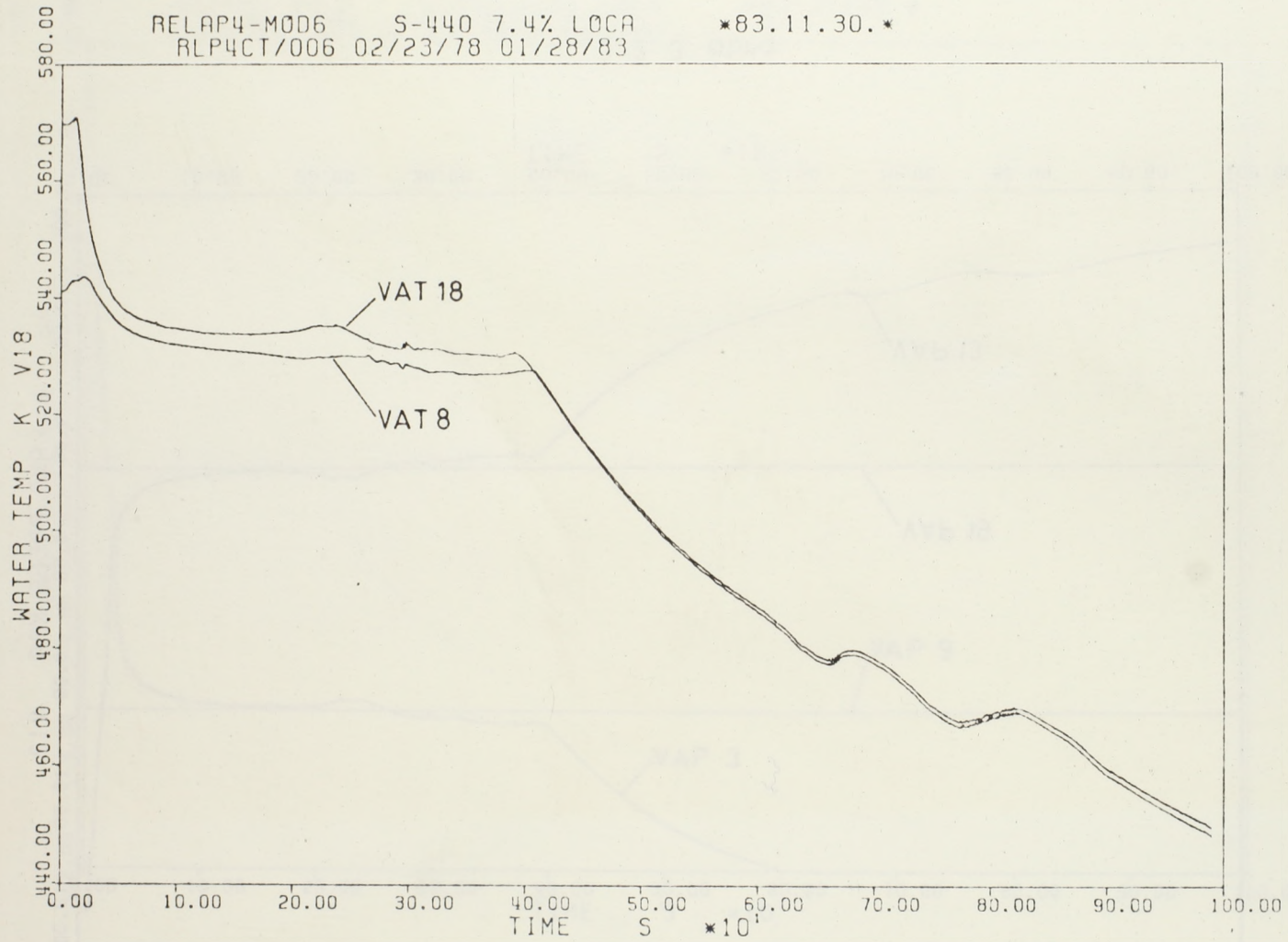
83.11.30.



3. 2. 3. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 01/28/83

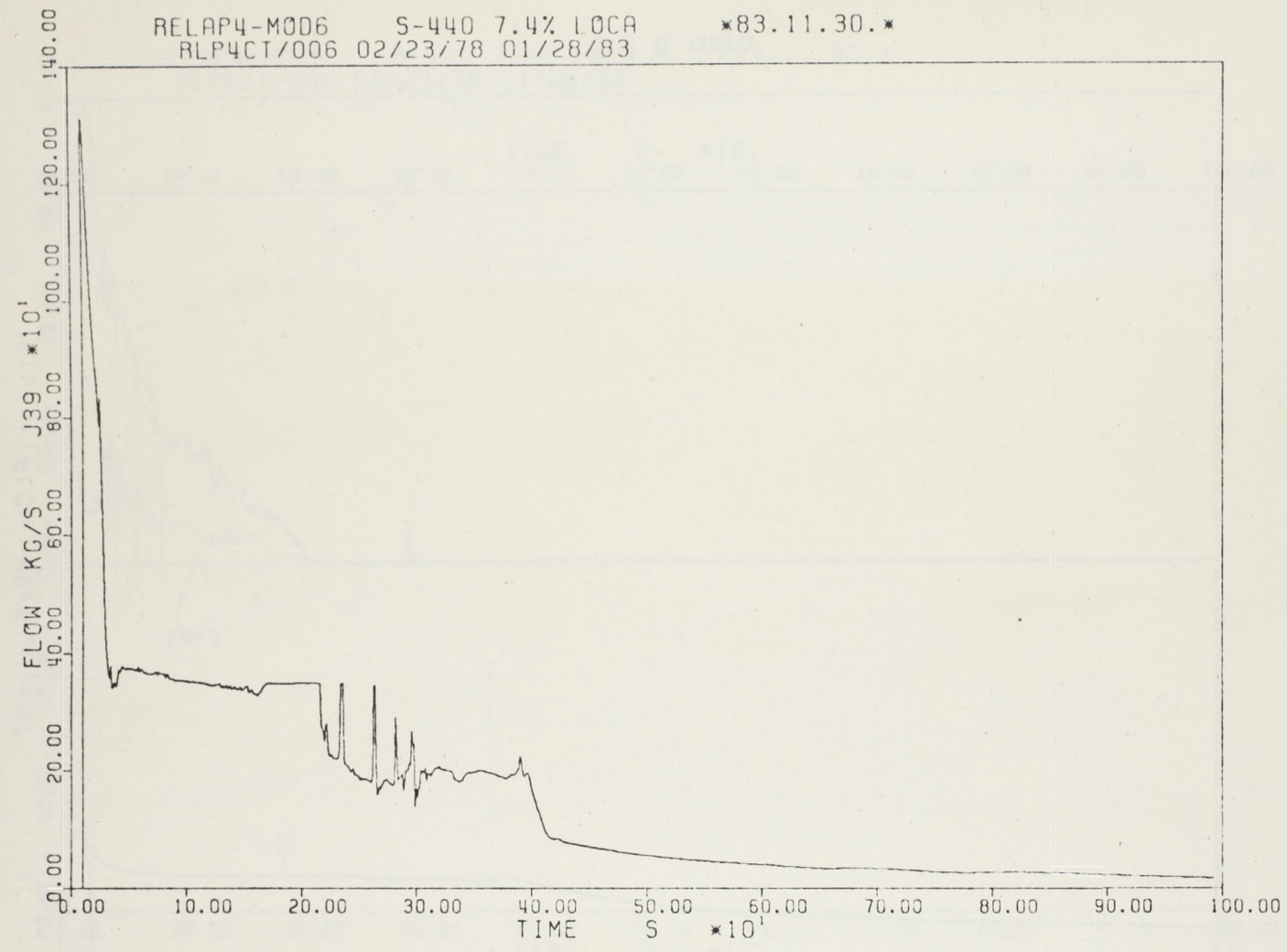
83.11.30.



3. 2. 4. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 01/28/83

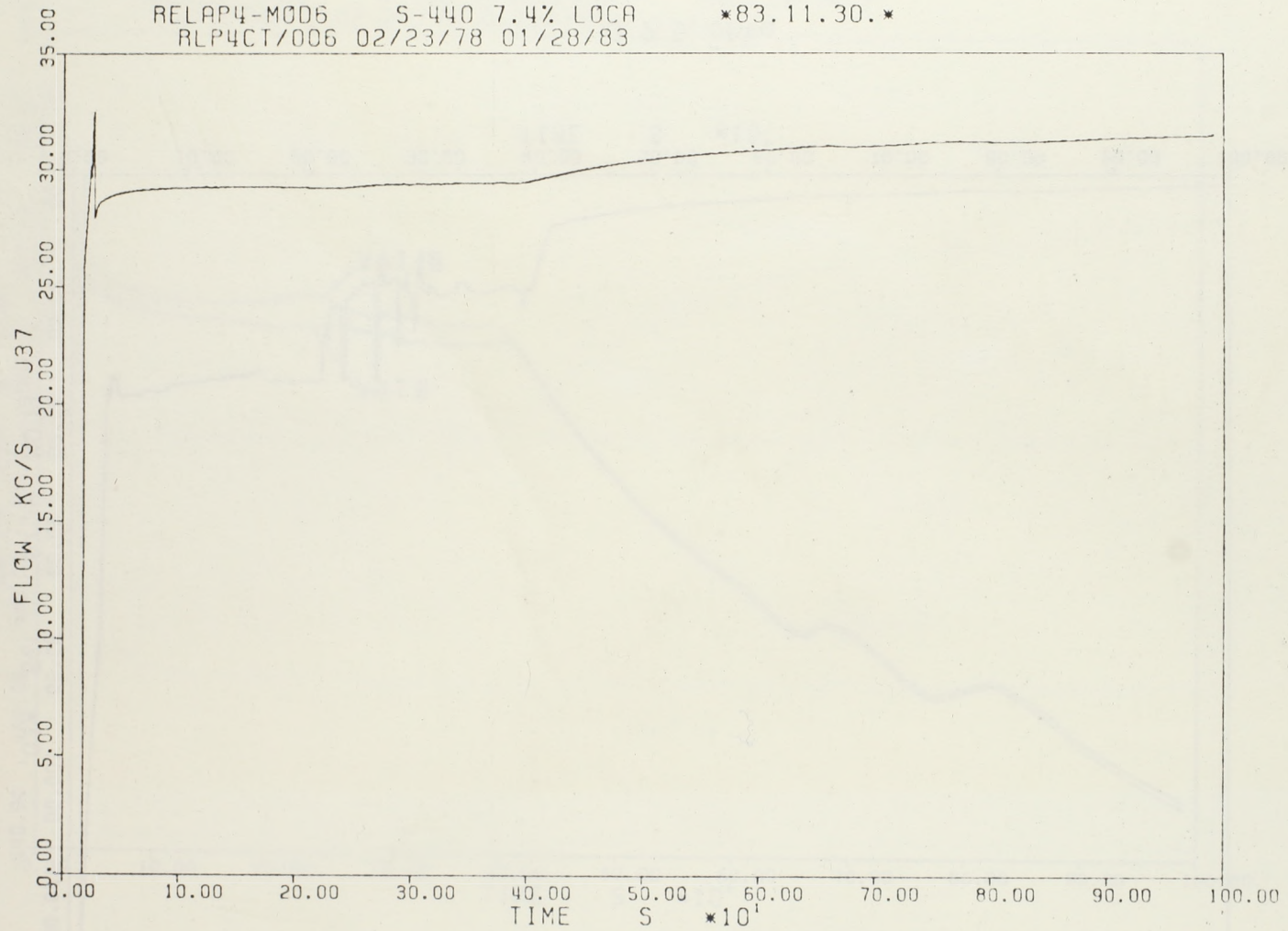
83.11.30.



