

CIVASOFTTEL 1985.07.27 TK 155.721

KFKI-1985-13

TÓTH IVÁN
THOMAS BANDURSKI
PERNECZKY LÁSZLÓ
SZABADOS LÁSZLÓ

KISÉRLET-ELŐKÉSZÍTŐ SZÁMÍTÁSOK A
PMK-NVH BERENDEZÉSRE

Hungarian Academy of Sciences

CENTRAL
RESEARCH
INSTITUTE FOR
PHYSICS

BUDAPEST

2017

KISÉRLET-ELŐKÉSZÍTŐ SZÁMÍTÁSOK A
PMK-NVH BERENDEZÉSRE

TÓTH IVÁN, THOMAS BANDURSKI*, PERNECZKY LÁSZLÓ, SZABADOS LÁSZLÓ

Központi Fizikai Kutató Intézet
1525 Budapest 114, Pf.49

*A munka az OKKFT A/11-2. alprogram
2.1.13 feladata teljesítéséről készült
kutatási jelentés.*

* Vendégkutató: NDK-KKAB, Berlin

HU ISSN 0368 5330
ISBN 963 372 344 2



1. Bevezetés

Az OKKFT A/11 program keretében készített kutatási jelentéseink és irodalmi források [1 - 9] egyaránt tanusítják, hogy az integrális típusú kísérletek előkészítése különös gondosságot igényel. Célkitűzése kettős: matematikai modellek, számítógépi kódok felhasználásával a kísérletek során vizsgálandó folyamatok egészének és részleteinek minél pontosabb megismerése, másrészt az ismeretek birtokában a kísérletek részletes megtervezése. A gondos előkészítés szükségessége egyrészt azzal függ össze, hogy a hűtőközeg elvesztésével járó üzemzavari állapot bonyolult tranziens folyamatot eredményez, másrészt a modellhűségre való törekvés miatt a tranziens folyamatba előirt módon - a tranziens idő alatt - be kell avatkozni. Adott időfüggvény szerint biztosítani kell a maradványhő által okozott teljesítmény csökkenést, a szivattyú kifutásnak megfelelő hűtőközeg forgalom csökkenést, a ZÜHR rendszerek megfelelő működését, a szekunder oldali nyomást stb.

Modellberendezések esetében sajátos problémát vet fel a rendszer hőkapacitása, mivel ennek fajlagos értéke szükségszerűen nagyobb, mint az erőműben. Ugyanez érvényes a hővesztésekre is általában, melynek természetes cirkulációs üzemmód esetében különösen nagy a jelentősége.

A szivattyúkifutás ill. forgalomcsökkenés esetében a problémát az okozza, hogy a PMK-NVH berendezésben alkalmazott szivattyú inerciája az FKSZ-eknél kisebb. Ennek megfelelően külön eljárást dolgoztunk ki arra, hogy az eredő zónaforgalom az erőműre azonos esetben számolt értékkel megegyezzen.

A VVER típus esetében különösen a melegági vizzár miatt nagy jelentősége van a természetes cirkulációs üzemmódok tanulmányozásának. Az előkészítő számítások során - ebben a munkában is - sok tapasztalatot szereztünk már, de számos nyitott kérdésre

csak kísérleti úton lehet megnyugtató választ adni. Valószínűsíthető, hogy az eredmények közvetlen átvitele az erőmű hasonló folyamataira nem lesz lehetséges. A kísérletekből azonban elegendő adat nyerhető ahhoz, hogy az eredményeket megbízhatóan transzformálhassuk.

A kutatási programnak megfelelően munkánkat 1984-ben három csőtöréses eset vizsgálatára koncentráltuk: 1%-os hidegági törés, 3,3 %-os törés a nyomástartón /TMI-típus/ és 7,4 %-os hidegági törés. Mindhárom esetet tárgyaltuk már korábbi jelentéseinkben is. Az itt közölt analízis részben ezek kiegészítését jelenti, részben számos ponton módosítás vált szükségessé. Az előkészítő számítások olyan fokozatosan javítható, tökéletesíthető sorozatot jelentenek, melyek a kísérletileg meghatározott kiinduló adatok birtokában tekinthetők véglegesnek. Ezt igazolja az a nemzetközi gyakorlat is, melyet az ún. "Standard Problem" számításoknál követnek. Standard problem típusú számításokra kerül sor a PMK-NVH esetében is a Nemzetközi Atomenergia Ügynökség szervezésében. A kiválasztott tranziens a 7,4 %-os hidegági törés.

2. Az előkészítő számítások speciális kérdései

A PMK berendezésen végrehajtandó kísérletek gondos előkészítése néhány olyan jelenség figyelembevételét is megköveteli, amelyekkel eddigi számításaink során nem foglalkoztunk.

Közismert tény, hogy a dekompresszióval járó üzemzavarok során a rendszer hőkapacitása is befolyással van a folyamat lezajlására. Minthogy egy kicsinyített modell-berendezés fajlagos hőkapacitása mindig nagyobb a modellezett rendszerénél, fontos annak a különbségnek a felmérése, amit ez a két rendszer viselkedésében okoz. A reaktor fűtőelemeiben és a gőzfejlesztő hőátadócsöveiben tárolódott hőmennyiséget eddigi számításainkban is figyelembe vettük, ez most kiegészült a szerkezeti elemek hatásával. A szerkezeti elemek részletes modellezése olyan mértékben lassította volna a RELAP4/mod6 program futását, hogy célszerűnek látszott a modellezendő elemek számát a legszükségesebbre korlátozni. Számításunkban figyelembe vettük a gyűrűkamra, alsó keverőtér, zóna és felső keverőtér szerkezeti elemeit, de elhanyagoltuk a primerköri csővezetékek és a gőzfejlesztő hatását. Az ily módon kiegészített bemenő adatokkal végeztük el az újabb analíziseket, így az 1%-os hidegági törés számítását is. Az eredményeket a 4. fejezetben ismertetjük, ott térünk ki a hőkapacitás hatásának tárgyalására is.

A modell és a modellezett rendszer fajlagos hőveszteségeinek viszonyáról igyanaz mondható el, mint a hőkapacitásokról: a modell esetben jóval nagyobb szerepet játszanak. Bár a PMK berendezés vezetékait és komponenseit 15-20 cm vastagságú hőszigetelés borítja, számításaink azt mutatják, hogy a rendszer hővesztesége /különösen a megfogásokon és műszerkivezetéseken keresztül/ egyáltalán nem lesz elhanyagolható. Ezen előzetes adatok alapján végeztünk paramétervizsgálatot, ahol a hőveszteség mértékének az egyfázisú természetes cirkulációra gyakorolt hatását mértük föl. A számítások eredményeit a 3. fejezetben ismertetjük.

Előrelépés történt a PMK berendezés főkeringető szivattyujának modellezésében is. Eddigi számításainkban az egyszerűség kedvéért feltételeztük, hogy a paksi FKSZ-kal azonos jelleggörbéjű és a modellezési arálynak megfelelő inerciájú szivattyu keringeti a PMK-ban a hűtőközeget. Valójában a helyzet gyökeresen más: az alkalmazásra kerülő HERMETIC gyártmányú szivattyu emelőmagassága lényegesen nagyobb, inerciája pedig jóval kisebb, mint a paksi FKSZ-é. Ezen túlmenően a szivattyu elhelyezkedése a körben is speciális, ui. az erőmű hidegágát modellező vezetékhez képest by-pass ágba helyezkedik el [1].

Tekintettel a HERMETIC szivattyu alacsony inerciájára a FKSZ-ek kifutásának modellezése a következő módon történik:

- A 2.1 ábrán V6-tal jelölt szabályozó szelep zárásával a forgalmat úgy szabályozzuk, hogy az eredő zónaforgalom az erőműre azonos esetben számolt értékkel egyezzen. Eközben a HERMETIC szivattyu változatlanul működésben van.
- Amikor a V6 szelep segítségével a forgalmat eredeti értékének kb. 10 %-ára csökkentettük /ami nagyjából megfelel az FKSZ kifutás utáni természetes cirkulációs forgalomnak/, megkezdődik a szivattyut tartalmazó by-pass ág kizárása a PMK körből. Ez a V6 szelep teljes bezárása és ezzel összhangoltan, a V7 szelep nyitása útján történik.
- A V6 szelep záródásakor /ill. az előtt néhány másodperccel/ a HERMETIC szivattyut leállítjuk, s az néhány másodperc leforgása alatt megáll. Ezután a V8 szelep segítségével a by-pass ágot leválasztjuk a PMK hidegágról.

A V6 és V7 szelepek mozgatását természetesen kellően össze kell hangolni ahhoz, hogy a kényszerkeringetésű üzemmódból zavarmentes legyen az átmenet a természetes cirkulációba. Valószínű, hogy a valóságban kismértékű áramlás-ingadozással kell majd számolni az átmenet során. E folyamat beállítására

az üzembe helyezési mérések során kerül sor, de azok előkészítése céljából számításokat is végzünk.

A 2.1 ábra egyben az eddigi számításaink során alkalmazott RELAP-sémát mutatja. Ez részint a szelepek alkalmazásában különbözik a megszokottól /ld. 4.1 ábra/, másrészt abban, hogy a hidegági vizzár térfogata a 4. ill. 6-os kontrolltérfogatokban jelenik meg, míg az 5-ös a szivattyu by-pass ág térfogatát modellezi. /Megjegyezzük, hogy a by-pass ág korrektebb modellezéséhez tulajdonképpen legalább 2 kontrolltérfogatra volna szükség, de jelenleg, amikor a szivattyukifutás problémáinak vizsgálata a célunk, megelégedtünk egyetlen térfogattal./

Első számításainkat az ismertetett metodikával még a paksi FKSZ-ek jelleggörbéivel végeztük, a 7,4 %-os hidegági törés esetére. Az erőművi számításban kapott zónaforgalomból meghatároztuk a PMK-ban a szivattyu által keringetendő mennyiséget, és külön számítás segítségével állítottuk elő a V6 szelep különböző állásához tartozó forgalomértékeket. E két eredményből levezethető az adott PMK-tranziensre a V6 szelep mozgatásának időbeli függvénye. Az ily módon kapott eredményt mutatja a 2.2 ábra, amely összehasonlításként az erőművi és a korábbi PMK-beli forgalomváltozást is tartalmazza. Látható, hogy a fenti módszerrel készült új számítás jobban közelíti az erőművi folyamatot: a 30 % forgalom alatti eltérés annak a következménye, hogy akkora fojtásnál a szükséges szelephelyzet csak igen nagy hibával állítható be.

A számítását megismételtük a HERMETIC szivattyu jellemzőivel, ugyanazt a szelepszárási karakterisztikát alkalmazva, mint előbb. Az eredmény ugyancsak a 2.2 ábrán látható, az egyezés igen rossz. Ennek az az oka, hogy a HERMETIC szivattyu emelőmagassága 15 bar, s ezért a bypass vezetékben jelentős ellenállást kell beépíteni, ui. a primerköri ellenállás kb. 4 bar. A szelepkeresztmetszet időbeli változásának forgalomcsökkentő hatása ehhez a nagy ellenálláshoz képest jóval kisebb, mint a paksi szivattyuk esetében. Feladatunknak tekintjük a HERMETIC szivattyus kifutás-modellezés megfelelő módon történő végrehajtását.

3. Természetes cirkulációs üzemállapot

A VVER reaktorral működő atomerőművek primerkörében létrejövő kis töréses üzemzavari állapotokban, amelyek kutatását tervezük a PMK berendezésen, a hűtőközeg mozgása a hőfelvétel és hőleadás helyei között a főkeringető szivattyu kifutása után a természetes cirkuláció mechanizmusa által marad fenn. Tekintettel arra, hogy az FKSZ kifutása az egész folyamathoz képest rövid ideig tart, a természetes cirkuláció szerepe igen fontos az aktív zóna biztonságos hűtésének biztosításában, ill. a fűtőelemek sértetlenségének megóvásában.

A természetes cirkuláció két típusát különböztetjük meg attól függően, hogy a hűtőközeg egy-, vagy kétfázisú. Egyfázisú cirkuláció közvetlenül a FKSZ kifutását követő időszakban áll be, kétfázisú cirkuláció pedig a hűtőközeg felforrása után jön létre. A kétfázisú hűtőközeg szeparálódása primerköri szint kialakulásához vezet. Ekkor, amint az a függőleges elrendezésű gőzfejlesztőkkel felszerelt erőművekre kimutatható volt [8 9], a kétfázisú természetes cirkuláció egy alfaja jöhet létre, az ún. ellenáramú kondenzáció /"reflux condenser mode"/. Ennek lényege, hogy a gőzfejlesztő felszálló ágában kondenzálódott hűtőközeg a melegágon keresztül, a gőzzel ellenáramban áramolva csurog vissza a reaktortartályba. Kérdéses, hogy ez az üzemmód a VVER típusú erőművek vízszintes elrendezésű gőzfejlesztőiben fellép-e vagy sem.

Az egyfázisú cirkuláció a hűtőközeg felmelegedése és lehülése során létrejövő sűrűségkülönbség miatti felhajtóerők valamint a surlódási erők egyensúlyán alapul. Ebben az esetben a hűtőközeg sűrűségének és más hőfizikai jellemzőinek változását a surlódási ellenállás számításakor el lehet hanyagolni. Ily módon a surlódási ellenállás gyakorlatilag független a hőfizikai paraméterek primerkörön belüli eloszlásától. Ebből következik, hogy ugyanazon felhajtóerőeloszlás esetén az egyensúlyt biztosító surlódási erő a kör bármely pontján elhelyezhető.

Ugyanakkor a PMK berendezésen vizsgálandó hűtőközegelveztetési folyamatok szempontjából a hidraulikai ellenállások primerkörü eloszlásának ismerete mégis fontos szerepet játszik, mert háttással van a törés helyéhez áramló hűtőközeg sebességére és áramlásának irányára.

Kétfázisú természetes cirkuláció esetén a sűrűségváltozás sokkal erősebb, mivel a kétfázisú keverék sűrűsége az elgőzölgés, kondenzáció, felmelegedés, lehülés, magasságkülönbségből fakadó nyomáskülönbség és a surlódás miatti nyomásesés következtében is változik. A víz és gőz hőfizikai tulajdonságai közötti jelentős eltérésekből következik, hogy a surlódási erők függenek a fázisok primerkörü eloszlásától. És így a felhajtóerők és a surlódási erők a gőztartalom változásán keresztül hatnak kölcsön egymással, valamint jelentőssé válik a surlódási erők körön belüli eloszlása, elsősorban az idomellenállások miatt.

3.1 Egyfázisú természetes cirkulációs vizsgálatok

Egyfázisú stacioner természetes cirkulációt a következőképpen lehet számítani. Egy zárt körre igaz a következő - a kör részei szerinti - összegzés:

$$\sum \Delta p = \sum \left(\Delta p_{\text{fric}} + \int \rho g dh \right) = 0 \quad |11|$$

A surlódási ellenállás falmenti és helyi surlódásból tevődik össze:

$$\Delta p_{\text{fric}} = \Delta p_{w.\text{fric}} + \Delta p_{f.l.} \quad |12|$$

ahol $\Delta p_{w.\text{fric}} = \lambda \frac{l}{d} \rho \frac{w^2}{2}$ és $\lambda = f(Re)$

$$\Delta p_{f.l.} = \sum_{f.l.} \rho \frac{w^2}{2}$$

A sebességet a következő alakban írhatjuk fel: $w = \frac{G}{\rho F}$

Ha elhanyagoljuk az egyfázisú hűtőközeg sűrűségének változását a surlódás közben, akkor /1/-ből következik, hogy a felhajtóerő és a surlódási erő csak közvetve, a nyomáson keresztül függ egymástól.

A hőteljesítmény, az aktív zónán való felmelegedés és a zónán átáramló mennyiség között az alábbi kapcsolat áll fenn:

$$Q = C_p \cdot \Delta T \cdot G \quad /3/$$

Az /1/, /3/ egyenleteket együtt kell megoldani, mivel csak így kaphatjuk meg a zónán átáramló mennyiséget és a felmelegedést egy adott teljesítményszint esetén.

Ha a RELAP4 programmal számolunk, akkor input adatként a hőteljesítmény és az áramló mennyiség mellett meg kell adni a hőmérséklet és a nyomás eloszlását a körben, mivel a program nem számolja ki a kezdeti stacioner állapotot. Megadott Δp és G segítségével meg lehet határozni az ellenállási tényezőket. A falsurlódási tényezőket a program kiszámolja, a helyi surlódási tényezőket pedig vagy meg lehet adni, vagy ki lehet számolni, mivel a RELAP4 meghatározza a hiányzó surlódási ellenállásnak megfelelő tényezőt $|\xi_{res}|$. Akkor a /2/ összefüggésbe egy új tag kerül be:

$$\Delta p_{fric} = \Delta p_{w, fric} + \Delta p_{f.l.} + \Delta p_{res} \quad /4/$$

ahol

$$\Delta p_{res} = \xi_{res} \rho \frac{w^2}{2}$$

Ez a tényező ξ_{res} tartalmazza a meghatározatlan falmenti és helyi surlódási ellenállásokat egyaránt. Először érdekes lehet meghatározni a PMK természetes cirkuláció elméleti paramétereit a tervrajzok alapján, vagyis $\xi_{res} = 0$ esetre. Egy saját fejlesztésű programmal előzetesen az /1/, /3/ összefüggések alapján megállapítottuk, hogy a nominális teljesítmény 4,5 %-nál $\Delta T = 15,3$ K zónafelmelegedés és 0,39 kg/s áramló mennyiség mellett jön létre stacioner egyfázisú áramlás, amikor a megfelelő helyi ellenállásokat [7] alapján számítottuk ki.

Ugyanezekkel a helyi ellenállásokkal, $\sum_{res} \sim 0$ feltétel mellett, a RELAP4-el való számítások stacioner állapotban a felmelegedésre $\Delta T = 16,2 \text{ K}$, az átömlő mennyiségre pedig $0,37 \text{ kg/sec}$ értékeket adtak. A két számításban különbözőképpen adtuk meg a hőfizikai tulajdonságok függvényeit, emiatt kaphattunk kissé eltérő értékeket stacioner állapotban /lásd 3.1.1 táblázat/.

PMKTC kód			RELAP4/mod6 kód
$Q^{TC} = 4,5 \% \cdot Q^{nom}$			$Q^{TC} = 4,5 \% \cdot Q^{nom}$
$G^{TC} = 0,39 \text{ kg/s}$			$G^{TC} = 0,37 \text{ kg/s}$
$\Delta T = 15,24 \text{ K}$			$\Delta T = 16,2 \text{ K}$
No. Jun/Vol	Idelchik	p /MPa/	P /MPa/
1	1,2571	12,254	12,254
2	1,148	12,252	12,252
3	1,154	12,247	12,247
4	1,654	12,258	12,259
5	0,843	12,277	12,278
6	1,082	12,271	12,272
7	10,398	12,282	12,282
8	1,471	12,300	12,301
9	8,3855	12,286	12,287
10	0,92423	12,256	12,256

3.1.1 táblázat

Mint azt számításaink mutatták, a surlódási tényezők meghatározására használt elméleti összefüggések, a helyi surlódás esetében éppugy, mint a falsurlódásnál, a valósnál kisebb értékeket adnak. Valószínűleg ez az oka annak, hogy ilyen értéket kaptunk a zónán való felmelegedésre. Másfelől valóban várható volt, hogy a PMK-n kisebb surlódási ellenállást fogunk kapni, mint az erőműben, mivel a térfogati arányok megtartása végett egyes csőszakaszokat le kellett rövidíteni, és ez a hűtőközeg sebességének csökkenéséhez vezetett a PMK-ban nominális üzemmód esetén,

ami kiegészítő hidraulikai ellenállások beépítését teszi szükségessé.

Ha elfogadjuk, hogy az utóbbiakban a helyi ellenállások dominálnak /és így ξ_{res} a sebességtől független/, akkor a PMK kiegészítő ellenállásait adott üzemmódban meghatározva, azokat más üzemmód esetén is felhasználhatjuk. Az erőműben a nyomás eloszlást legpontosabban nominális üzemmódban mérték ki. Ezért a RELAP4 által az erőműre névleges paraméterekkel számított nyomáseloszlást [4] fogadtuk el kiindulási alapnak, azaz ezt irtuk be a PMK nominális számítás inputjába, míg a $\xi_{f.l}$ tényezőket nullának adtuk meg. Így a program által számított ξ_{res} értékek a megadott nyomáseloszlás létrehozásához szükséges teljes ellenállástényezőt tartalmazzák, a falsurlódási összetevő kivételével. Ezeket az értékeket tüntettük fel a 3.1.2 táblázatban.

No.	Jun/Vol	p^{Paks} nom. /MPa/	PMK _{nom} ξ_{res}	p^{PMK} TC /MPa/
1		12,202	9,417	12,254
2		12,159	8,593	12,252
3		12,103	6,678	12,246
4		12,065	8,173	12,258
5		12,284	1,739	12,277
6		12,486	0,3103	12,271
7		12,480	2,605	12,282
8		12,487	2,092	12,301
9		12,323	36,015	12,287
10		12,256	6,807	12,256

3.1.2 táblázat

A PMK természetes cirkulációjának számításakor viszont az így kapott ξ_{res} értékeket rögzítettük $\xi_{f.l}$ -ként, míg az áramló mennyiség, a hőmérséklet és a nyomáseloszlás értékeit addig változtattuk, amíg nem jött létre egyensúly a surlódási és a felhajtóerők között, $\sum \xi_{res} = 0$ feltétel mellett.

Megjegyezzük, hogy egy ilyen eljárás a RELAP4-gyel nagyszámu futtatást követel a végeredmény fokozatos elérése érdekében. Eredményül tulságosan magas hurokforgalmat kaptunk, ennek megfelelően a felmelegedés a zónán $\Delta T = 20 \text{ K}$ -t ér el. A 3.1.2 táblázat mutatja a számítás során nyert nyomáseloszlást. Hasonló eredményt kaptunk az erőmű esetén is [4], tehát ha a nominális üzemmódhoz tartozó ξ_{fi} -et természetes cirkulációhoz használjuk fel, tendenciózusan alacsony ΔT értékeket kapunk.

3.2 Egyfázisú természetes cirkuláció a hőveszteség figyelembevételével

A természetes cirkuláció hőmérlegében a hőközlés a zónában, a hőelvonás koncentráltan a gőzfejlesztőben, de emellett hőveszteségként a hűtőkör összes elemében jelentkezik. A hőveszteség hatása várhatóan annál jelentősebb, minél közelebb van a hőközlés helyéhez. Ezért a hőveszteség hatásának vizsgálatához a gyűrűskamrának, az alsó és a felső keverőtérnek megfelelő térfogatokhoz /V7, V8, V10/ illesztettünk új hővezető elemeket, amelyeken konstans, a zónateljesítmény meghatározott %-át kitevő hőelvonást alkalmaztunk.