3.2.5. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 01/28/83

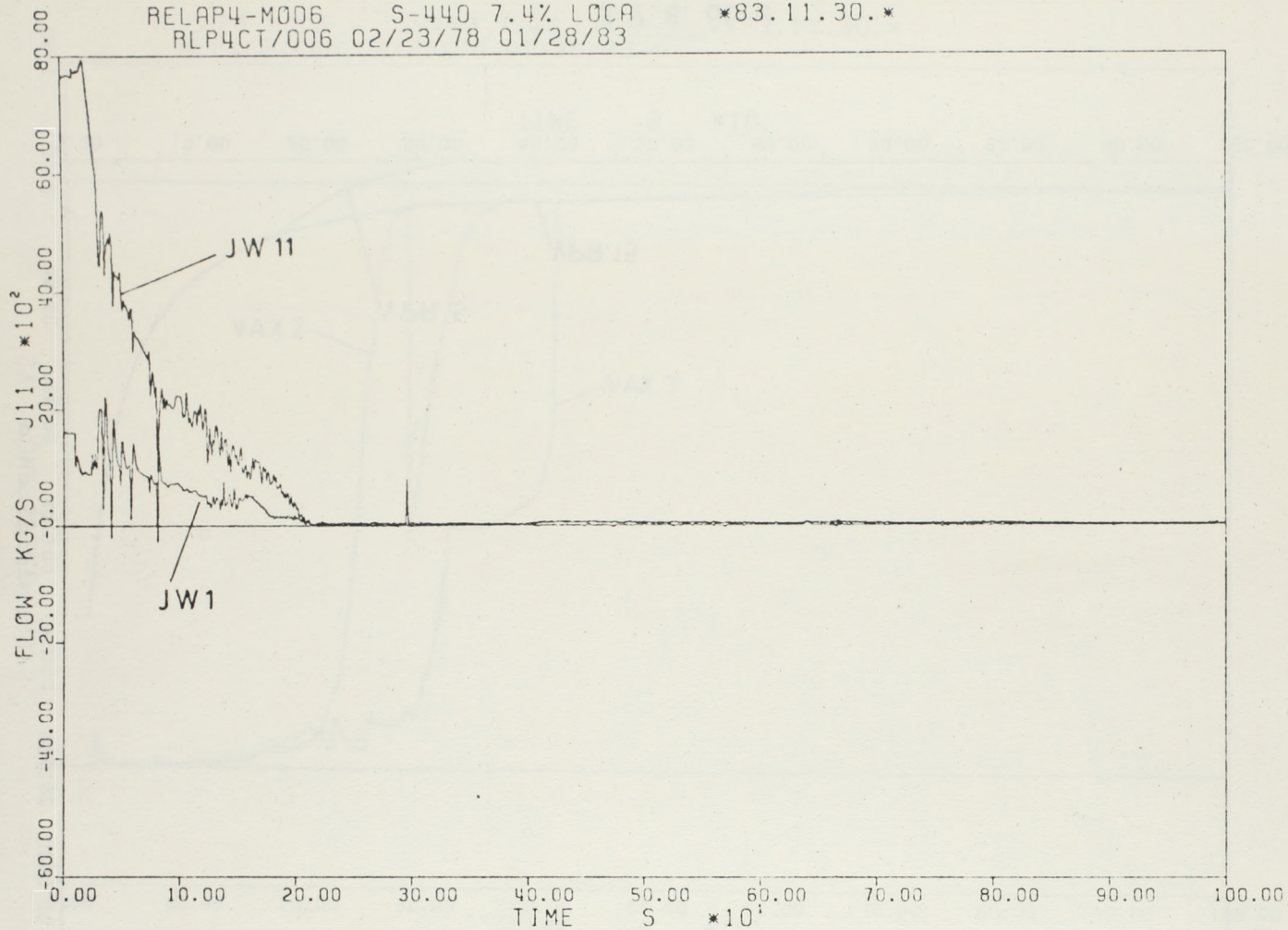
83.11.30.



3.2.6. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 01/28/83

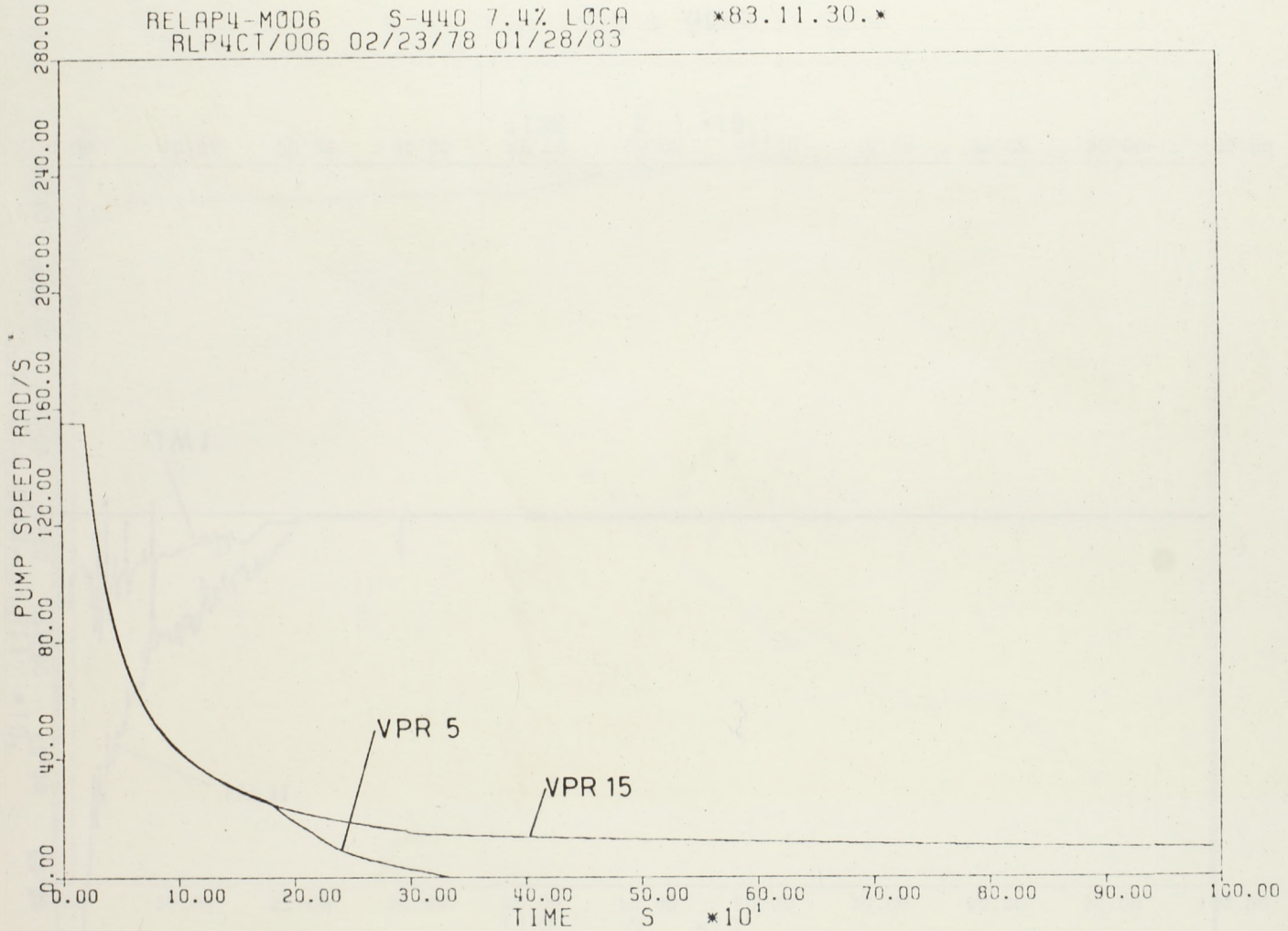
83.11.30.



3.2.7. ábra

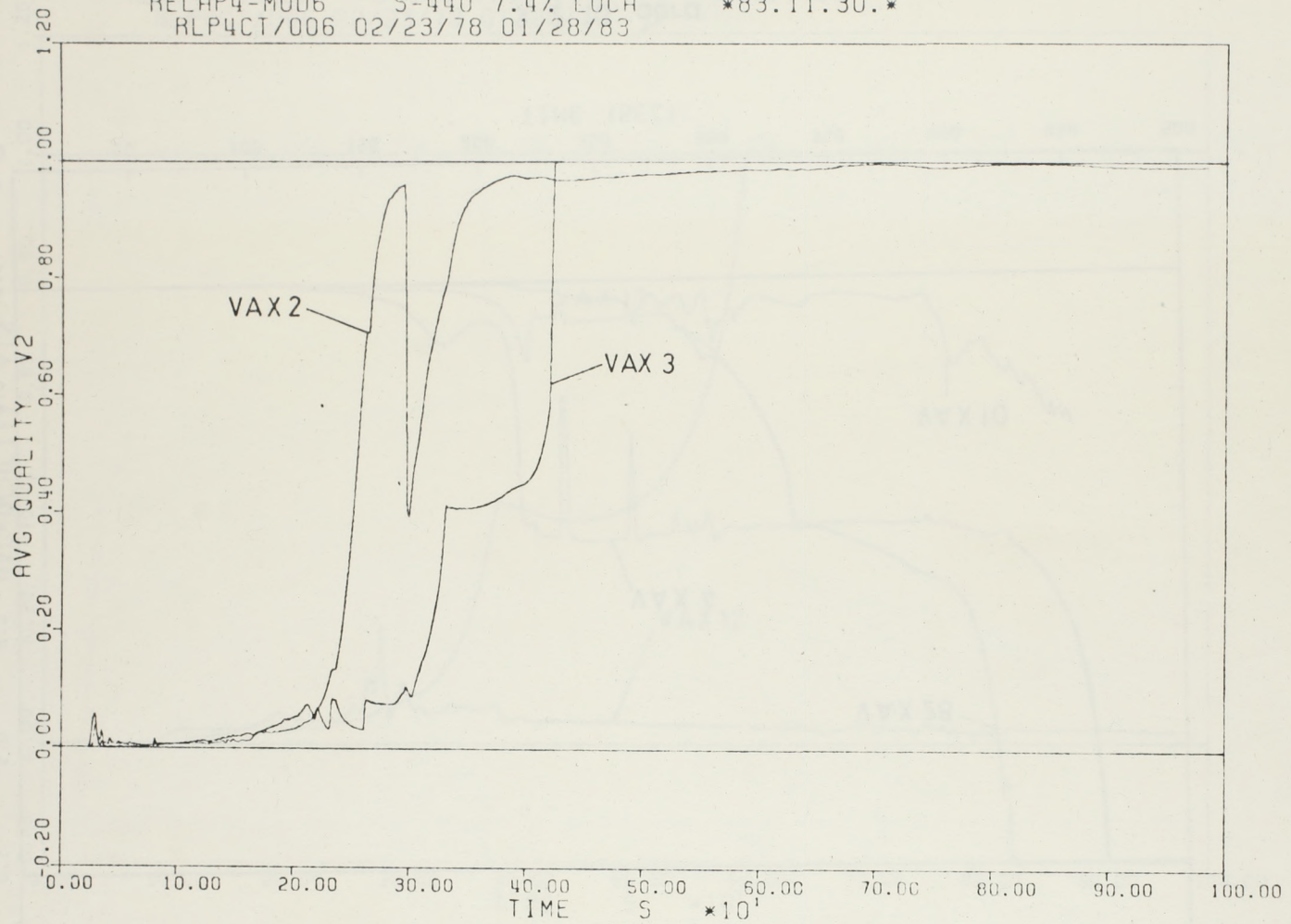
RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 01/28/83

83.11.30.



3.2.8. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA *83.11.30.*
RFP4CT/006 02/23/78 01/28/83



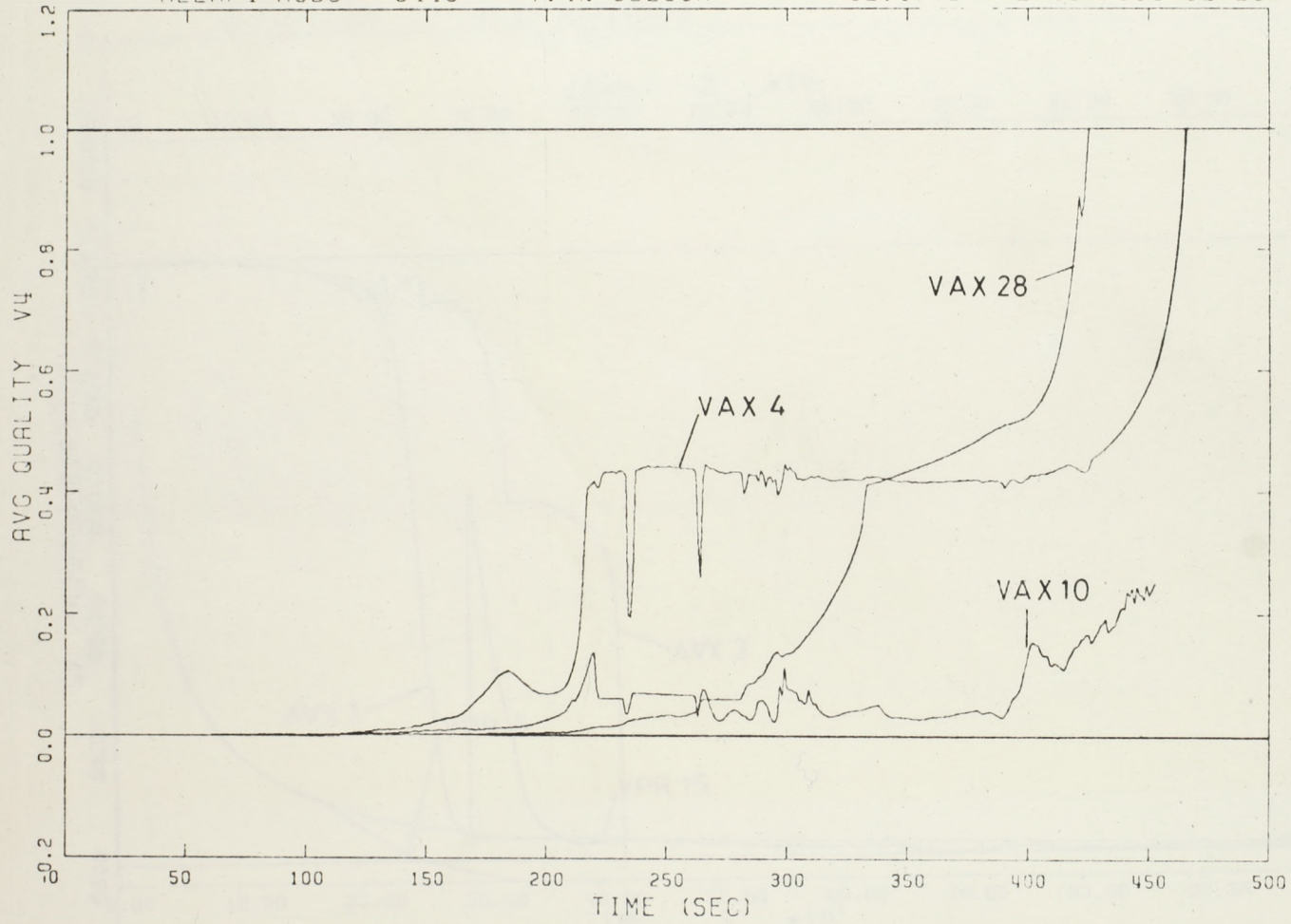
3. 2. 9. ábra

RELAP4-MOD6

S440

7.4% SBLOCA

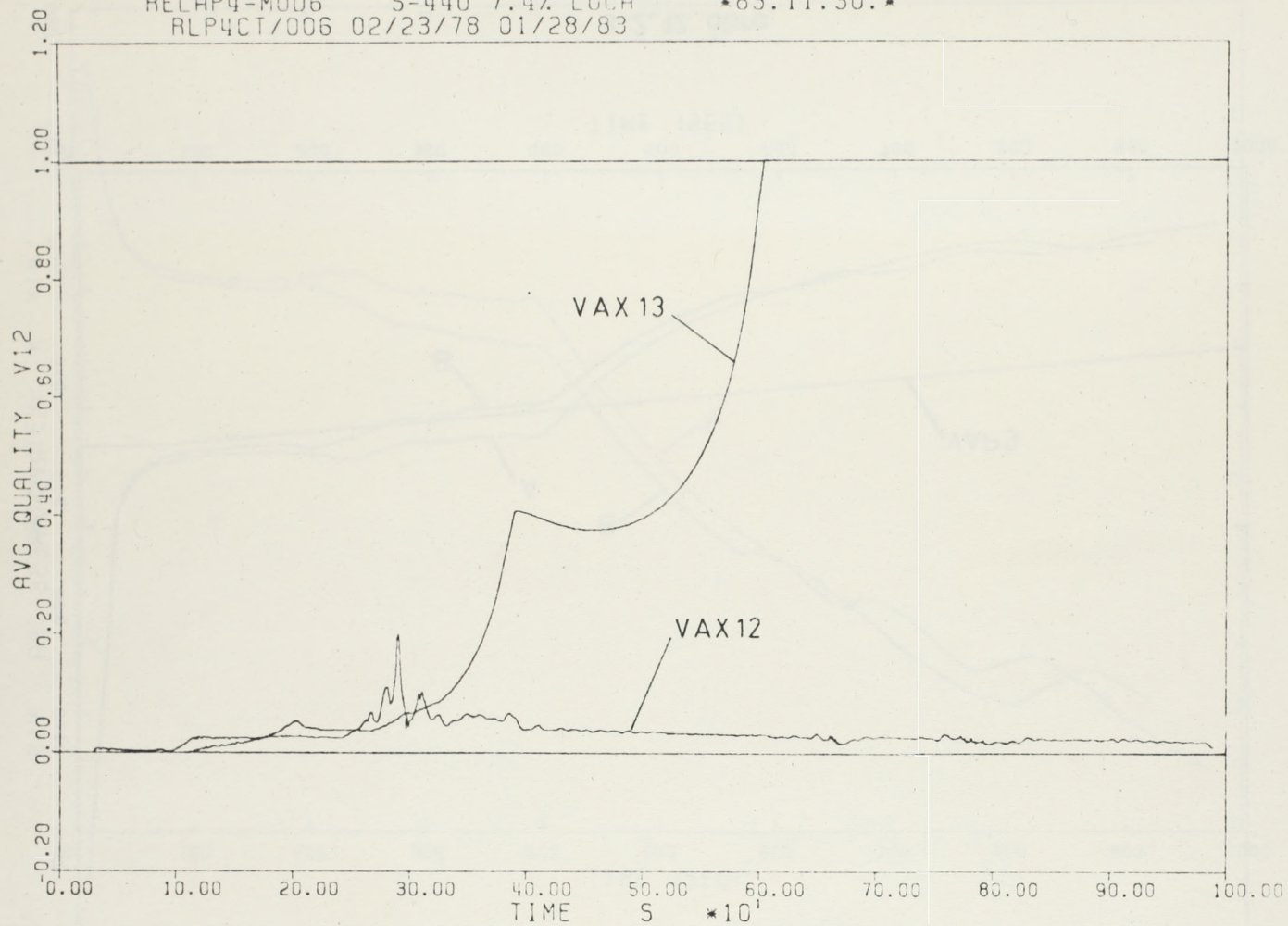
*82.10.27 RLP401/006 02/23/78



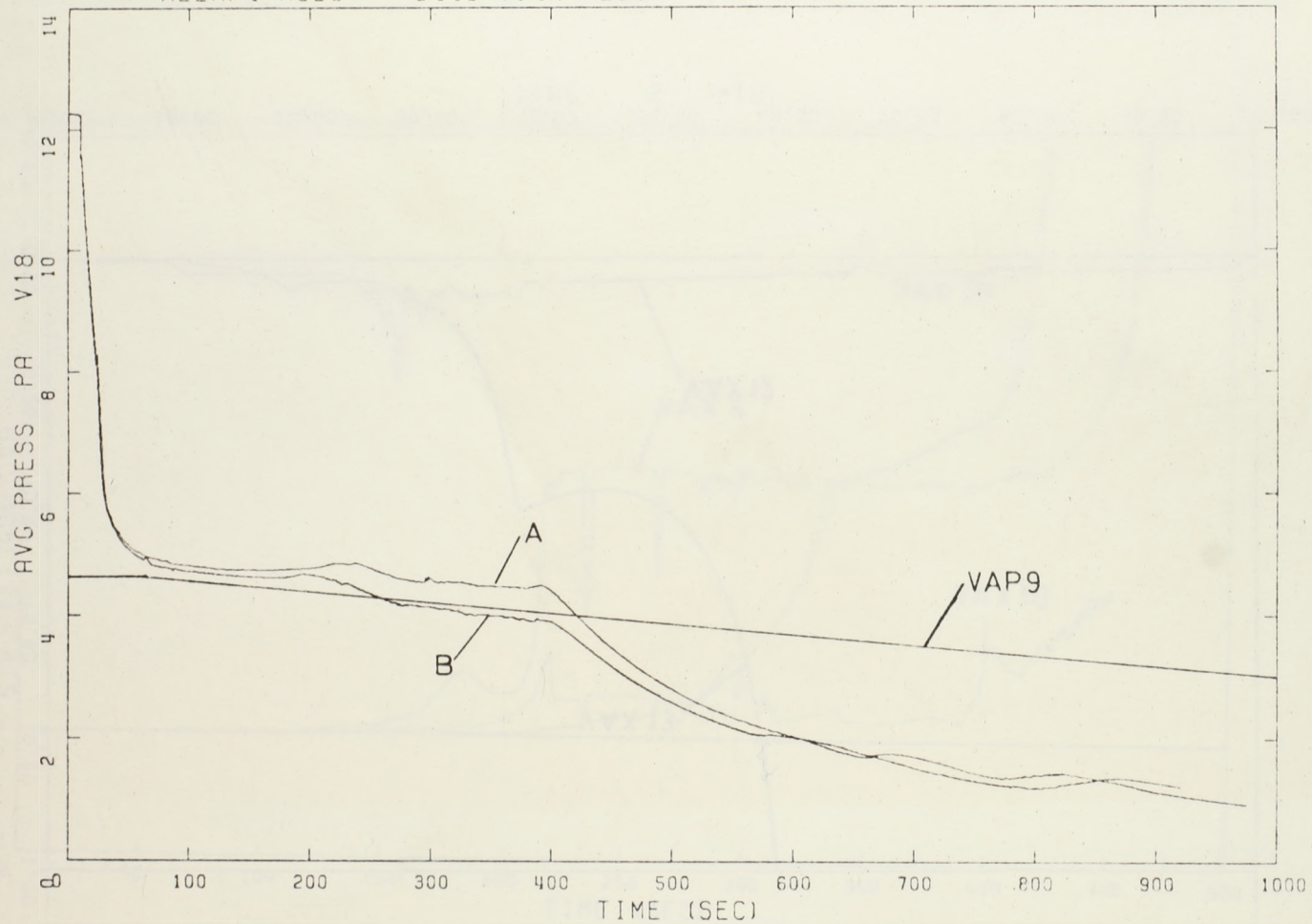
3. 2. 10. ábra

RELAP4-MOD6 S-440 7.4% LOCA
ALP4CT/006 02/23/78 01/28/83

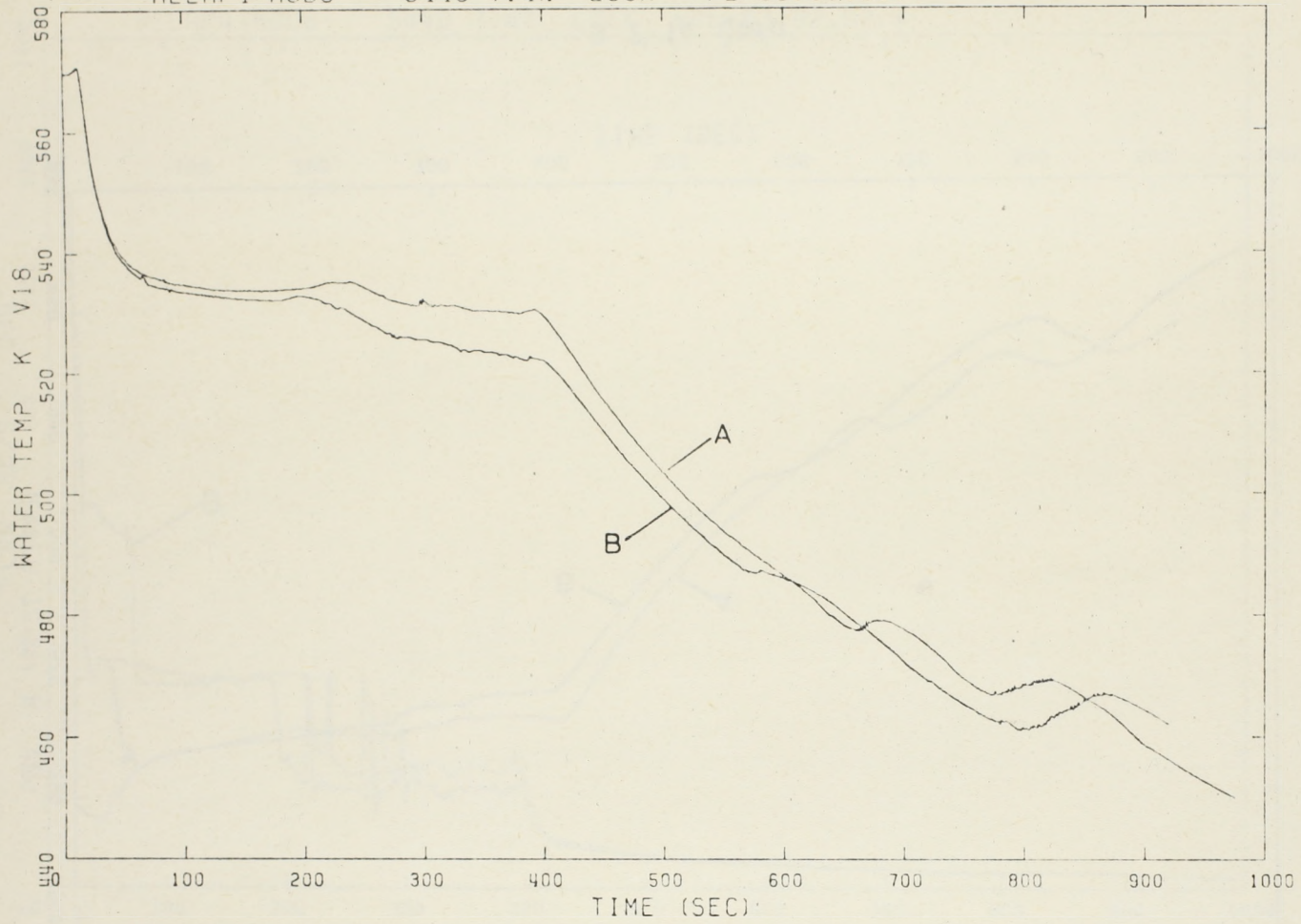
83.11.30.