Kiindulásul a hőveszteség nélküli $\Delta t = 30 \text{ }^\circ\text{C}$ -nak megfelelő állapotból indultunk és a folyamatot 1000 sec-ig vizsgáltuk 8,4 kW illetve 16,8 kW összhőveszteséget feltételezve. A kisebb hőveszteség esetén az áramlás hamar stabilizálódott, amint ez a 3.2.1-3.2.3 ábrákon látható. /Az egyes ábrákon a hőveszteség felületi hőfluxusának, a hűtőkör forgalmának, illetve a felső keverőtér hőmérsékletének változását látjuk./ A hőveszteség megnövelésével az áramlásban erősebb oszcillációt látunk /3.2.5 ábra/, amely visszahat a hőfluxusra is /3.2.4 ábra/ és természetesen a hőmérséklet görbe sem olyan sima, mint az előző esetben.

Hőelvonás a gőzfej- lesztőben		Hővesztesség						Forgalom		
%	kW	V7		V8		V10		t	kg/s	%
		%	kW	%	kW	%	kW	°C		
100	30,0	0	0	0	0	0	0	30,0	0,196	100
72	21,6	7	2,1	7	2,1	14	4,2	28,2	0,181	94
44	13,2	14	4,2	14	4,2	28	8,4	25,8	0,168	86

3.2.1 táblázat

A 3.2.1 táblázatban összefoglalt eredmények alapján megállapíthatjuk, hogy jelentős, 50 %-ot meghaladó hővesztesség esetén a természetes cirkulációs áramlás - bár instabillá válik - nem szűnik meg, a forgalom jelentősebb csökkenésére csak még nagyobb hővesztesség esetén kell számítanunk.

3.3 A kétfázisú természetes cirkulációs vizsgálatok

A RELAP4/mod6 kóddal végzett számítások a következő célokat szolgálták:

- a kísérleti metodika kipróbálása [1];
- a kétfázisú természetes cirkuláció stabilitásának vizsgálata a melegági, ill. hidegági vizsák leürülésének időszakában;
- annak a hatásnak a felmérése, amelyet a primerköri szint értéke gyakorol a természetes cirkulációs forgalomra, a zóna ΔT -re és a rendszernyomásra.

Az itt bemutatandó számításokban az [1]irodalomban ismertetett háromféle kísérleti metodika közül a másodikat szimuláltuk, amelyet olyan esetekben kívánunk alkalmazni, amikor a primerkörben már határozott vízszint alakult ki. Az első módszer - rendszer-nyomás-csökkentés a nyomástartóba történő befecskendezés útján - olyan kétfázisú természetes cirkulációs esetek vizsgálatára lesz alkalmazható, mikor a gőzfázis szeparálódása még nem jön létre a körben. Ilyen típusú számításokra a jövő évben kerül sor, így ezekre e jelentésben nem térünk ki.

Számítógépi idő megtakarítása céljából a számításokat nem az [1]-ben ismertetett módszer szerint, tehát egyfázisú természetes cirkulációs állapotból indítottuk, hanem kiindulásul a 4. fejezetben ismertetett 1 %-os hidegági törés eredményei szolgáltak. A tranziens folyamatot a kívánt primerkörüli szint elérésekor megszakítottuk oly módon, hogy a törésen keresztüli elfolyást és a nagynyomású ZÜHR szivattyú betáplálását megszüntettük, a zónateljesítményt pedig az adott pillanathoz tartozó értéken rögzítettük. A RELAP restart opciójának felhasználásával így folytattuk a számítást, és megvártuk, hogy konstans szekunderoldali nyomás mellett beálljon a stacioner természetes cirkulációs állapot.

Természetesen ez a beállási folyamat meglehetősen lassú, hiszen a kiömlés megszüntetésével a rendszer hőegyensúlyát megbontottuk. /Jellemzésül az alább ismertetendő számítások kezdeti időpontjában a törésen keresztül távozó hőenergia 65,3 kW másodpercenként, a gőzfejlesztő teljesítménye 15,7 kW, a zónateljesítmény 21,3 kW./ Az egyensúly oly módon állhat helyre, hogy a rendszernyomás addig növekszik, amíg a zónában bevitt és gőzfejlesztőben elvitt hőt teljesítmény meg nem egyezik.

Az eddig végzett számítások főbb kiinduló adatait a 3.3.1 táblázat foglalja össze.

A számítás jele	A	B	C
1. Kiinduló adatok			
A kifolyás megszüntetésének időpontja /s/	380	440	1150
Vizsgált vizzár	melegági	melegági	hidegági
Vizszint a vizzárban /m/	1,09	0,52	1,6
Zónateljesítmény /%/	3,184	3,064	2,4
2. Eredmények			
Állandósult nyomás /MPa/	6,9	9,2	~ 6,0
Állandósult zóna ΔT /K/	24,2	36,8	~ 27 /!/
Állandósult forgalom /kg/s/	0,17	0,06-0,07	~ 0,009

3.3.1 táblázat

Az A eset jellemző számítási eredményeit a 3.3.1-3.3.5 ábrák foglalják össze, ugyanezen paraméterek időbeli változását a B esetre a 3.3.6-3.3.10 ábrák mutatják. Az ábrákon a minket érdeklő folyamat attól az időponttól kezdődik, amelyet az egyes esetekre a 3.3.1 táblázat első sora tartalmaz, az azelőtti változások még az 1 %-os törés folyamatának egy részletét mutatják.

Az A eset olyan kezdeti állapotból indul, amikor a melegági vizzár reaktorfelőli oldalán /a V1 térfogatban/ a vízszint alig van alatta a melegági kilépőcsonk szintjének /1,42 m/. A rendszernyomás változását a V8 ill. V10 térfogatokban a 3.3.1 ábra mutatja: a 950 s-ig végzett számítás alatt a nyomás még nem stabilizálódik teljesen, bár a kilépőkamrában csaknem 69 bar-ra emelkedik. Ezzel párhuzamosan a vizzsák vízszintje is megemelkedik /3.3.2 ábra/, amely a minimális mértékű primerkörü kondenzálódás eredménye.

A zóna kilépőforgalom a vizzár működésbe lépésekor rohamosan csökkent /3.3.3 ábra/, de a vízszint visszaállásával ismét emelkedni kezd és 950 s-ig csaknem az eredeti értékére - 0,17 kg/s-ra - áll vissza. Az ábrán egyben az is megfigyelhető, hogy az áramlás annál stabilabb, minél alacsonyabb a vízszint a V1 térfogatban. A 3.3.4 ábra a gőzfejlesztő teljesítmény-változásának jellegét mutatja: a forgalomcsökkenéssel kapcsolatos hőátadásbomlás után a teljesítmény - a forgalommal analóg módon - a kezdeti értékére áll vissza, amiben a primerkörü nyomás megemelkedése következtében megnövekedett primer-szekunder átlaghőmérséklet-különbség is szerepet játszik. A 3.3.5 ábrán a zóna kilépőhőmérsékletének változását mutatjuk be, amely a folyamat során 551,6 K-ről 557,2 K-re növekszik, miközben a zóna belépőhőmérséklet 525 K-ről 533 K-re emelkedett. 950 s-nál tehát a zóna ΔT 24,2 K.

A B esetben a folyamat a vizzár kb. félig leürült állapotával indul. A 3.3.6 ábra tanúsága szerint a nyomás lényegesen magasabb értékre növekszik, mint az A esetben: itt 92 bar értéket ér el.

Ez annak következménye, hogy a korábbiakkal ellentétben a V1 térfogat vízszintje /3.3.7 ábra/ gyakorlatilag nem változik a folyamat során, 0,55 m-en állandósul. A zónaforgalom /3.3.8 ábra/ a nyomásnövekedés egész időszakában nulla körül erősen ingadozik, s csak a nyomás beállása után állapotodik meg valamelyest 0.06-0.07 kg/s értéken. Ugyanezt tükrözi a gőzfejlesztő hőtéljesítményét bemutató 3.3.9 ábra. A zóna ΔT lényegesen megnövekszik, s állandósult állapotban kb. 37 °C-ot ér el, amint ez a 3.3.10 ábrából, a zóna kilépőhőmérséklet változásából következik. /A kilépőhőmérséklet kb. 9 °C-ot csökken./

A C változat olyan esetet vizsgál, amikor a melegági vizzár már megnyílt és a hidegági vizzár részlegesen leürült. A számítási eredmények bizonyos mértékig megkérdőjelezhetők, ennek ellenére úgy érezzük, hogy érdeklődésre tarthatnak számot, ezért röviden ismertetjük azokat.

A primerköri nyomás az elfolyás megszüntetése következtében kb. 60 barra emelkedik /3.3.11 ábra/, s - az alábbiakban tárgyalandó periodikus viselkedéstől eltekintve - ezen a szinten állandósul. A hűtőközeg forgalmát a zóna kilépésénél a 3.3.12 ábra mutatja: ez igen stabil, a folyamat során enyhén emelkedik és $9 \cdot 10^{-3}$ kg/s-re áll be. Mindez nem mondható el a zóna belépő forgalmáról /3.3.13 ábra/, amelyben bizonyos időközönként jelentős zavarások jelentkeznek. Tekintettel arra, hogy az alsó keverőtér, a gyűrűkamra és a hidegági vizzártól a reaktor felé eső rész aláhűtött állapotban van, az áramlási sebesség fluktuációja ugyanugy megjelenik a V4 és V5 térfogatot összekötő vezetékben is /3.3.14 ábra/. Ugyanennek a jelenségnek a hatására a V4 térfogat vízszintje a 3.3.15 ábra szerint változik és a folyamat végére lényegében beáll 1,12 m-ra. A legfeltűnőbb a kilépőkamra hőmérsékletváltozása, amit a 3.3.16 ábra mutat. Látható, hogy a hirtelen forgalomváltozásokkal azonos időpillanatban az egyébként telített állapotú térfogat tulhevitetté válik. Minthogy tulhevitett állapot a számítás szerint csak a nyomástartóban fordul elő, arra kell következtetnünk, hogy a hirtelen primerköri forgalomcsucs "szívja be" onnan a tulhevitett gőzt a kilépőkamrába.

Nem sikerült tisztázni e fluktuációk kiváltó okát, s az sem világos, hogy valóságos fizikai folyamatról van-e itt szó, vagy csak a nem kielégítő modellezés eredményezi a viselkedést. Az egyik lehetőség, hogy a gőzfejlesztőben lezajló kondenzációs folyamat okozza a lengést. A másik indok az lehet, hogy a nagynyomású ZÜHR szivattyuinak befecskendezése következtében az alsó keverőtér, a gyűrükamra és a hidegág szivattyun túli része lényegesen nagyobb sűrűségű hűtőközeget tartalmaz, mint a kör többi fele, aminek jelentős hatása lehet a természetes cirkulációra. /Ugyanakkor nemigen képzelhető el, hogy az utóbbi effektus ilyen hirtelen forgalomváltozásokat eredményezzen./

Az 1700. s-ig a folyamat nem állandósul, ami abból is következik, hogy a beálló zóna ΔT érték nem felel meg a hűtőközegforgalomnak, l. 3.3.1 táblázat. Meg kell állapítanunk, hogy - ha a RELAP kód egyáltalán alkalmas ilyen sebességű természetes cirkulációs folyamat vizsgálatára - az alkalmazott kontroll térfogat felosztás nem megfelelő pontos adatok produkálásához. Mindenekelőtt a gőzfejlesztőben lezajló folyamatok, valamint a primerkör hideg részeinek részletesebb leírása válna szükségessé. Különösen nagy szerep jut ebben a vonatkozásban a PMK-NVH berendezésen nyerhető kísérleti adatoknak.