3.2.11. abra

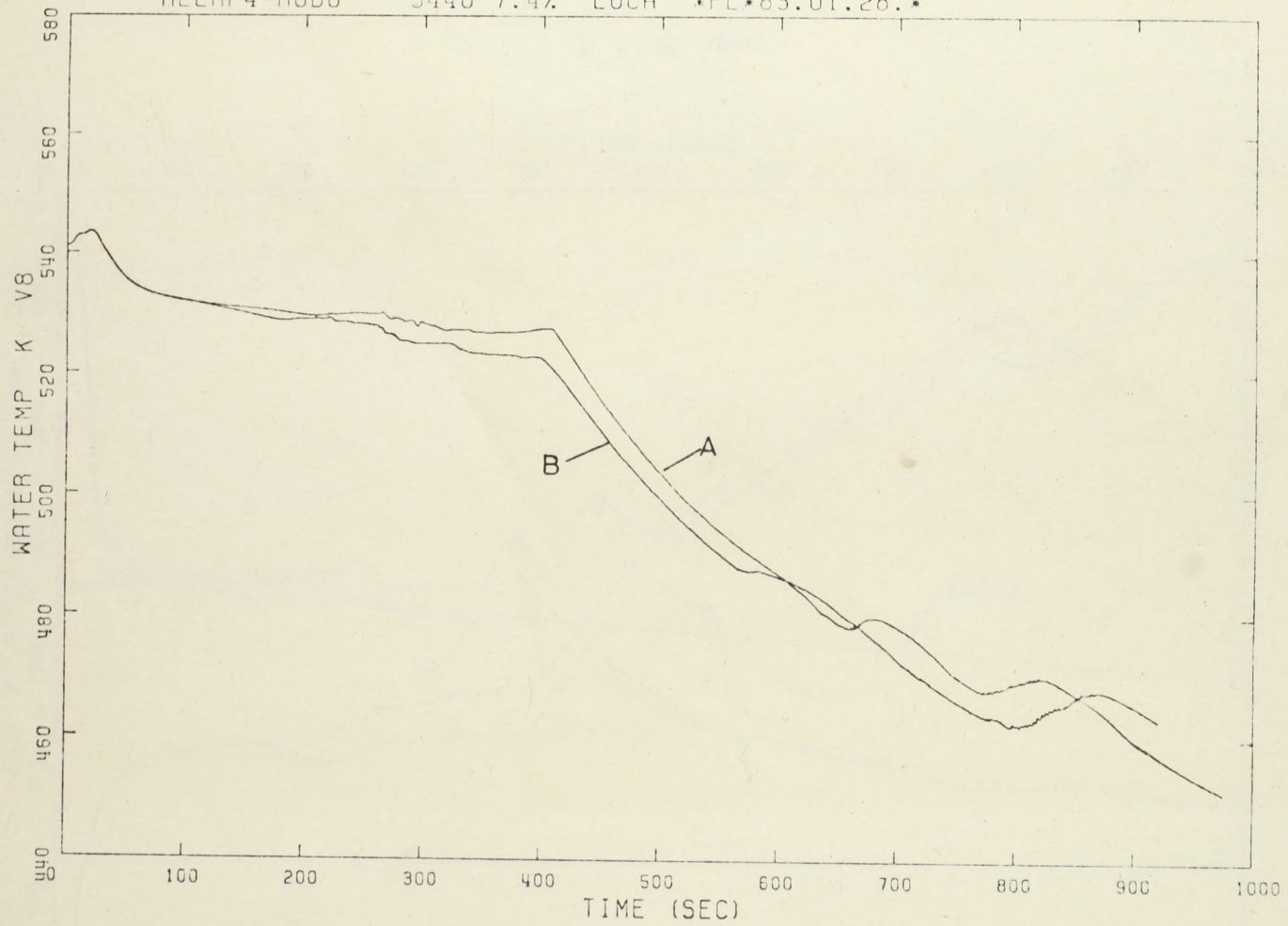


3.2.12. obra



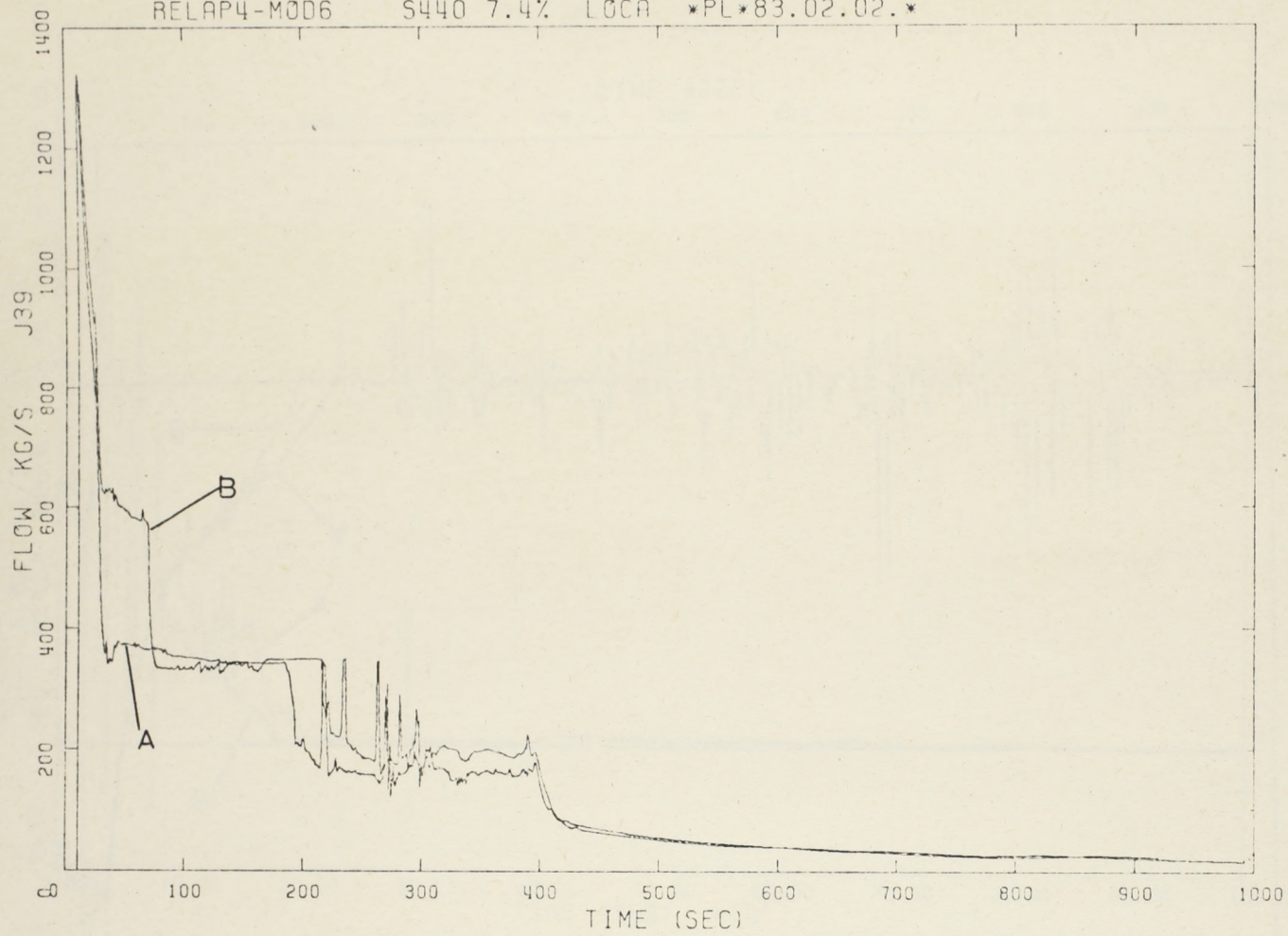
3. 2. 13. obra

RELAP4-MOD6 S440 7.4% LOCA *PL*83.01.28.*

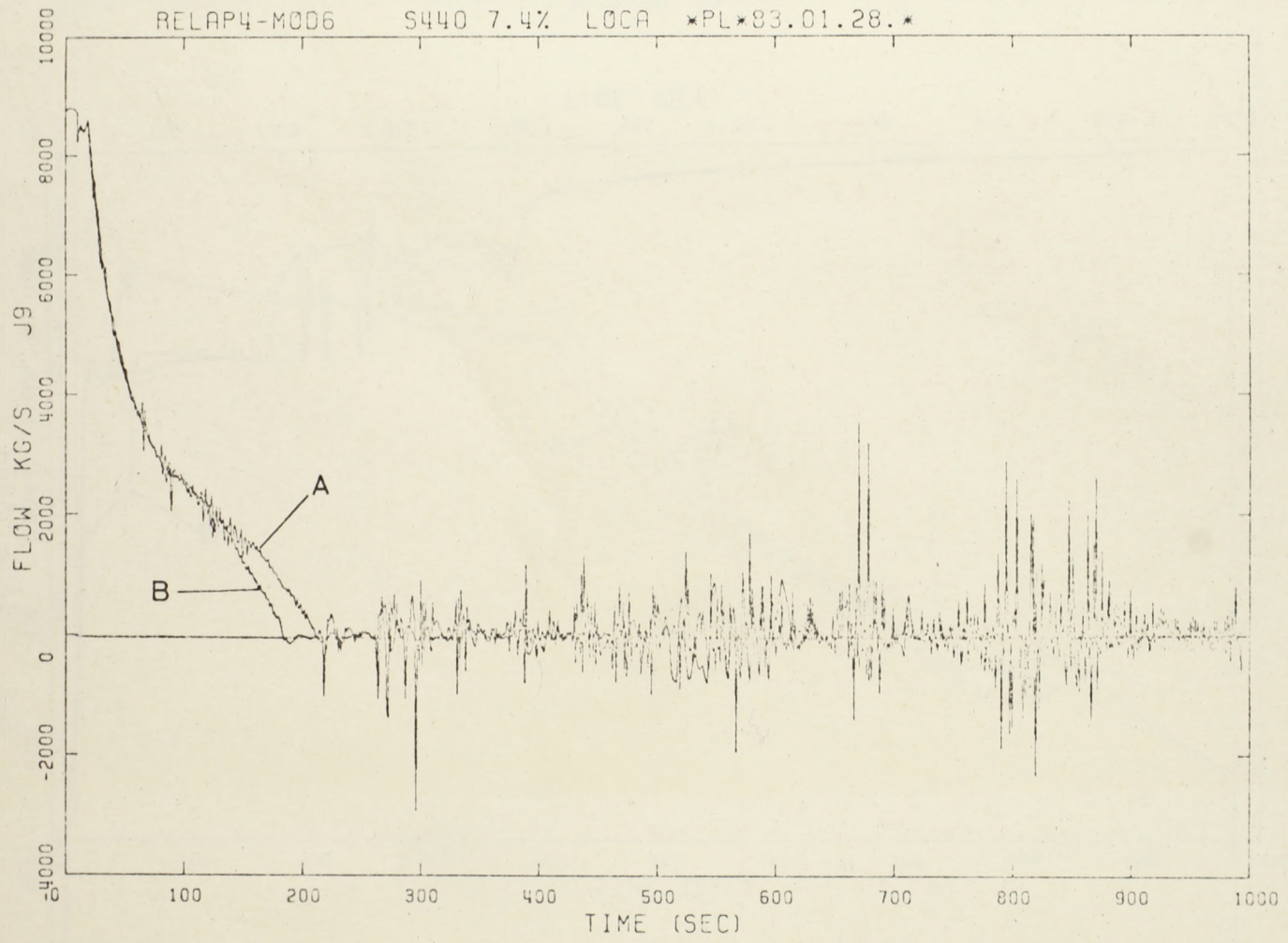


3. 2. 14. obra

RELAP4-MOD6 S440 7.4% LOCA *PL*83.02.02.*



3. 2. 15. ábra



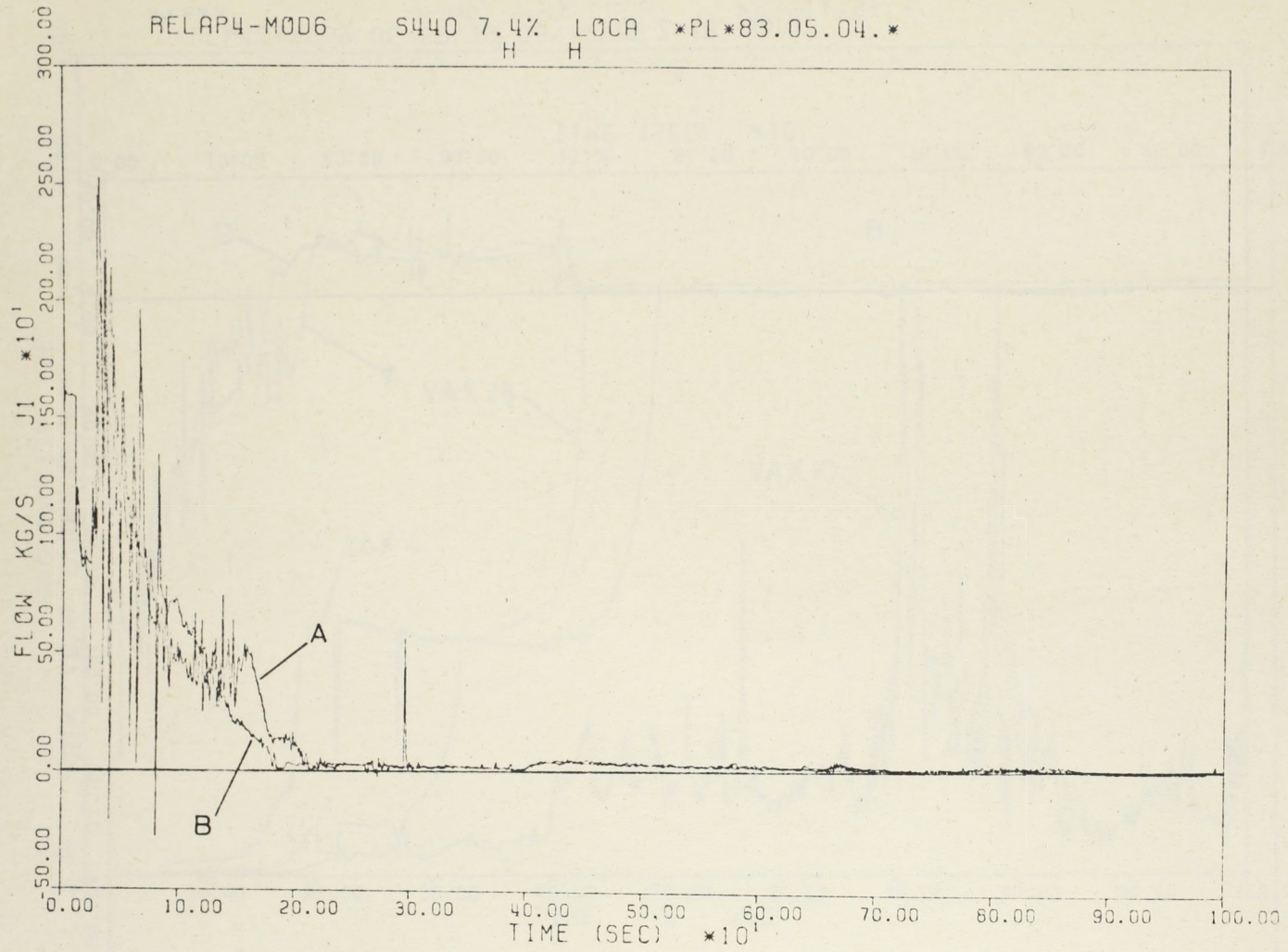
3. 2. 16. ábra

RELAP4-MOD6

S440 7.4%
H

LOCA
H

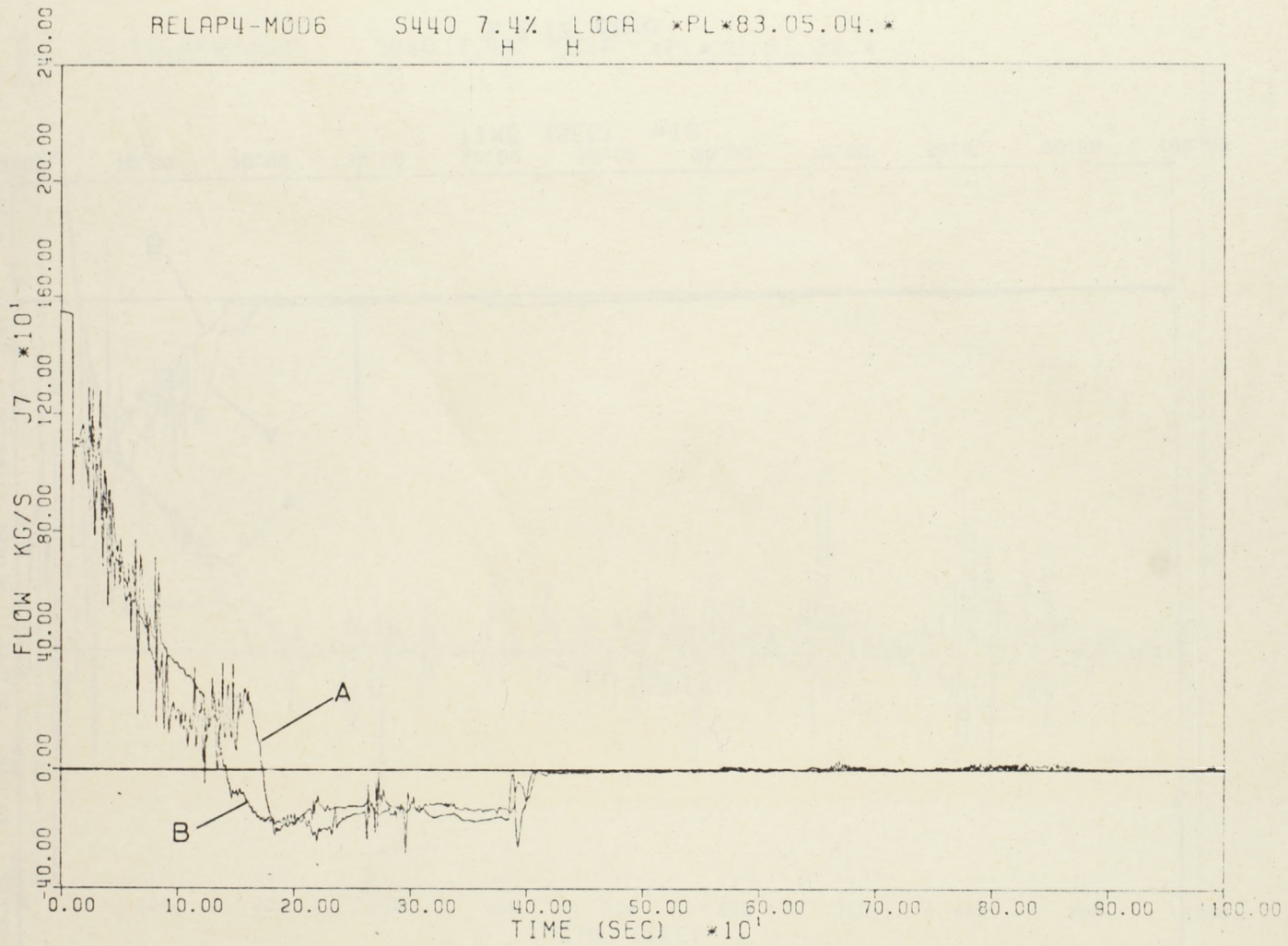
*PL*83.05.04.*



3. 2. 17. ábra

RELAP4-MOD6

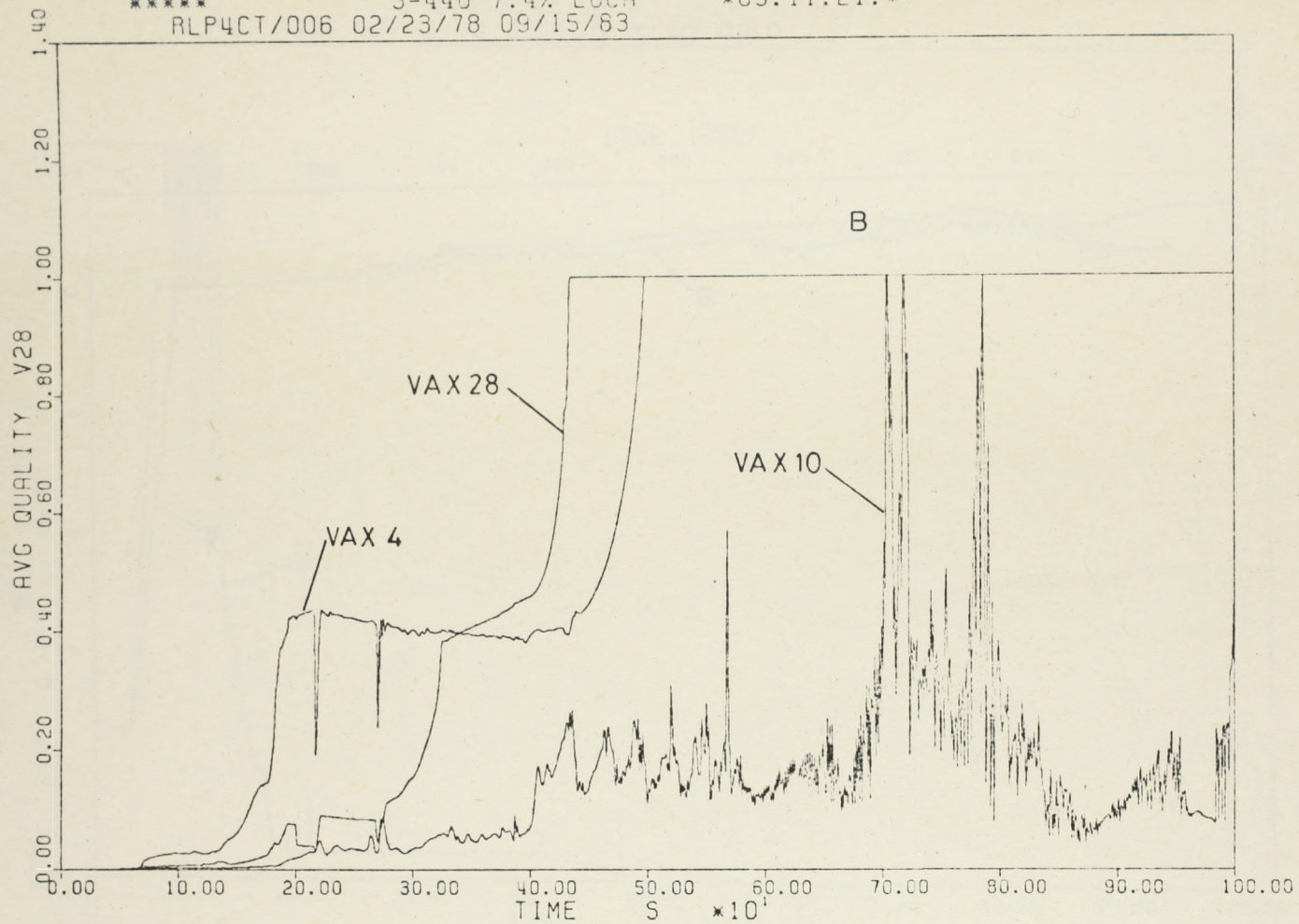
S440 7.4% LOCA *PL*83.05.04.*
H H



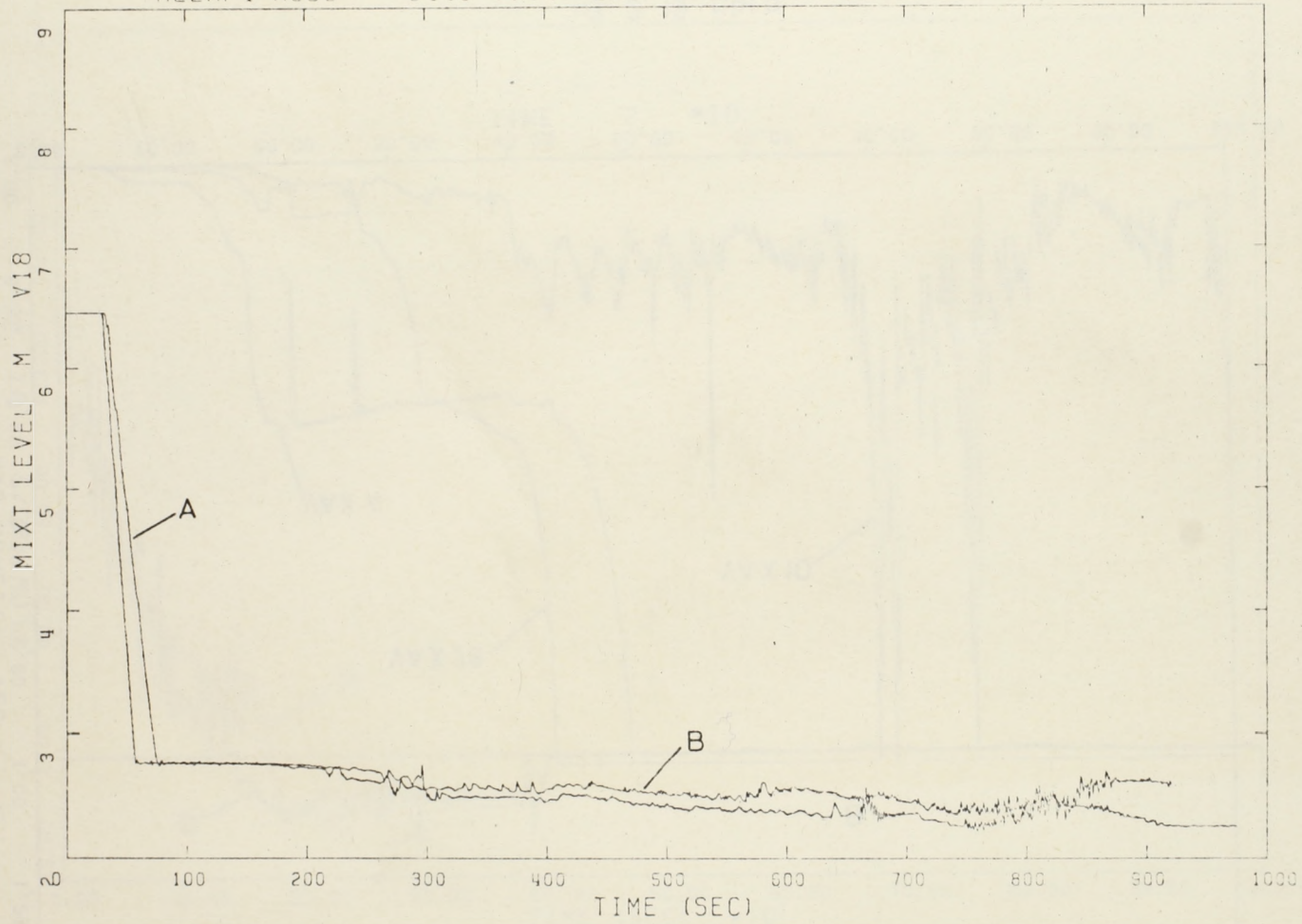
3. 2. 18. ábra

S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 09/15/83

83.11.21.