Összefoglalásul megállapíthatjuk, hogy a számítások tanulsága szerint a kétfázisú természetes cirkuláció zavartalan a melegági vízzár leürülésének kezdetéig, annak leürülése során jelentős áramlási sebesség csökkenéssel kell számolni, s a természetes cirkulációs forgalom egyre instabilabbá válik. A hidegági vízzár leürülésének időszakára vonatkozóan a bemutatott számítás nem ad elegendő információt, de úgy tűnik, hogy igen kis szintcsökkenés elegendő ahhoz, hogy a természetes cirkulációs állapot instabillá váljék.

A bevezetőben említett ellenáramú kondenzáció fellépése a melegági vízzár leürülésének időszakában lenne várható. Az elvégzett számítások eredményei arra utalnak, hogy a gőzfejlesztőn létrejövő nyomásesés elegendő ahhoz, hogy az ott kondenzálódott hűtőközeget a hidegági kollektorba juttassa, és így az a hidegágon

keresztül jusson vissza a zónába. Az állandósuló állapot felé tartó folyamatok során nem tapasztaltuk, hogy a gőzfejlesztőből akár csak a vizsák felé visszaáramlás történt volna, nemhogy annak föltöltődése után onnan a reaktortartályba csurgott volna vissza a víz. /Megjegyezzük, hogy számításainkban feltételeztük a gőzfejlesztő csövek vízszintes elhelyezkedését, bár - állítólag - azok a kollektorok felé enyhe lejtéssel rendelkeznek./

Természetesen elképzelhető, hogy eredményeinket az alkalmazott modellek is befolyásolták, ill. hogy egy esetleg létrejövő pulzáló folyamat leírására a RELAP kód nem is alkalmas. Mindezen kérdésekre a PMK-n végzendő kísérletek adhatnak választ.

4. Hidegági 1% törés

4.1 PMK számítási eredmények

Már korábbi jelentésünkben [1] ismertettük azokat az eredményeket, melyeket ezen üzemzavar 4000 s folyamatidőig terjedő számítása során nyertünk. Ugyanott rámutattunk azonban, hogy néhány tekintetben az eredmények még javításra szorulnak, ezért elvégeztük a folyamat ismételt analizisét 2000 s-ig, ameddig - megítélésünk szerint - a végrehajtott változásoknak jelentősebb befolyása van.

A jelenlegi számítás [1]-hez képest a következő főbb módosításokkal készült:

- A [2] irodalomban közölt tapasztalataink alapján egységesítettük a gőz-viz keverék szeparációjának kezelését az egyes kontroll-térfogatok között.
- Két új opciót vezettünk be a zóna és a kilépőkamra közötti vezeték modellezésénél: az egyik megengedi a fázisok közötti sebességkülönbséget /sőt ellenáramot/, a másik használata révén a zónából kiáramló gőz - kellő sebesség esetén - limitálhatja, esetleg teljesen megakadályozhatja a kilépőkamra vizének lejutását a zónába.
- Egyszerűsítésül megszüntettük a zóna bypassst modellező térfogatot, ugyanakkor a nyomástartót három térfogatra osztottuk fel. /Az új számítási sémát a 4.1 ábra mutatja./
- Korrigáltuk a korábbi számításban tévesen túl magasra vett kezdeti nyomástartó-szintet.
- A főkeringető szivattyúk kifutási idejét csökkentettük, hogy a Paksi Atomerőművön végzett mérésekkel egyező értékeket kapjunk [6].

- Korábbi számításainkban a primerköri komponensek hőkapacitását figyelmen kívül hagytuk: ezt a hiányosságot a jelen analízis kiküszöböli.

Tekintettel arra, hogy [1]-ben a fizikai folyamatot részletesen ismertettük, most csak a különbségekre térünk ki.

A folyamatot - jellegét tekintve - jól jellemzi a rendszernyomás időbeli változása /4.2 ábra/, amelyen egyben a fenti változtatások hatásai is elemezhetők. A kisebb kezdeti nyomástartó víztérfogat következtében a nyomástartó hamarabb ürül le és a rendszernyomás korábban éri el a telítési értéket. A zónában keletkező gőz hatására a nyomásnövekedés üteme lényegesen nagyobb és több mint 10 barral magasabb értéken stabilizálódik a korábbinál. Ez elsősorban a gyorsabb szivattyukifutás eredménye, de a módosított fázisszeperációs modell alkalmazásának és a primerköri szerkezeti elemek tárolt hőjének hatása is. Ugyanezek a tényezők játszanak közre a kilépőkamra, a melegági vizzsák reaktorfelőli oldalának és a melegági gőzkollektor szintjének gyorsabb csökkenésében, amint ezt a 4.3, 4.4 és 4.5 ábrák illusztrálják. /A kilépőkamra szintje a korábbi 430 s helyett 305 s-ra süllyed a melegág szintjéig./ Előretelődik a melegági vizzsák leürülésével kapcsolatos nyomásnövekedés is, sőt ezzel párhuzamosan - ideiglenesen - a kilépőkamra szintje a melegág szintje alá csökken.

A hurokforgalom a melegágba való belépésnél /4.6 ábra/ és a zóna kilépő forgalom /4.7 ábra/ viselkedése szintén eltér a korábbiaktól, amit a szivattyu-kifutás módosítása magyaráz. Mindkét ábrán látható, hogy 200 s után stabil természetes cirkulációs üzem áll be egészen addig, amíg a melegági vizzár leürülése nem érezteti forgalomcsökkentő hatását: ekkor az áramlás lényegében stagnál. Feltűnő, hogy a zóna kilépő-forgalom ettől kezdve erősen ingadozik. Minthogy korábbi számításaink ezt ilyen mértékben nem mutatták, arra következtetünk,

hogy e jelenséget a módosított gőzszeparálódás, valamint a zóna és a kilépőkamra közötti viz-gőz-csere okozhatja.

A zónában keletkező gőz 700 s helyett 555 s-nál jut be a gőzfejlesztőbe és ott kondenzálódik. Ezt tükrözi a 4.8 ábra, amely a gőzfejlesztő első harmadának teljesítményváltozását mutatja be. A nyomás a 73 bar-os csúcstértékről meredeken esik le 50 barra, utána azonban - a korábbi számítással ellentétben - nem állandósul, hanem ismét emelkedni kezd és kb. 55 bar-nál stabilizálódik. Ez egyértelműen a szerkezeti elemek által a rendszerbe betáplált hőmennyiségnek a következménye. Közben a rendszer tovább ürül, ami a gőzfejlesztő hidegági kollektorának szintjén /4.9 ábra/ és a kilépőkamra szintjén /4.3 ábra/ egyaránt tükröződik. Az utóbbi, nem sokkal 1100 s után teljesen leürül, aminek következtében a keverékszint a zóna kilépőéle alá süllyed: a zónabeli szintváltozást mutatja a 4.10 ábra. Ennek ellenére az átlagos fűtőelemhőmérséklet ezalatt nem emelkedik 700 K fölé, és a zónavízszint helyreállításával ismét a telítési érték közelébe csökken.

A 4.3 és 4.10 ábrát összehasonlítva az [1] irodalom 4.1.6 ill. 4.1.8 ábrájával a különbség szembeszökő: mindez a zónán belüli gőzszeparálódásban és a hűtőközeg zónából való kilépésében létrehozott módosítások eredménye. Ugyanez magyarázza a burkolathőmérsékletek viselkedésének eltérését. /1. 4.1.9 ábra [1]/

A 4.9 ábráról leolvasható, hogy kb. 1270 s-nál a hidegági vízzár megnyílik, aminek következtében a rendszeryomás a szekunderkörüi érték alá csökken, ui. a kiömlés egyfázisuból kétfázisuba megy át /1. 4.11 ábra/. A vízzár megnyílása egyben lehetővé teszi a kilépőkamrában felgyülemlött gőznek a hurkon keresztül a törés felé való távozását, és így a zóna keverékszintje ismét helyreáll /4.10 ábra/. Ezt követően a gyűrűskamra szintje /4.12 ábra/ hamarosan csökkenni kezd, majd a hidegág szintjén elhelyezkedő törés magasságában állandósul, ettől kezdve a kiömlésen nagy gőztartalmu közeg távozik, ami a kiömlő mennyiségek csökkenésében is megnyilvánul.

Az ezutáni időszak legszembeötlőbb eltérése a korábbi számításokhoz képest az, hogy a keverékszint a törés magasságában megállapodik, s ennek következtében a kiömlő mennyiség is nagyjából állandósul, s a rendszernyomás sem mutatja az [1] irodalom 4.1.1 ábrája szerinti periodikus váltakozást. E különbség okát a gyűrűskamrára alkalmazott gőzszeperációs modellek eltérésében kereshetjük: még korábban a gőzfázis szinte teljes szeparálódását tételeztük fel, addig az új számításban a gőzkeverékek "feluszási sebességét" kb. 0.3 m/s-ra vettük, ami érzésünk szerint a valósághoz közelebb áll. Ezek az eredmények megerősítik korábbi sejtéseinket [1, 3] miszerint a fázisszeperációs modell megválasztása erősen befolyásolja a számítási eredményeket.

4.2 A PMK- és erőművi számítások összevetése

Már előző jelentésünkben [1] megkíséreltük a Paksi Atomerőműre végzett számításunkat összehasonlítani a PMK-ra végzettekkel, amit akkor számos hiba, ill. a modellezésben, a törési helyben megnyilvánuló eltérés nehezített. Az új számításokban igyekeztünk ezeket a különbségeket kiküszöbölni: a törés helyét az erőművi számításban közvetlenül a reaktortartály közelében vettük fel [4], a számítást alapvetően befolyásoló input adatok megegyeznek. A geometriai különbségtől és a számítás sémajától /erőmű: kétkörös, PMK: egykörös/ eltekintve egyetlen fontos különbség van - amelyet szándékosan nem küszöböltünk ki -: a PMK esetben a szerkezeti elemek hőkapacitását figyelembe vettük, az erőművi esetben viszont nem.

A 4.13 ábra a rendszernyomás-változás összevetését mutatja. Az egyezés igen jónak mondható: minden lényeges jelenség időpontja megegyezik, a fizikai folyamat mindkét esetben azonos módon zajlik le. Különbséget a nyomás abszolútértékében találunk, de ez is indokolt, ha a szerkezeti elemek hőkapacitásáról mondottakat figyelembe vesszük. A kezdeti gyors nyomásesés szakaszában a fűtőelemekből származó hőenergia a szerke-

zeti elemekből a hűtőközegbe táplált hőmennyiség kb. 30 %-ának felel meg. Mint a 4.1 fejezetben láttuk, ugyanez az oka a melegági ill. hidegági vizzár megnyílása előtti szakaszokban létrejövő nyomásnövekedésnek, és ez indokolja azt is, hogy a törés leürülése után a PMK-számítás nyomása lassabban csökken az erőművinél.