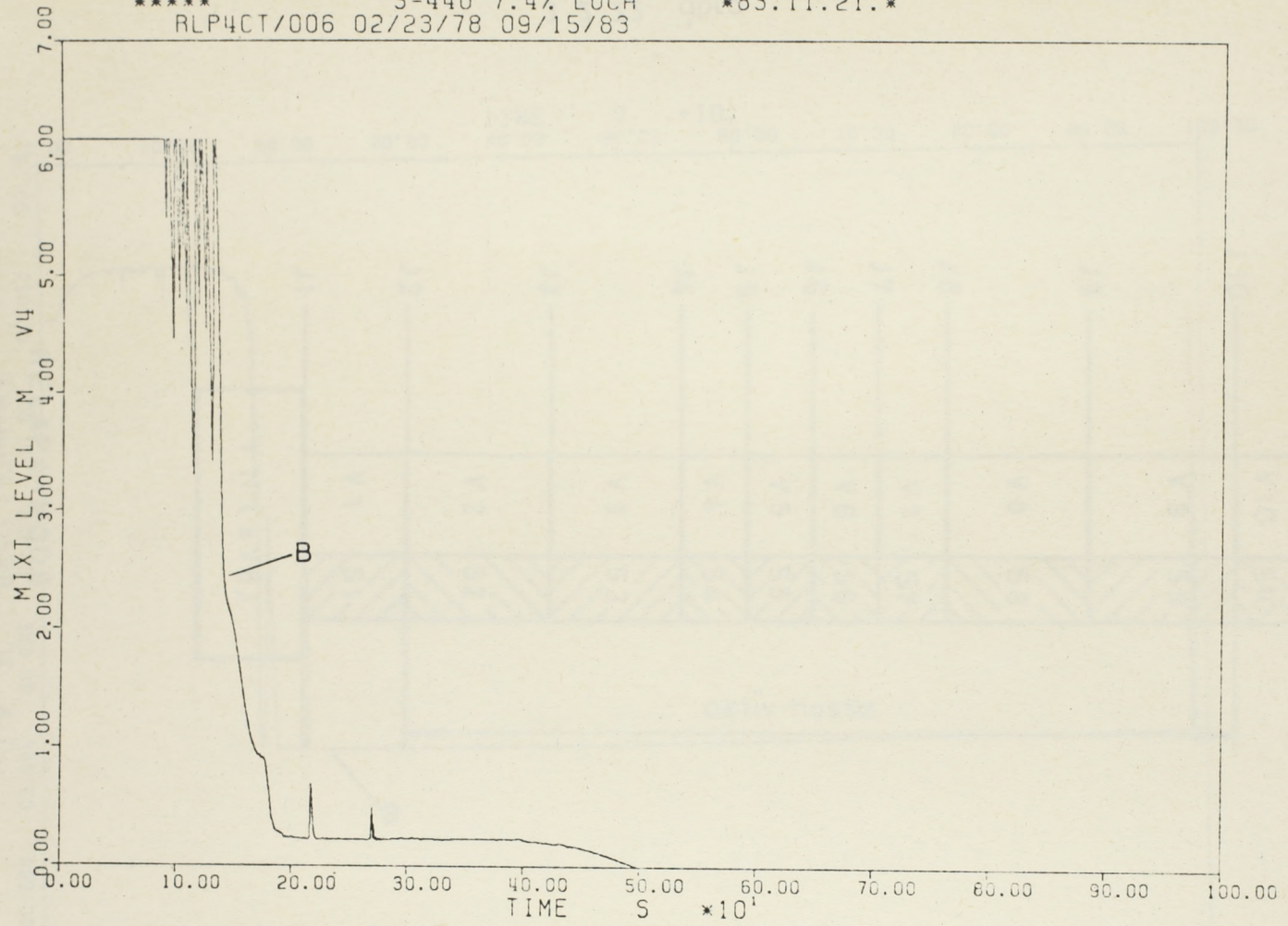
3. 2. 19. ábra



3. 2. 20. abra

S-440 7.4% LOCA
RLP4CT/006 02/23/78 09/15/83

83.11.21.

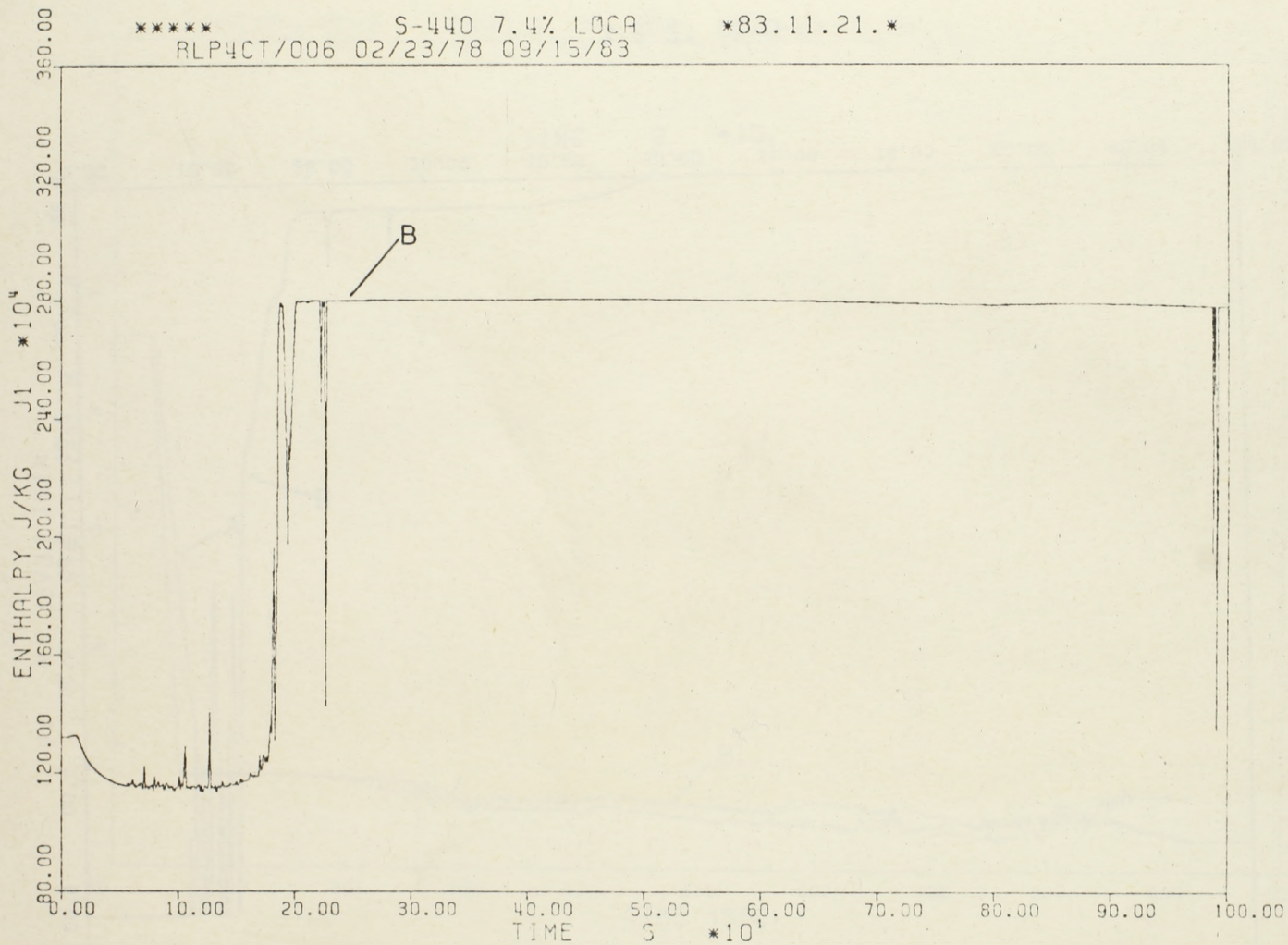


3. 2. 21. ábra

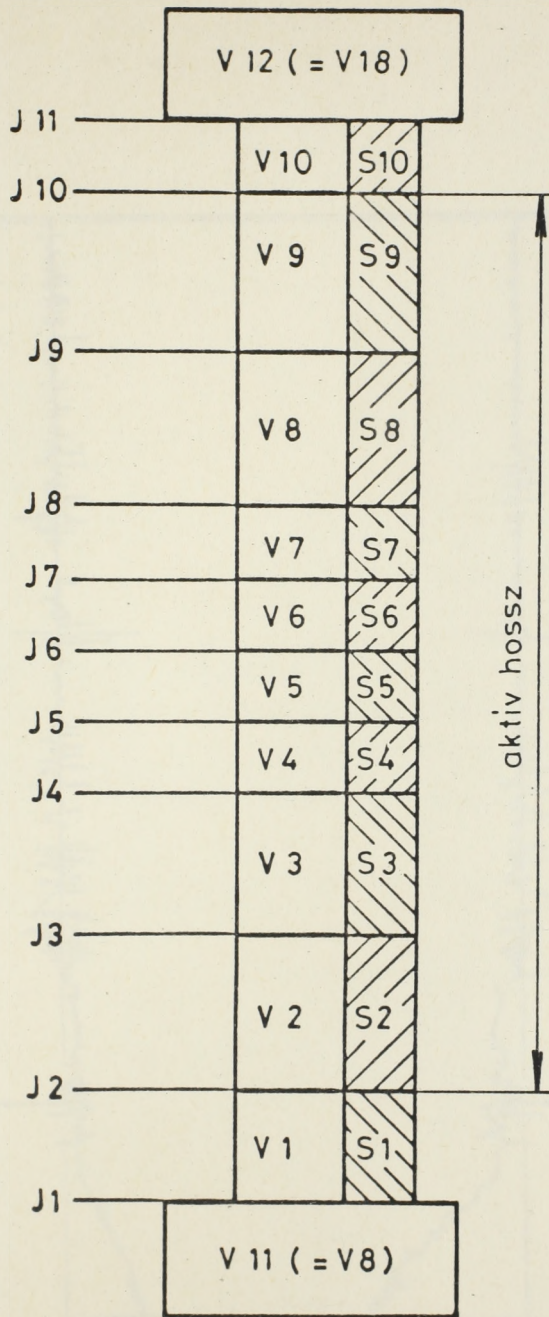
S-440 7.4% LOCA

83.11.21.