Az erőművi folyamat részletes ismertetésekor [4] kitértünk arra, hogy - a reaktortartályhoz közeli törés esetén - a tört és az ép ágak viselkedése a tranziens legnagyobb részében szimmetrikusnak mondható. Kivételt képeznek a melegági, ill. hidegági vizzár megnyílását követő időszakok. Ez tükröződik a 4.14 és 4.15 ábrákon, amelyek a gőzfejlesztő melegági, ill. hidegági kollektorának szintjét hasonlítják össze a PMK-ra és az erőműre /ez utóbbinál a törtági kollektorok vízszintje szerepel az ábrákon/. Látható, hogy a szintcsökkenés kezdetének időpontjai meglehetősen jól egyeznek. A 4.14 ábra esetében jobb egyezést kaptunk volna, ha a PMK-eredményt az ép ágéval vetettük volna össze: ebben az időszakban tehát PMK hurok inkább a /többségben lévő/ ép hurkokat modellezi. A gőzfejlesztő hidegági kollektora esetén a PMK-beli szintváltozás kezdetben a tört és ép ágak szintváltozása között mozog, természetesen a hidegági vizzár megnyílása után a tört erőművi ággal mutat azonosságot.

Ezek az eredmények is igazolják, hogy - bár bizonyos részfolyamatokban a PMK-modellezés nem tökéletes - ezeknek a rendszer globális viselkedésére nincs lényeges kihatásuk.

4.3 A számítások tanulságai

A korábbi PMK számításokkal való összevetés tanulságait a következőkben összegezzük:

- A folyamat jellegzetes pontjai valamelyest korábbra tolódtak, ami részben a gyorsabb szivattyukifutás, részben a módosított maradványhő-táblázat következménye /ez utóbbi valamelyest magasabb reaktor-teljesítményt eredményezett/.

- A szivattyukifutás után stabil természetes cirkulációs üzemi állapot figyelhető meg kétfázisú hűtőközeg esetén is egészen addig, míg a melegági vízzár reaktorfelőli oldalán a vízszint csökkenni nem kezd. Ez utóbbi hatására a zónaforgalom gyorsan csökken, sőt stagnálni kezd.

- 2000 s-ig a zónaszint egyetlen alkalommal - a hidegági vízzár megnyílása előtti időszakban - csökken jelentősen a kilépőkeresztmetszet alá, de a rövid ideig tartó leürülés következtében a burkolathőmérséklet ekkor sem haladja meg a 700 K-t. /A zóna keverékszintjének alakulásában az alkalmazott gőzszeperálódási modellnek és a zóna- ill. kilépőtér-térfogat közötti hűtőközegáramlásnak meghatározó szerepe van. Bár igyekeztünk a bemenő adatokat jelenlegi legjobb ismereteink szerint összeállítani, e kérdéskörben a kísérleti eredmények nélkülözhetetlenek./

- A rendszernek a törés szintjéig való leürülése után az új számítás szerint a kiömlő mennyiségek és a nyomáscsökkenés üteme lényegében állandósul - szemben a korábbi periodikus váltakozással. Ez ismét a gőzszeperációs modellel van kapcsolatban és az előző bekezdésben elmondottak itt is érvényesek.

- A primerköri szerkezeti elemek hőkapacitásának figyelembevétele nem befolyásolja döntően a folyamat jellegzetes pontjainak időbeli megjelenését, ugyanakkor a rendszernyomás nem elhanyagolható mérvű növekedéséhez vezet. A hatás pontos ismeretének azért van jelentősége, mert a reaktor gyorsleállításának viszonylag kismértékű kitolódása esetén előfordulhat, hogy a primerköri nyomás csupán a melegági vízzár megnyílása után csökken 60 bar alá, vagyis a hidroakkumulátorok - számításaink szerint - mintegy 600 s-ig nem tudnak beavatkozni a folyamatba. Ha a hidroakkumulátorok kezdőnyomását pl. 50 barra csökkentenénk, ez az időintervallum meg is duplázódhat /1. 4.2 ábra/.

Azt mondhatjuk, hogy az 1 %-os törés számításában jelentősen előre léptünk, megítélésünk szerint a folyamat általános leírása a valósághoz meglehetősen közel áll. Ugyanakkor nyitva maradtak még kérdések, amelyek kísérleti válaszra várnak - ezek megválaszolása a PMK berendezés feladata lesz.

A Paksi Atomerőműre végzett azonos méretű törés számításával való összevetés azt mutatja, hogy a PMK berendezésen nyerhető kísérleti eredmények jó képet adnak az erőműben várható folyamatok időrendiségére, és a részfolyamatok többségének modellezése is kielégítő.

5. 3,3 %-os folyás a nyomástartón

Röviden 3,3%-os törésnek nevezzük azt a hűtőközeg elvesztéses üzemzavari esetet, amely a TMI üzemzavar óta oly komoly hangsúlyt kapott a reaktorbiztonsági analizisekben és amelynek lényege az, hogy a hűtőközeg elfolyása a nyomástartó gőzteréből történik, így ez a nyomásszabályozásban fontos szerepet játszó gőzpárna elvesztését eredményezi.

Ezzel az esettel már foglalkoztunk mind a Paksi Atomerőműre vonatkozóan, ahol ez a nyomástartó $\varnothing 90$ -es befecskendező cső törésével hozható kapcsolatba, mind a PMK berendezésre vonatkozóan [1]. E jelentésben az első számítási eredményeket közöltük, amelyeket részben a RELAP4-mod3 programváltozattal kaptunk. Megállapítottuk, hogy a számításokat a RELAP4-mod6 kóddal meg kell ismételni mind az erőművi primerkörre /lásd [4] /, mind a PMK berendezésre, felhasználva az új modell-opciókat, valamint kívánatosnak tartottuk a hidroakkumulátorok leürülési időpontjának elérését az analízis során.

A számításokat az előző fejezetben ismertetett módosításokkal és a 4.1 ábrán látható sémával végeztük el, azzal az eltéréssel, hogy itt két nagynyomású üzemzavari zónahűtő szivattyú működését vettük figyelembe /J22 és J23/, amelyek nem a nyomástartó szintcsökkenéséről, hanem a 72,5 s-nál indulnak az [5] alapján.

Az [1]-ben rámutattunk, hogy a hidroakkumulátorok vezetékének hű modellezéséhez mesterségesen megnövelt hidraulikai ellenállásokra van szükség. Jelen számításban a hidroakkumulátorok üzembelépését jelentő C2 és C4 /J16 és J18/ szelepek 15 mm belső átmérőjén, mint fojtáson kívül a J15 és J17 keresztmetszetekben további $\varnothing 10$ -es fojtó tárcsákat tétéleztünk fel, így az üzembelépést követő első csucs a betáplálásban $JW16=0,72$ kg/s-re csökkent a 2,59 kg/s értékről.

Ugyancsak változott a kiáramlás felfutási ideje is 0,7 s-ről kb. 1,0 s-ra. Itt jegyezzük meg, hogy jelen számításainkban az input adatokat az időközben legyártott berendezés tényleges geometriai adatainak megfelelően korrigáltuk, így többek között a hidroakkumulátorok vezetékének keresztmetszetadatát $\varnothing 26$ -ról $\varnothing 30$ -ra javítottuk.

A 3,3 %-os törésnél a nyomástartó szerepét a hidroakkumulátorok veszik át átmeneti időszakra. Ez a korábbi feltételezésünk a jelen vizsgálat során némileg módosult, ugyanis ezt a szekunder-oldali nyomásváltozás is befolyásolja. Ezt a hatást kívántuk megvizsgálni, amikor a folyamatot két különböző határfeltétellel számoltuk végig, először a szekunder hűtőkörben konstans paraméterekkel, másodsor viszont reálisan feltételezhető nyomásváltozást időfüggvényként megadva. Az [5] szerint a turbina gyorszáró szelepek visszatörlesztésének hatására az első 25 s-ban nyomásnövekedést kapunk 5,75 MPa-ig, ekkor a biztonsági szelepek nyitását követően a nyomás fokozatosan csökken, ez pedig a 100. s-ban 5,0 MPa, a 200. s-ban 4,7 MPa, majd a 700. s-ban már csak 3,1 MPa nyomást jelent.

Mindkét számításnál a kritikus kiömlés meghatározásához a RELAP4-mod6 kódban választható modellek közül a kombinált Henry-Fauske-Homogén Egyensúlyi Modell-t /HF-HEM/ használtuk.

5.1 A konstans szekunder oldali nyomás esete.

A RELAP4-mod6 programmal elvégzett számítás eredményeiből a folyamat fő eseményeit az idő függvényében a következőkben foglalhatjuk össze:

0-10 s stacioner állapot

10,01-10,025 s a nyomástartó tetején a 3,3%-ot reprezentáló keresztmetszet megnyílik, a gőzállapotú kiömlés $JW24 = 0,055 \text{ kg/s}$ csúccsal megkezdődik, a nyomástartó szintje csökken a kigőzölgést követően.

- 11,9 s a primer hűtőkör nyomása 11,5 MPa alá esik /a védelem a reaktort leállítja/, a zónában a hőteljesítmény csökkenni kezd .
- 17,4 s a nyomás kisebb, mint 9,5 MPa /a főkeringető szivattyú lekapcsol/, a forgalom a primer hűtőkörben csökkenni kezd a szivattyú kifutásának megfelelően, a felső keverőtér hőmérséklete ugyancsak csökkenni kezd.
- 31,5 s a melegoldali kollektor tetején megjelenik az első gőzbuborék /VAX2 > 0/, a nyomástartó szintje emelkedni kezd az alulról beáramló hűtőközeg hatására .
- 41,2 s a felső keverőtér is telített állapotba kerül, itt is kigőzölgés kezdődik /VAX10 > 0/, a nyomásesés lassul .
- 56,5 s a primerköri nyomás 5,88 MPa alá esik, a hidroakkumulátorok /HA/ üzembe lépnek. Az első csucok: JW16=0,72 kg/s illetve JW18=0,70 kg/s, a nyomásesés erősebb, a HA nyomásváltozásával azonos, a hőmérsékletek is - a hűtővíz hatására - csökkennek az alsó és felső keverőtérben /VAT8, VAT10/.
- 68,0 s az előzőekben fejlődött gőz lekondenzált /VAX2=VAX10=0/.
- 71,0 s bár a primer hűtőkör nyomása még 0,2 MPa-val magasabb a szekunder körinél, a hőelvonás megszűnik az aláhűtött primer oldalról, a nyomástartó szintje gyorsan emelkedni kezd.
- 72,5 s a nagynyomású üzemi hűtőrendszer megkezd a hűtővíz betáplálását /2x0,014 kg/s/.
- 78,5 s a nyomástartó megtelik, ezután folyadék állapotú hűtőközeg áramlik ki, amit a kiáramló mennyiség ugrásszerű megnövekedése jelez, a JW24=0,123 kg/s kezdőérték előbb lassan csökken, a későbbiekben pedig növekszik, mivel a HA-ok betáplálása egy nagyságrenddel lejjebb esik /JW16=JW18= ~0,04 kg/s/, a zóna alatti, ill. feletti hőmérsékletek ismét növekedni kezdenek /VAT8, VAT10/, a primerköri nyomás lassan közelít a szekunder oldali nyomáshoz.
- 97 s a primer és szekunder kör nyomása azonos, de a primer oldalon még aláhűtött folyadék van .

- 115 s megindul a gőzfejlődés a gőzfejlesztő primer oldalán /VAX20 > 0/, a hidegoldali kollektor szintje csökkenni kezd,
- 127 s a HA-k lezárnak, a nyomás stagnálni kezd.
- 160,5 s a szimulált főkeringető szivattyu leáll.
- 168,8 a a zónaforgalom rövid időre megfordul /JW9=0,3 kg/s/, miközben a primer nyomás növekedni kezd.
- 171 s kvázistacioner állapot kezdődik, igen lassu nyomás és hőmérséklet változással, a zónában JW9=0,2 kg/s nagyságrendü áramlás indul el, a felső keverőtérben ismét gőz gyülik fel lassan.
- 184 s VAP10 > VAP12, azaz a nyomás nagyobb már a szekunderoldalnál, a gőzfázis fokozatosan eltűnik a V20, V4 térfogatokból.
- 222 s a felső keverőtér szintje a kilépő csonkig süllyedt, gőz jut a V1 térfogatba is.
- 231 s a nyomás növekedése megáll, majd lassan csökkenni kezd, vele együtt a VAT10 hőmérséklet is.
- 253 s a hőcsere a gőzfejlesztőben ismét megfordul /VAP3 < VAP12/ és megindul a gőzfejlődés, a primerköri áramlás egyre nyugtalanabb.
- 258 s a kiömlés lecsökken, majd kétfázisuvá válik, hol víz, hol gőz áramlik kifelé a törésen.
- 277 s a primerköri nyomás lassu csökkenése megszűnik, több mint 400 s hosszú időre a szekunderköri nyomás és a lezárt hidroakkumulátorok nyomása közötti értéken /VAP10 ≈ 4,62 MPa/ stagnál. A törésen távozó hűtőközeg mennyiségét a nagynyomásu ZÜHR csak részben pótolja, a térfogatveszteséget a fejlődő gőz kompenzálja.
- 386 s a zónában is tartósan megjelenik a gőzfázis /VAX9 > 0/,
- 410 s a rendszernyomás igen lassan csökkenni kezd a 4,66 MPa max. értékről.
- 448 s a melegoldali kollektor vízszintje süllyedni kezd /VAX2 > 0/.
- 718 s a zóna áramlás megfordul, az alsó keverőtér hőmérséklete a korábbi lassu csökkenés után hirtelen emelkedni kezd, miközben a rendszernyomás csökkenni kezd.

- 722 s a hidroakkumulátorok kinyitnak, a hosszú kvázistacioner folyamat végetér. A hidegvíz hatására a hőmérsékletek csökkennek, erős kondenzáció indul meg, a nyomás a HA-nyomással együtt lezuhan.
- 725 s a nyomástartó vízszint lecsökken, így a törésen gőz távozik, a zóna forgalma átmenetileg megnő, a kollektorok vízszintje is erősen esik a kigőzölgés hatására.
- 728 s a felső keverőtérben a gőz lekondenzált /VAX10 =0/, a HA vízhozama visszaesik.
- 738 s a nyomástartó ismét tele van, víz áramlik ki a törésen.
- 784 s a melegági kollektor vízszintje 0.03 m alá esik, a vízszák megnyílik, a gőz a felső keverőtér felé szökik, majd helyére víz tódul, a nyomás leesik, a hidroakkumulátorokat a rendszer megszívja, a beömlő víz a gőzt lekondenzálja, a hidegági kollektor szintje 1,48 m körül stagnál.
- 817 s a vízszák lezár rövid időre.
- 825 s a gőzfejlesztő kiszáradása elkezdődik /VAX20=1/
- 830 s a vízszák végleg elzárul, a kollektorokban a vízszint gyorsan emelkedik, a hidroakkumulátorok újra nagy mennyiséget táplálnak be /1,15 kg/s csucsértékkel/, a zóna és hurokforgalom megnő, átmenetileg ismét gőz áramlik ki a törésen, a nyomás és hőmérséklet a rendszerben erősen zuhan, a gőzfejlesztő ujranedvesedik.
- 839 s a hidegági kollektorban a gőz lekondenzált, a nyomás minimumot ér el 3,0 MPa értékkel, a HA-ok lezárnak, a zóna alsó és felső keverőtér erősen aláhűtött.
- 842 s a nyomástartó megtelik, folyadék áramlik ki a törésen.
- 845 s a meleg oldali kollektorban a gőz lekondenzált.
- 850 s a folyamat stabilizálódik, a nyomás 3,2 MPa körüli értékben áll meg, a gőzfejlődés hatására azonban a kollektor szintek fokozatosan csökkennek, a hőmérsékletek /VAT8, VAT10/ növekednek.
- 920 s a gőzfejlesztő ismét elkezd kiszáradni, a nyomáskülönbség 1,45 MPa, a folyamatot most már a gőzfejlesztőben fejlődő gőz egyre kevésbé tudja stabilan tartani, a nyomás lassan csökkenni kezd.

- 977 s a HA-ok kis mértékben kinyitnak / $JW_{16}=JW_{18} \approx 0,032 \text{ kg/s}$ /, a nyomás tovább esik, most a hidroakkumulátorok vízhozama kompenzálja a hűtőközeg veszteséget, illetve nyomása fogja meg a rendszernyomást
- 1166 s a melegági vizzár ismét kinyit, az újabb nyomászuhanás a mindössze 0,16 m-es szinttel rendelkező hidroakkumulátorok hozamát úgy megnöveli, hogy azok leürülnek, mielőtt a szelep lezárása befejeződne, ez a számítás megszakítását eredményezi.

A folyamat illusztrálására a következő ábrák szolgálnak /az ábrák többsége a 0-1000 s időtartományra készült/:

Az 5.1 ábra a felső keverőtér nyomását /VAP10/ mutatja a konstansnak feltételezett szekunder körü nyomással összevetve, míg az 5.2 ábrán a hidroakkumulátorok nyomásával hasonlíthatjuk össze. Végül az 5.3 ábra mindhárom nyomásgörbét tartalmazza.

Az 5.4 ábrán az alsó és felső tér hőmérsékletváltozását láthatjuk. Az utóbbi a kvázistacioner 250-700 s időszakban gyakorlatilag állandó, a nyomásnak megfelelő telítési értéken van, a gőztartalom is csak kis mértékben ingadozik, 3-3,5 % érték között.

Az 5.5 ábra a három egyenlő térfogatra osztott nyomástartó szintváltozását mutatja. Igen dinamikus képet látunk a következő ábrán /5.6 ábra/. A kiömlés mennyisége ugyanis erősen függ a hűtőközeg állapotától, attól, hogy egyfázisú gőz /10-78 s/, kétfázisú keverék /258-738 s/, vagy egyfázisú folyadék /78-258 s ill. 845 s-tól/ hagyja-e el a törési keresztmetszetet. Az ábra tükörképét láthatjuk az 5.7 ábrán, ahol a kiömlő közeg entalpiáját rajzoltuk fel. Ugyanígy ábrát kapnánk, ha a kiömlő térfogatot / m^3/s / ábrázoljuk az idő függvényében. A nagy térfogat veszteség mindig jelentős nyomáseséssel jár együtt /v.ö. 5.1 ábra/.

Az 5.8 ábrán a melegági reaktorcsanak forgalma látható. A 10. s után a szivattyukifutásnak megfelelő forgalomcsökkenést a hidroakkumulátorok üzembelépése, illetve a hűtőkör különböző pontjain meginduló gőzfejlődés zavarja meg, illetve módosítja.

Az 5.9 ábra /JWH1 - entalpia/ szerint a kvázistacioner időszakban itt is kétfázisú áramlást találunk, mivel a felső keverőtér szintje éppen e csonkig csökkent le.

Az 5.10 és 5.11 ábrák a reaktorzóna belépő és kilépő keresztmetszetében mutatják a hűtőközeg áramlását. Mivel a zóna átlagos csatornáiban nincs jelentős mértékű gőzfejlődés, a két görbe alig tér el egymástól.

A hidroakkumulátorok üzemét az 5.12 és 5.13 ábrák illusztrálják. Az előbbin a betáplált mennyiség, az utóbbin a szint csökkenése látható. A nagynyomású üzemi zónahűtő rendszer egyenletes betáplálása /5.14 ábra/ nincs jelentős hatással a folyamatra, hiszen a függőleges tengelyen az 5.6 ábrához képest éppen egy nagyságrenddel kisebb számok szerepelnek.

Az utolsó két ábra a kvázistacioner szakaszok megszakításának okait illusztrálja. A gőzfejlesztő kollektorokban a folyadékszint ugyanis e szakaszokban csökken és amint az 5.16 ábrán látható, a melegági oldalon a szint teljes lecsökkenésével a vízzár megnyílik és a meglóduló hűtőközeg a hűtőkörben olyan dinamikus hatást fejt ki, amely elegendő a már leszáradt felületek újranedvesítésére.

Végezetül összegezzük a számítás alapján az üzemi folyamat lényeges jellemzőit, amelyek a következők:

A hidroakkumulátoroknak és a gőzfejlesztőn keresztül a szekunder körnek jelentős szerepe van a tranziens folyamat alakulásában. A folyamat kezdeti szakaszában, a szekunder oldali nyomás eléréseig a primerkör nyomásváltozása gyakorlatilag azonos a hidroakkumulátorok nyomásváltozásával. A következő szakaszban a nyomás stagnál a rendszerben /a zónában illetve később a gőzfejlesztő primer oldalán/ fejlődő gőz hatására. A vízzárak megnyílása nyomászuhanást és intenzív hűtést /HA hűtővíze/ okoz. Amikor viszont a primer és szekunder oldali nyomáskülönbség és így a telítési hőmérséklet különbség is olyan nagy lesz már, hogy a gőzfejlesztő csövei kiszáradnak, a szekunder hűtőkör hatása megszűnik, a hidroakkumulátorok kiürüléséig már csak azok nyomása befolyásolja a

rendszer paramétereit. A vizsgált időszak alatt az aktiv zóna hőállapotában kritikus helyzet kialakulására nem kell számítani.

5.2 A változó szekunder oldali nyomás esete

Hogy a 3,3%-os folyásos üzemzavarnak az előző fejezetben ismertett analíziséből levont következtetések mennyire megalapozottak, azt paraméter vizsgálattal lehetne megerősíteni. Így változtatni lehetne a hidroakkumulátorok kezdőnyomását, vagy vizsgálni lehetne a szekunder hűtőkörben különböző módon változtatott nyomás visszahatását a primerkörüi folyamatra. Az utóbbira adott lehetőséget az [5]-ben közölt szekunderkörüi nyomásváltozás alkalmazása, amely az 5.17 ábrán látható /VAP12/ és amely az egyetlen eltérés az előző számítás input adataihoz képest. Már most felhívjuk a figyelmet az első másfél percben jelentkező nyomásnövekedésre, amelyet a szekunderkörre /time-dependent-volume-ként/ megadtunk és hatása a primer oldalon is jelentkezik.

Az üzemzavari folyamat fő eseményei az idő függvényében:

- 0-10 s stacioner állapot
- 10,01-10,25 s a nyomástartó tetején a 3,3%-ot reprezentáló keresztmetszet megnyílik, a gőzállapotu kiömlés 0,055 kg/s csuccsal megkezdődik, a nyomástartó szintje csökken.
- 11,9 s a nyomás 11,5 MPa alá esik, /a reaktort a védelem leállítja/, a zónában a hőteljesítmény csökkenni kezd, ezzel együtt csökken a felső keverőtérben a hőmérséklet.
- 17,4 s a nyomás kisebb, mint 9,5 MPa, /a főkeringető szivattyú lekapcsol/, a forgalom a hűtőkörben csökkenni kezd a szivattyú kifutásának megfelelően.
- 29 s a meleg oldali kollektor tetején megjelenik az első gőzbuborék, a nyomástartó szintje emelkedni kezd.
- 44 s a felső keverőtér is telített állapotba kerül, itt is kigőzölgés kezdődik, a nyomásesés lelassul.
- 57,5 s a nyomás stagnálni kezd a hidroakkumulátorok /HA/ nyomásánál magasabb értéken /6,17-6,27 MPa között/, így azok még nem nyitnak ki.