RLP4CT/006 02/23/78 09/15/83



3. 2. 22. ábra

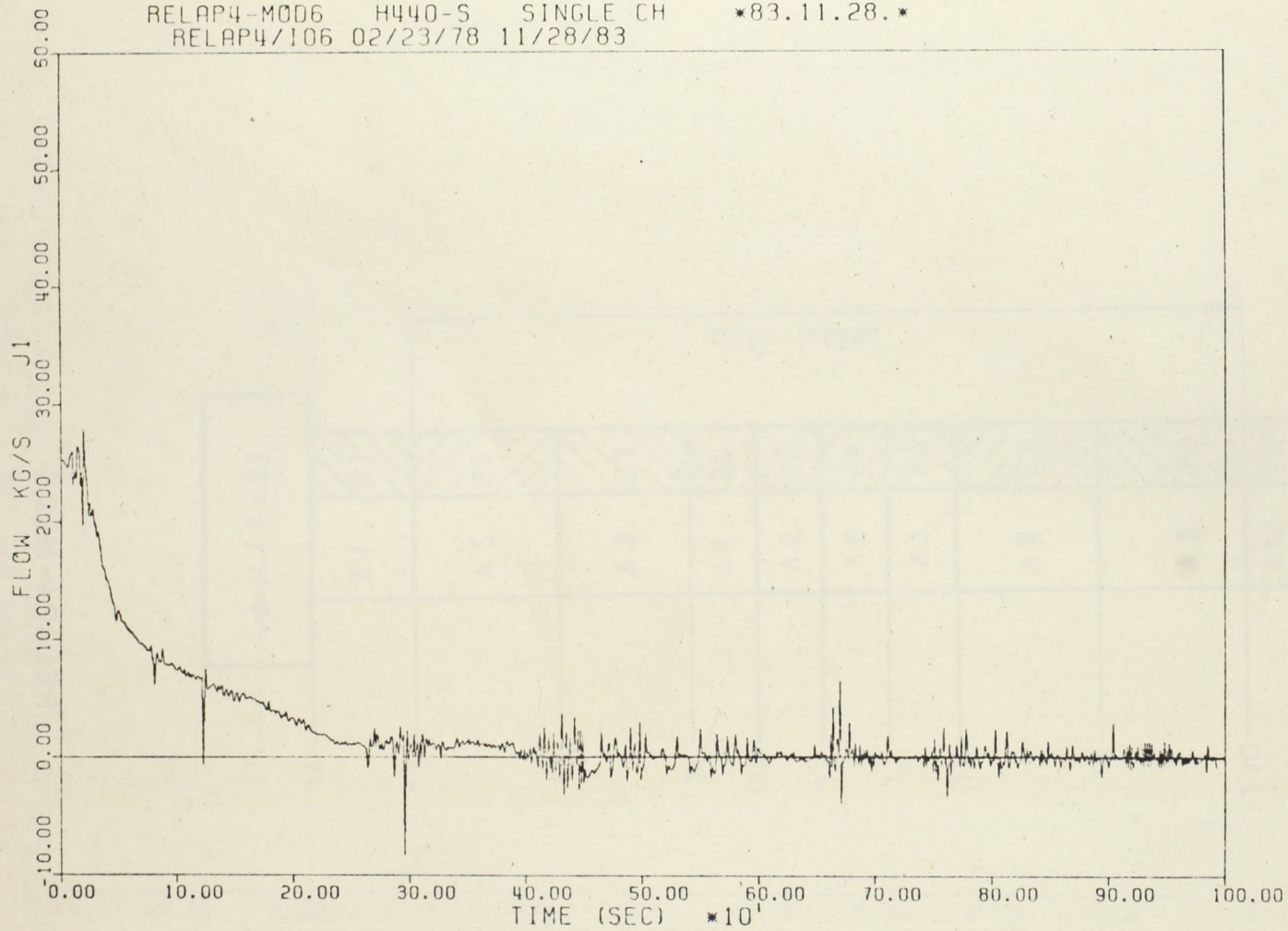


RELAP4-MOD6

3. 3. 1. ábra

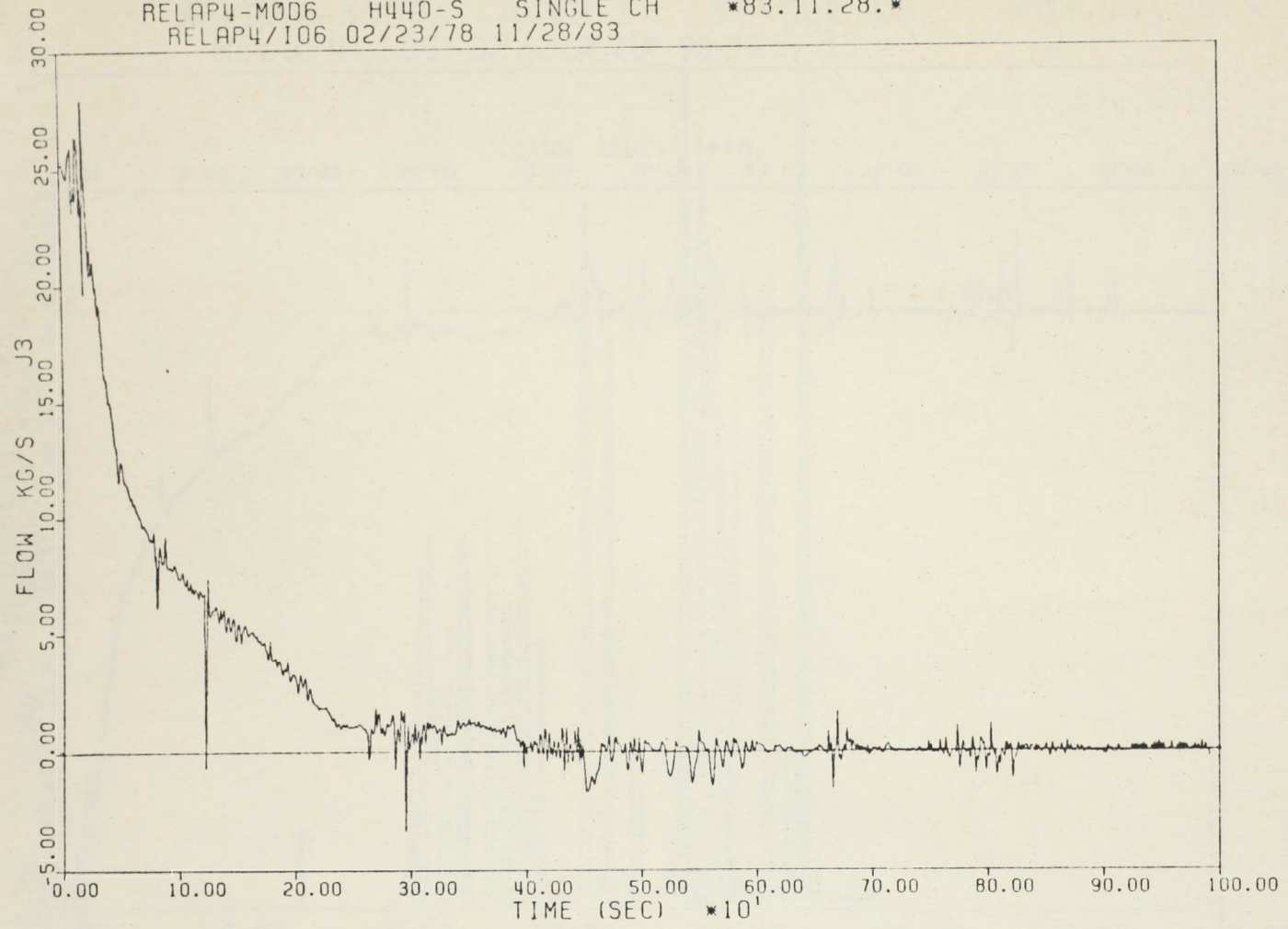
A forró csatorna számítási modellje

RELAP4-M006 H440-S SINGLE CH *83.11.28.*
RELAP4/106 02/23/78 11/28/83



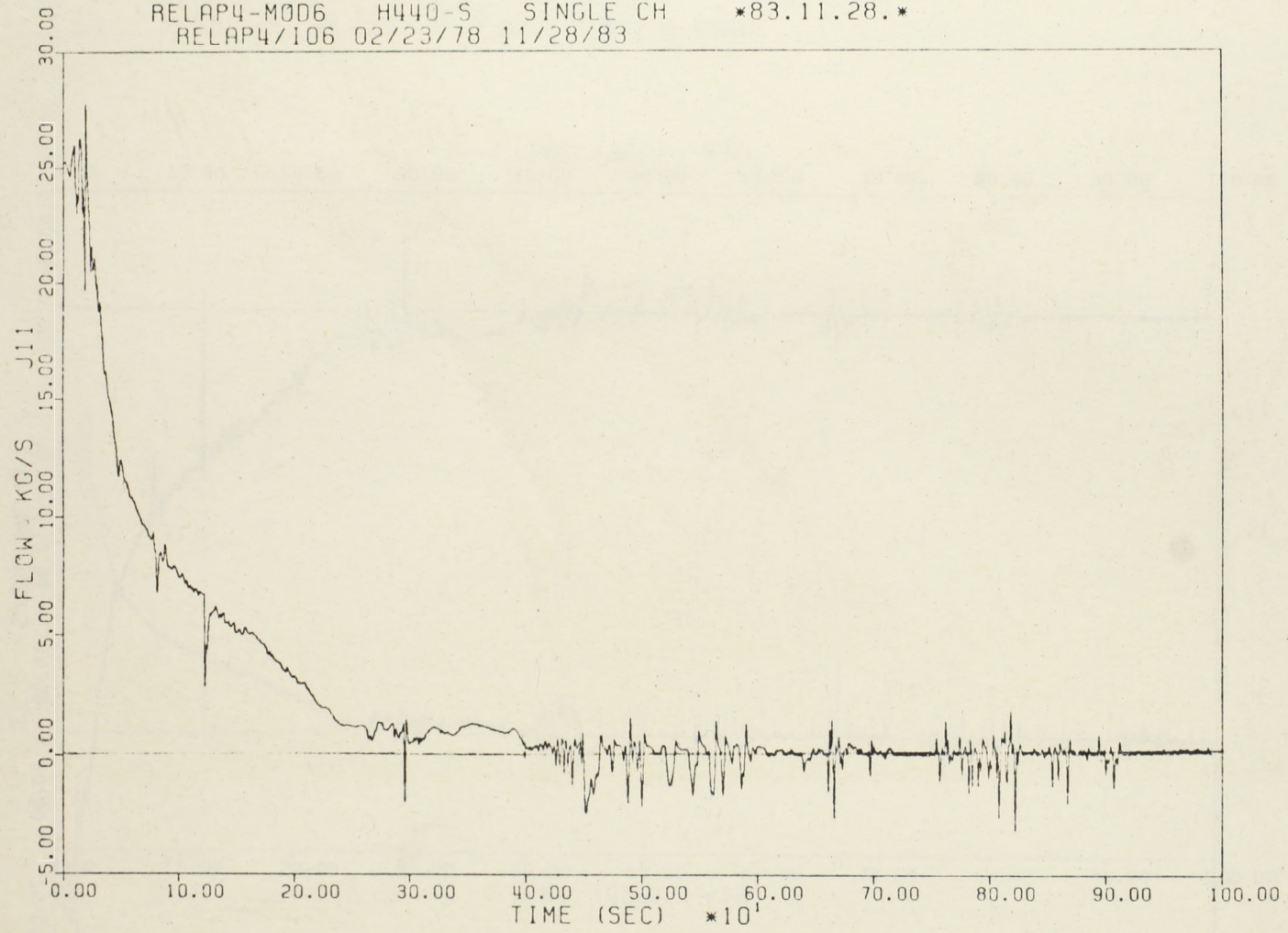
3.3.2. ábra

RELAP4-MOD6 H440-S SINGLE CH *83.11.28.*
RELAP4/I06 02/23/78 11/28/83



3.3.3. ábra

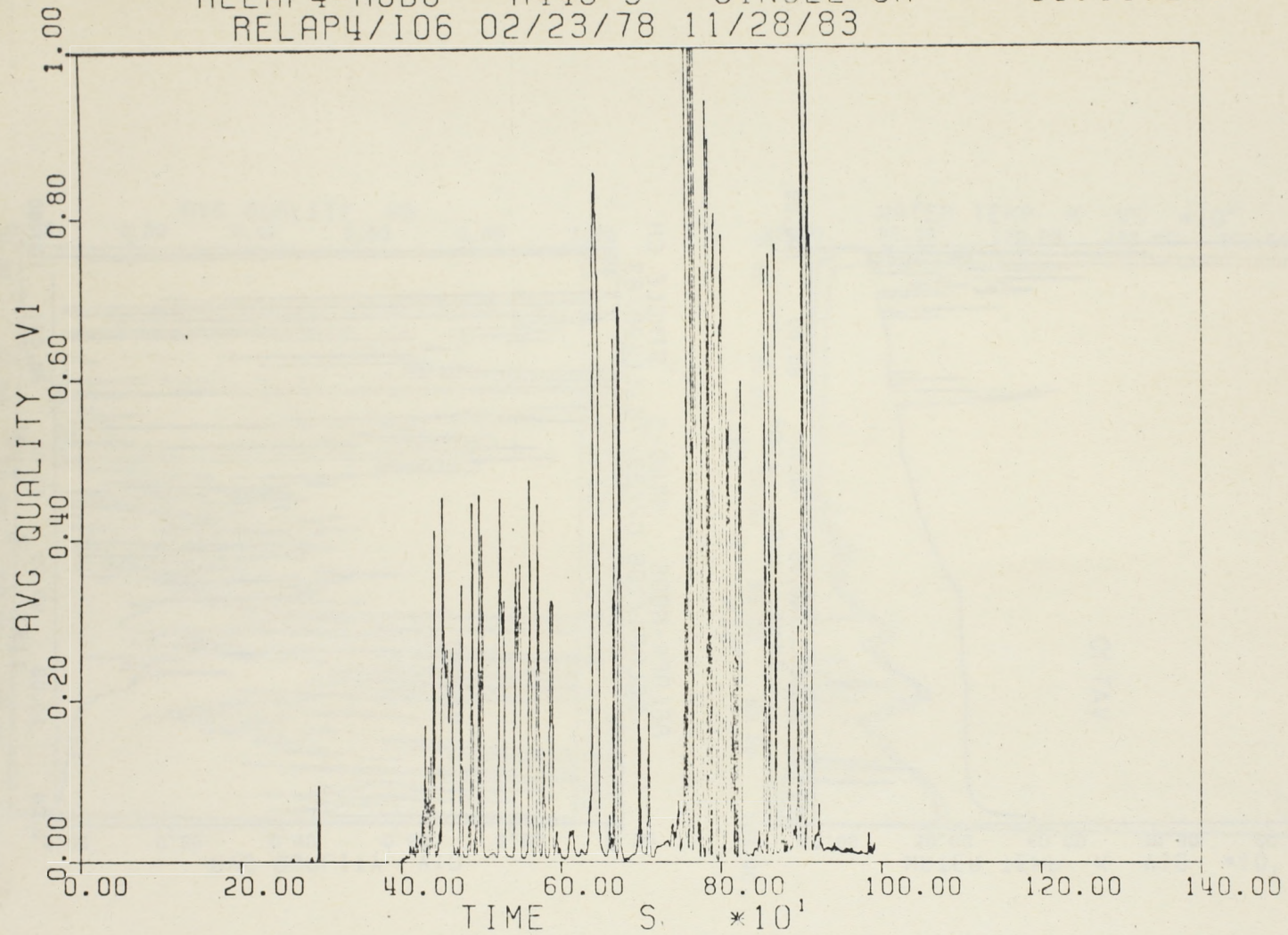
RELAP4-MOD6 H440-S SINGLE CH *83.11.28.*
RELAP4/106 02/23/78 11/28/83



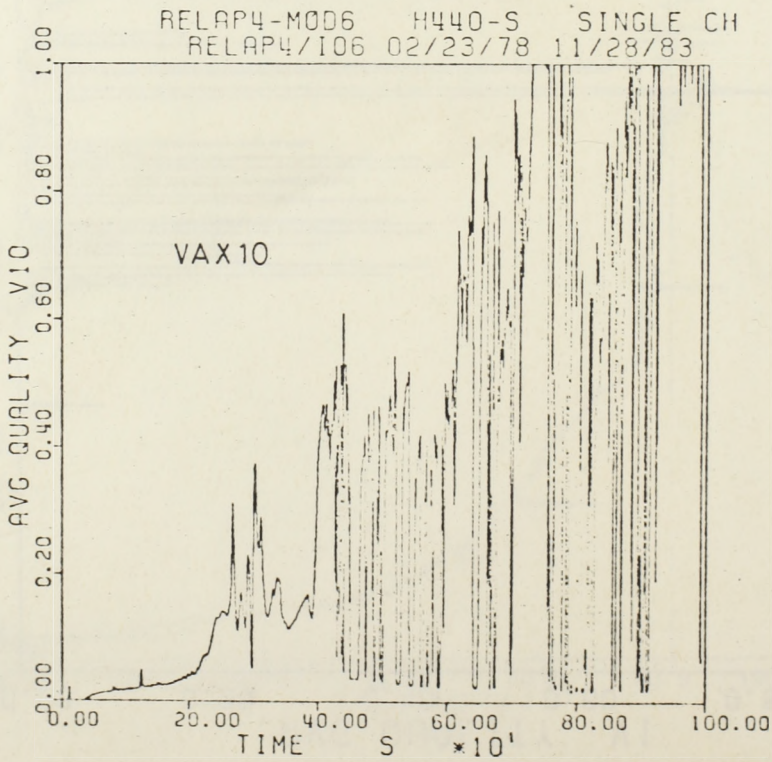
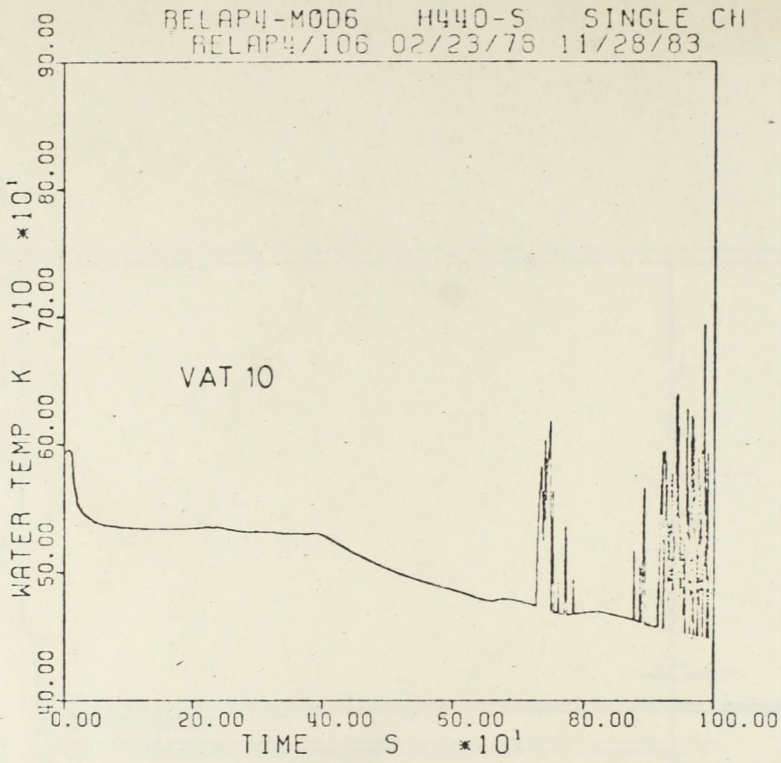
3.3.4. ábra

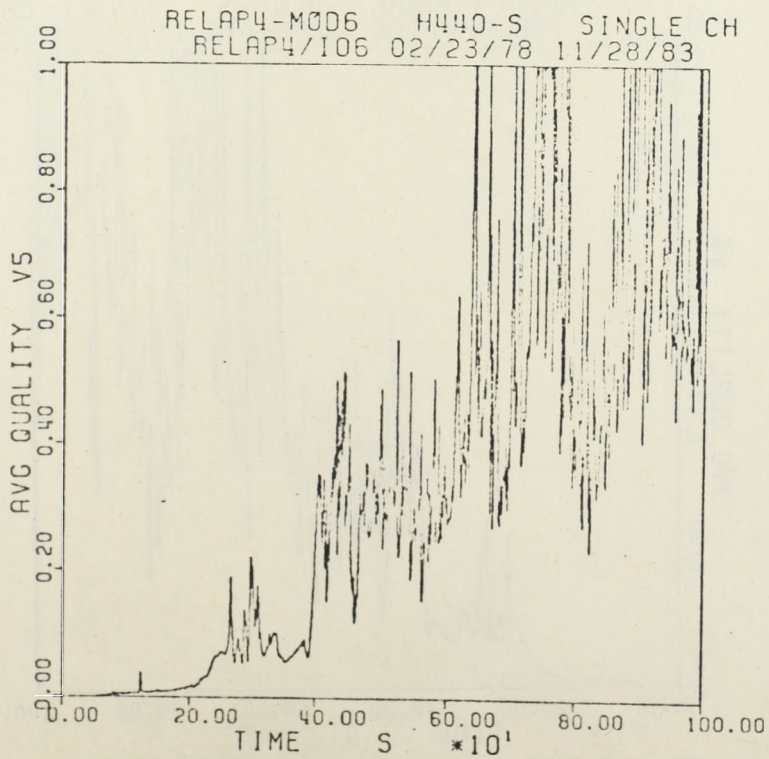
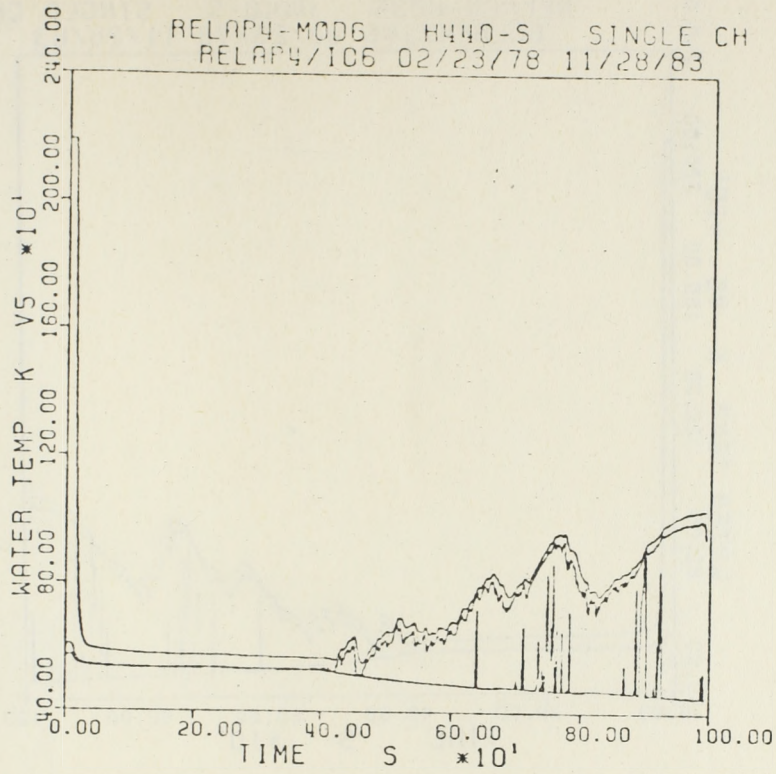
RELAP4-MOD6 H440-S SINGLE CH
RELAP4/I06 02/23/78 11/28/83

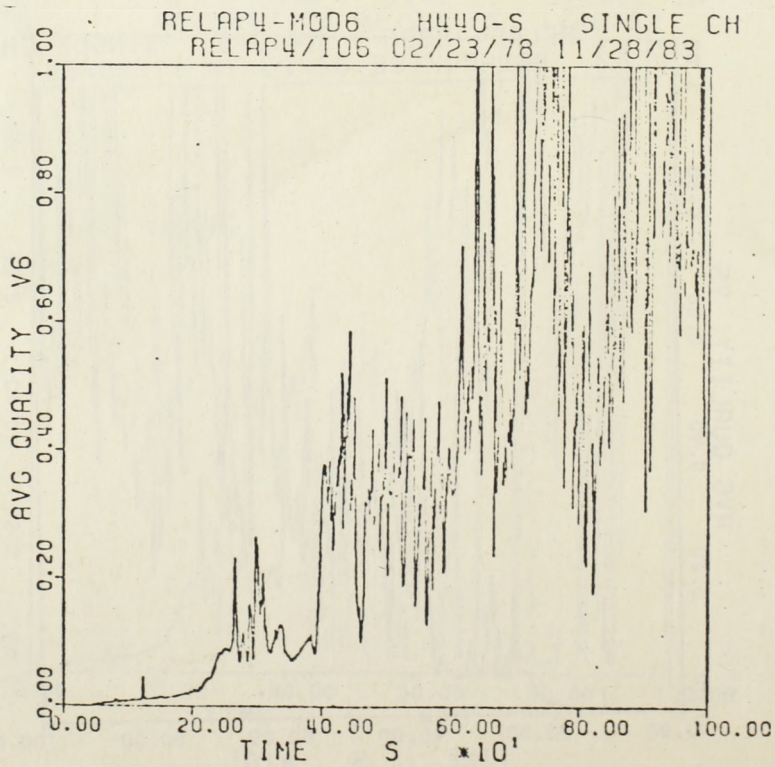
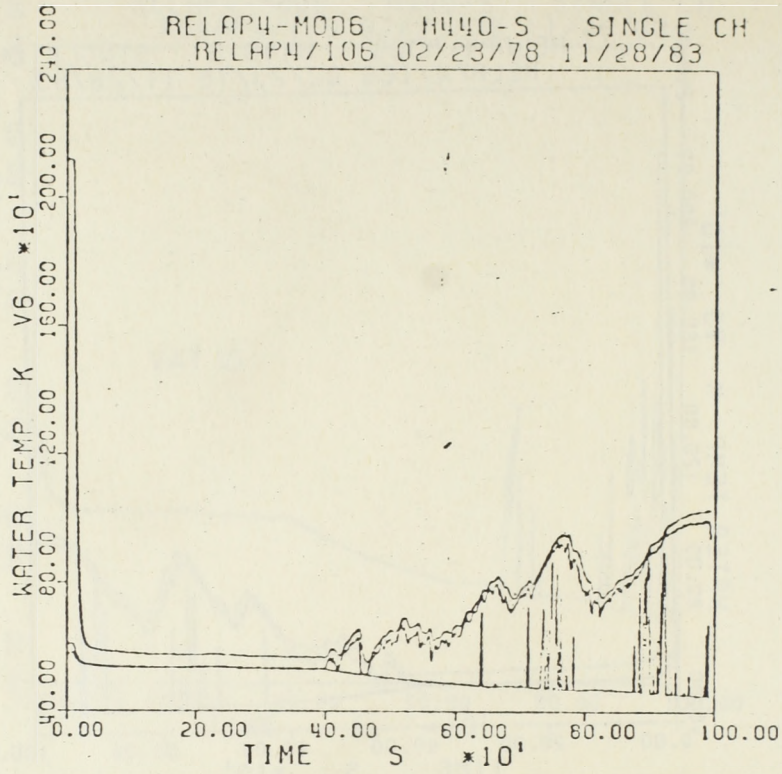
83.11.28.



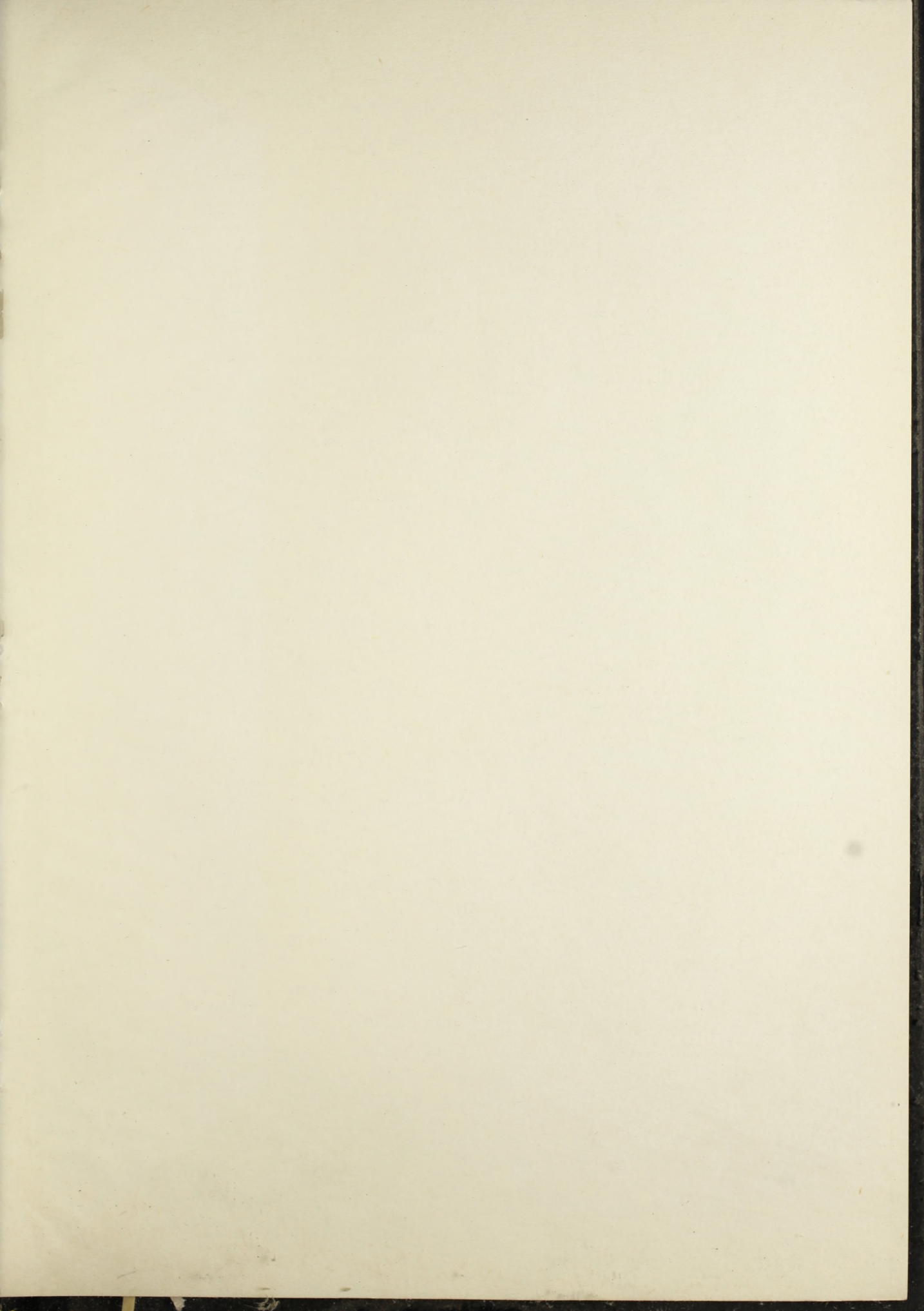
3.3.5. abra







3.3.8. ábra



65284



Kiadja a Központi Fizikai Kutató Intézet
Felelős kiadó: Gyimesi Zoltán
Szakmai lektor: Vigassy József
Példányszám: 55 Törzsszám: 84-61
Készült a KFKI sokszorosító üzemében
Felelős vezető: Nagy Károly
Budapest, 1984. január hó