- 61 s a nyomástartóban a szint eléri a kiömlést, a gőz helyett jóval nagyobb sűrűségű kétfázisú közeg ömlik ki, a kg/s-ben mért kifolyás így megnő.
- 72,5 s a nagynyomású ZÜHR üzembe lép.
- 120 s a nyomás most már egyenletesen csökken, gyakorlatilag a szekunder oldalival párhuzamosan.
- 163 s a szivattyú leáll, a hurokforgalom ekkor 0,22 kg/s.
- 173,8 s a nyomás 5,88 MPa alá esik, a passzív vészhűtés megkezdődik. Az első csucrok $JW16=1,44$ kg/s, ill. $JW18=1,39$ kg/s, a zónaáramlásban is jelentős tranziens lép fel 2,55 kg/s körüli csúcserővel, a felső keverőtérben lévő gőz lekondenzál, a nyomás leesik, a hőmérsékletek is erősen zuhanni kezdenek az erős lehűlés hatására, a nyomástartó szintje átmenetileg csökken /az egyes térfogatokban 0,28, 0,41 ill. 0,04 m a csökkenés/, a kiömlő közeg természetesen ismét gőz.
- 189 s a nyomástartó ismét megtelt és ezután már egyfázisú folyadék a kiáramló hűtőközeg.
- 195 s hosszú kvázistacioner folyamat kezdődik, amelyben a hidroakkumulátorok által betáplált víz úgy tart egyensúlyt a kiömléssel, hogy a nyomás a szekunder oldali nyomással párhuzamosan változzon, a nyomáskülönbség 0,1 MPa nagyságrendű. A kiömlés széles ívben 0,12-0,14 kg/s között változik, a hűtőhurok forgalma stagnál.
- 225 s a hidroakkumulátorok betáplálása lecsökken, majd igen dinamikusán "rázni" kezd.
- 330 s a zóna átlagos csatornájában rövid időre megindul a minimális gőzképződés.
- 400 s a hidroakkumulátorok forgalma 0,03 kg/s körül stabilizálódik.
- 450 s a nyomáskülönbség a primer és szekunder oldal között lassan nőni kezd, a primer oldalon és a melegági kollektorban a kigőzölgés azonban nem szűnik meg, így az utóbbiban a szint már 1 m alá csökkent a 3,4 m kezdőértékkel szemben.
- 600 s a nyomáskülönbség már 0,2 MPa, a hidroakkumulátorok forgalma is lassan 0,035 kg/s-ra nőtt.
- 652 s a meleg oldali kollektor szintje 0,1 m alá csökkent.

- 680 s az egyensúly felbomlása előtt a kiömlés $JW24=0,111$ kg/s, a nyomáskülönbség $\Delta p= 0,26$ MPa.
- 681 s a meleg oldalon a vizzsák kinyílik, a kollektorból a gőz a mintegy 15°C -kal aláhűtött V1 térfogatba jutva le-kondenzál, ez dinamikus folyamatot indít el, amelynek során a hidegoldali kollektorba is betör a hideg hűtő-közeg, a gőz jelentős része a gőzfejlesztőben is lekondenzál, a primer nyomás mintegy $0,8$ MPa-t lezuhan, a hidroakkumulátorok hozama ugrásszerűen megnő.
- 685 s a vészhűtőviz mennyisége maximális, egyenként $1,4$ kg/s, ez igen erős hőmérsékletcsökkenést okoz, a nyomástartó szintje is átmenetileg lecsökken, azaz ismét gőz hagyja el a rendszert, a gőzfejlesztő kollektorjai megteltek folyadékkal.
- 690 s a nyomástartó ismét tele van, a primerköri nyomás nőni kezd.
- 694 s a hidroakkumulátorok átmenetileg lezárnak.
- 697 s új egyensúly áll be és újabb kvázistacioner szakasz kezdődik, de a primerkör nyomása most már a szekunderé alatt stabilizálódik, a nyomáskülönbség $\Delta p= -0,2$ MPa nagyságu, de lassan nő, a szekunder oldal tehát már visszafűt.
- 726 s a primer és szekunder nyomás egyenletes csökkenése következményeként a hidroakkumulátorok ismét aktívá válnak, hozamuk ezután $0,2-0,4$ kg/s között ingadozik, a nyomáskülönbség most $\Delta p=-0,26$ MPa és ezen az értéken megáll
- 820 s a V2 térfogatban ismét megkezdődik a szint csökkenése
/VAX2> 0/

A folyamatot ezután a hidroakkumulátorok leürülése módosítja, de ez nem okoz érzékelhető tranzienszt a kvázistacioner folyamatban:

- 914 s a belépő kamrához csatlakozó hidroakkumulátor szelepe lezár.
- 918 s a melegoldali hidroakkumulátor szelepe lezár.
- 1000 s az üzemzavari folyamat e pontjában a primer és szekunder oldali nyomáskülönbség egyre nő, most $\Delta p=-0,34$ MPa, a kiömlés értéke $JW24=0,13$ kg/s, a zónaforgalom $0,07$ kg/s, a gőzfejlesztő kollektoraiban egyre több gőz gyülik össze

- 1022 s a melegági vizzsák ismét kinyílik, a primerköri nyomás lejjebb esik, mivel azonban a hidroakkumulátorok már leürültek, elmarad a hűtőközegáram dinamikus változása, csak kis mennyiségű gőz kondenzál le.
- 1035 s a gőzfejlesztő kiszárad, a primer és szekunder oldal között a nyomáskülönbség $\Delta p = -0,75$ MPa, ez 14°C telítési hőmérsékletkülönbségnek felel meg, a vízzár ismét létrejön, a primer nyomás ezután még erősebben esik, mint a szekunder oldalon, a zónában az áramlás stabilitása megszűnik.
- 1047 s a felső keverőtér telítési állapotba kerül, a meginduló gőzfejlődés erőteljes áramlást indít a gőzfejlesztő felé mindkét irányban.
- 1049 s az áramlás tetőzik, a zónában $-1,7$ kg/s értéket ér el, a gőzfejlesztő ujranedvesedik.
- 1052 s a nyomáskülönbség maximuma $\Delta p = -1,15$ MPa, $/\Delta t = -26^{\circ}\text{C}/$, ezután ugyanis a primer nyomás lassan nőni kezd.
- 1100 s a folyamat vizsgálatának vége, a rendszer nyomása $VAP10 = 1,7$ MPa.

A folyamatot illusztráló ábrák jól szemléltetik az eltérést az előző fejezetben elemzett folyamattól. A primerköri nyomásesés /5.18 ábra/ a szekunder oldali nyomás növekedésének hatására most megáll a hidroakkumulátorok nyomása felett és így azok közel 2 perccel később kerülnek üzembe. Ezután a két nyomás csaknem teljesen azonos módon változik a vészhűtés befejezéséig. Ez azt is jelenti, hogy az első kvázistacioner kőszakban a primer nyomás végig a szekunderé felett marad /5.17 ábra/, utána pedig alatta változik.

Az alsó és felső keverőtér hőmérséklete /5.19 ábra/ itt is a hidroakkumulátorok hűtőhatását tükrözi. A nyomástartó vízszintváltozását az 5.20 ábra mutatja. Ha a törésen elfolyó mennyiséget bemutató 5.21 ábrát összevetjük az 5.6 ábrával, igen jelentős eltérést tapasztalhatunk. Itt csak a hidroakkumulátorok üzembelépéséig látjuk a kétfázisú kiömlést, utána két rövid gőzfázisú szakaszt követően csak folyadék állapotú hűtőközeg hagyja el a rendszert.

Ez az entalpia-diagramból /5.22 ábra/ is kitűnik.

A hűtőhurok forgalmát a melegágon /5.23 ábra - JW1/ sokkal jobban zavarja a kétfázisú kiáramlás dinamikája, mint a hidegágon /5.25 ábra - JW5/. Mindkét áramlás azonban teljesen kisimul a kvázistacioner szakaszokban. Ugyanez elmondható a zóna belépő és kilépő keresztmetszetének forgalmáról is /5.26 ábra-JW9, illetve 5.27 ábra-JW10/. A melegági vizzár megnyílását követő gőzösszeroppanás értelemszerűen ellentétes áramlást vált ki a J1 illetve J5 keresztmetszetekben /5.23 és 5.25 ábra/.

A hidroakkumulátorok üzemét jellemző két ábra /5.28 ábra-JW16 illetve 5.29 ábra-VML15/ jól mutatja, hogy ellentétben az előző analízissel, ahol szinte csak impulzusszerű betáplálások vannak, /vö. 5.12 és 5.13 ábrák/, most a kvázistacioner állapotot a hidroakkumulátorok egyenletes kis mennyiségű betáplálása kíséri.

A PMK kísérleti berendezésre elvégzett jelen elemzéseinket azzal a végső következtetéssel zárhatjuk, hogy a TMI típusú hűtőközeg-elvesztéses üzemzavari folyamatokban a primer hűtőkör jellemzőit döntően befolyásolja a szekunder kör állapotváltozása a passzív, hidroakkumulátoros vészhűtőrendszer hatékony közreműködésével. Ez a kombinált hatás kvázistacioner folyamatszakaszok kialakulásához vezet, amelyeket a melegági vizzár megnyílása, illetve az esetleg már kiszáradt gőzfejlesztő primeroldali felületek újranedvesedése szakít meg, rövid dinamikus változások kíséretében.

A hidroakkumulátorok leürülése után a rendszer és így az aktív zóna is elég alacsony hőállapotból kezd el újra melegedni, mindaddig, amíg az alacsony nyomású vészhűtő rendszer működésének feltételei ki nem alakulnak. A szükséges nyomásszint eléréséhez / <1,0 MPa/ a szekunderköri nyomás kívánt csökkentése ad lehetőséget.

6. Hidegági 7,4 %-os törés a hidroakkumulátorok üzemével

Az [1] jelentés 3.3 pontjában részletesen foglalkoztunk a PMK berendezésen alapesetnek tekintendő, a Paksi Atomerőmű primer körében egy 135 mm-es csővezeték teljes keresztmetszetű és egyoldalú kifolyást eredményező törése után fellépő üzemszabari folyamatnak modellezését célzó, 7,4 %-os törések egyes kérdéseivel. Ismertettük e kísérletsorozat célját, tárgyaltuk a vizsgálatokkal kapcsolatos megfontolásokat illetve a kísérleteket előkészítő előzetes számítások közül bemutattuk kettőnek az eredményeit, amelyek a hidegági 7,4 %-os törés hidroakkumulátorok üzem nélküli transziensére vonatkoztak.

Jelen fejezetben ismertetjük azokat az eredményeket, amelyeket a 7,4 %-os hidegági törésnek a hidroakkumulátorok működésével együtt járó esetére a RELAP4-mod6 programmal elvégzett számításából kaptunk. A számítást az előző két fejezetben részletezett módosítások figyelembevételével és ugyancsak a 4.1 ábrán látható nodalizációs séma felhasználásával végeztünk. Itt csupán egy részletre kell kitérnünk és ez a nyomástartó modelljének javítása.

A Paksi Atomerőműre elvégzett hasonló számításnál - ahogy erre már az [1] jelentésben is kitértünk - gondot okozott a nyomástartó viselkedése attól a pillanattól kezdve, amint a hidroakkumulátorok üzembe lépnek és hűtővizet fecskendeznek be a rendszerbe. A RELAP kódnál alkalmazott termodinamikai egyensúlyi modell következtében ugyanis a nyomástartóba behatoló aláhűtött víz nem kívánt mértékű kondenzációt okozott, azaz a gőz komprimálása helyett a kismértékű nyomáscsökkenés nyomán a nyomástartó igen rövid idő alatt megtelt.

A nyomástartóra szeparáltan elvégzett számítási vizsgálataink, amelyekről a [6] jelentésben számolunk be, azt mutatták, hogy a RELAP modell kedvezőbb viselkedést tanúsít, ha a nyomástartót nem egyetlen térfogattal reprezentáljuk, hanem 3-5 térfogatra bontjuk. Ez indokolja a 4.1 ábrán látható változtatást, ahol

is a nyomástartó a V11, V13 és V14 térfogatokból tevődik össze. A számítás eredményeinek bemutatását ismét a folyamat legfontosabb eseményeinek kronológiai sorrendben történő felsorolásával kezdjük. Hangsúlyozzuk, hogy a következőkben a RELAP kód outputjában megjelenő számított paraméterek alapján a valóságos fizikai folyamatokra csak oly mértékben következtethetünk, amennyire a modellezés korlátai azt megengedik. Azt, hogy e korlátok mennyire hamisítják meg az eredményeket /pl. a horizontális slip hiánya kétfázisú áramlás esetén a gőzfázis nem kívánt stagnálását okozhatja/, arra csak a kísérleti eredményekkel való egybevetés ad majd választ.

- 0-10 s stacioner állapot a primerkörben.
- 0-350 s stacioner állapot a szekunder körben, azaz konstans nyomás és telítési hőmérséklet a gőzfejlesztőben.
- 10-10,004 s a törés megnyílik, a kiömlés HF-HEM modellel $JW24 = 0,75 \text{ kg/s}$ maximum értéket ér el, majd egyenletesen csökken.
- 11,5 s a nyomáscsökkenés a felső keverőtérben AZ-I jelzést ad / $VAP < 11,5 \text{ MPa}$ /, megkezdődik a hőtéljesítmény csökkenése.
- 15,9 s a nyomástartó vízszintje $< 0,68 \text{ m}$, erre a jelre a nagynyomású üzembiztos zónahűtő szivattyú beindul
- 16,1 s a rendszernyomás csökkenésére / $VAP < 9,5 \text{ MPa}$ / a főkeringető szivattyúk lekapcsolnak, megkezdődik a kifutásuk, a hűtőkör forgalma csökkenni kezd.
- 21,9 s a nyomástartó leürült, ekkor $VAP = 7,7 \text{ MPa}$, $JW9 = 3,38 \text{ kg/s}$, $JW24 = 0,48 \text{ kg/s}$, ugyanekkor megjelenik az első gőzbuborék a gőzfejlesztő melegoldali kollektorában / $VAX2 > 0$ /.
- 23,8 s a hűtőhurok melegága is telítési hőmérsékleten van / $VAX1 > 0$, $VAP1 = 7,26 \text{ MPa}$, $VAT1 = 288 \text{ }^\circ\text{C}$ /.
- 32,6 s a felső keverőtér is telített állapotba kerül. / $VAX10 > 0$, $VAP10 = 6,3 \text{ MPa}$, $VAT10 = 279 \text{ }^\circ\text{C}$ /, a nyomásesés fokozatosan mérséklődik.
- 45,3 s a primer hűtőkör nyomása $5,88 \text{ MPa}$ alá esik, a hidroakkumulátorok üzembe lépnek, a betáplálás maximális értéke $JW16 = JW18 = 1,2 \text{ kg/s}$. A vészhűtővíz hatására kondenzáció kezdődik, a nyomás ismét gyorsan zuhan,

- vele együtt a hőmérsékletek is esnek. A kiömlésnél a közeg entalpiája ugyancsak lecsökken, így a kg/s-ben mért kifolyás $JW24 = 0,36$ kg/s minimum érték után megnő.
- 46,2 s a gőz a felső keverőtérben lekondenzált / $VAX10=0$ /, ugyanakkor a melegoldali kollektor szintje eléri a gőzfejlesztő csöveket, így azokban is megjelenik a gőz / $VAX3 > 0$, de $VAX19 = VAX20=0$ /.
- 49,2 s a passzív üzemzavari hűtésnek újabb helyi maximuma van / $JW16= 1,13$ kg/s/, a nyomástartóban újra megjelenik a szint, mivel a V1 térfogatban a gőz lekondenzált / $VAX1=0$ /.
- 52,0 s most már a gőzfejlesztő mindhárom térfogatában és a V4, V5 térfogatokban van gőz.
- 52,8 s a gőzfejlesztő két oldalán a nyomás, és így a telítési hőmérséklet is azonos, a hőtranszport iránya megfordul, a primer oldalon a gőzfejlődés fokozódik, így a nyomástartóban a szint meredeken emelkedik, a nyomás ettől kezdve csak kis mértékben csökken, így a HA forgalom is lecsökken.
- 56,4 s a hurokból egyre melegebb hűtőközeg érkezik, így az alsó keverőtérben a hőmérséklet nőni kezd, a felső keverőtér hőmérséklete stagnál, a nyomástartó szintje megáll, lassan csökkenni kezd.
- 59,0 s kvázistacioner állapot kezdődik, a kiömlés $0,47$ kg/s értékről fokozatosan csökken, a hidroakkumulátorok betáplálása egyenként $0,15$ kg/s, ez az érték is lassan csökken.
- 63,2 s az alsó keverőtér hőmérséklete eléri, majd elhagyja a felső keverőtérét / $VAT18= 219$ °C/.
- 72,0 s a hidroakkumulátorok vízhozama tovább csökken, már $< 0,1$ kg/s.
- 77,0 s a kiömlés $0,35$ kg/s körüli értéken stabilizálódik, a zónaforgalom egyre jobban csökken, már $< 0,4$ kg/s.
- 81,8 s a primerkör nyomása lassan nőni kezd, a gőzfejlesztő primer és szekunder oldalán $\Delta p > 0,35$ MPa, $\Delta t > 4$ °C, a gőzfejlődés egyre erősebb.

- 82,2 s a hidroakkumulátorok lezárnak, az alsó keverőtér hőmérséklete erősebben növekszik.
- 83,2 s a gőzfejlesztőből kétirányú áramlás indul, ezáltal $JW1 < 0$ lesz és a zónaforgalom is megfordul.
- 85,8 s a hűtőhurok hideg ágán is megfordul az áramlás.
- 90,8 s a nyomás ismét csökkenni kezd.
- 94,7 s a zónaforgalom helyi szélső értéke $JW9 = - 0,453$ kg/s
- 96,0 s a hidroakkumulátorok ismét kinyitnak, a nyomástartó vízszintje csökken.
- 102,6 s a betáplálás $0,23$ kg/s érték körül állandósul, mivel a nyomásesés a hidroakkumulátorokéhoz igazodva egyenletesen csökken, az alsó keverőtér hőmérséklete lassan, a felső keverőtéré erősen csökkenni kezd.
- 117,4 s a kvázisztaioner folyamatot egy kis nyomáslengés zavarja meg, a hidroakkumulátorok forgalma és a kiömlés lejjebb esik $/0,23$ kg/s-ről $0,1$ kg/s közelébe, ill. $0,44$ kg/s-ről $0,39$ kg/s-re/, a melegági kollektorban megkezdődik a gőz felgyülemzése $/VAX2 > 0/$, azaz a szint csökken.
- 120,8 s után a betáplálás már $< 0,1$ kg/s, a zónaforgalom pedig a tranziens után $- 0,33$ kg/s értéken stabilizálódik, a felső keverőtér hőmérsékletcsökkenése megáll.
- 137,0 s a gőzfejlesztő primer oldalán fejlődő gőz hatására a hűtőkör hideg ágán az áramlás megfordul, ennek hatására a negatív zónaforgalom a melegági áramlással együtt lecsökken.
- 145,8 s a gőzfejlesztőnél $\Delta p = 0,96$ MPa, $\Delta t = 13,7$ °C, megkezdődik a primer oldal kiszáradása $/VAX20=1/$, a forgalom értékek stagnálnak.
- 166,7 s a szimulált FKSz-ek leálltak.
- 186 s a nyomásesés rövid időre felgyorsul, a hidroakkumulátorok jobban nyitnak, átmenetileg $0,24$ kg/s-re nő a betáplálás, majd visszaesik, a zónaforgalom stabilitása megszűnik, a meleg hurokág forgalma ismét pozitívvá vált, mert a zónából kétirányú lett a hűtőközeg kiáramlása
- 189 s a zónát modellező térfogat telítési állapotban van $/VAX9 > 0/$, az áramlás egyre nyugtalanabb, a nyomásban is apró ingadozások tapasztalhatók, amit a HA forgalom "rázása" jelez.

- 195 s a gőzfejlesztő primer oldala száraz /JW3=JW19=JW20=1/.
- 199 s az alsó keverőtér rövid időre telítési hőmérsékleten van /VAX8 > 0/.
- 209 s a zónaforgalom most már egyirányu /JW9 > 0/, a nyomás fokozottabban esik, a hidroakkumulátorok betáplálása egyre jobban növekszik, a hőmérsékletek /VAT8, VAT10/ egyre erősebben csökkennek.
- 216,8 s a zóna alján az áramlás újra megfordul, most már JW16, JW18 > 0,5 kg/s.
- 224,6 s a folyamatot igen erős tranzienst zavarja meg, a felső keverőtérből mintegy 45 °C-kal aláhűtött víz tör be a gőzfejlesztőbe és a zónába, ahol a hirtelen kondenzációt kb. 0,5-0,7 MPa nyomás zuhanás követi, a HA megszívása után /JW16= 1,87 kg/s csúcserték/, a gőzfejlesztő primer csövei ujranedvesednek, a zóna is aláhűtött.
- 230,9 s a hidroakkumulátor szintje olyan alacsony, hogy a szelepek zárni kezdenek.
- 233,4 s a szelepek lezártak, a passzív vészhűtő rendszer üzeme befejeződött, az alsó és felső keverőtér hőmérséklete nőni kezd.
- 235,0 s a hideg oldali kollektor szintje csökkenni kezd.
- 237,0 s az áramlás lassan stabilizálódik, JW9= -0,31 kg/s-től csökken -0,15 kg/s-ig, majd ott megáll, a kiömlés 0,3 kg/s alatt stagnál.
- 253,5 s a gőzfejlesztő kiszáradása újra megkezdődik /VAX20=1/, most $\Delta p = 2,5$ MPa, $\Delta t = 43$ °C.
- 263,4 s a gőzfejlesztő kiszáradt, a zónában újra megkezdődik a gőzfejlődés, mivel a nyomás a telítési értékre esett, a határozott irányu zónaforgalom megszűnik, JW1 pozitívrá fordul, a nyomás tovább csökken.
- 285 s a primerkör nyomása kisebb, mint 2,0 MPa, az alsó keverőtér is telített állapotba került /VAX8 > 0/.
- 288 s fellép a hőátadási krízis az átlagos terhelésű rudon, a burkolat hőmérséklet 330 °C-tól lassan emelkedni kezd.

- 305,2 s a hidegági kollektor alatt a vízszint annyira lecsökken, hogy a vizzsák megnyílik /VML4 < 0,02 m/, megjelenik a gőz a V5 térfogatban is, megkezdődik a gőzfejlesztő primer oldalának ujranedvesedése, a nyomásesés átmenetileg megnövekszik.
- 334,8 s a felső keverőtér is telítési paraméterekre került, megindul ott is a kigőzölgés, a nyomás feljebb ugrik, majd nőni kezd VAP10= 1,738 MPa-tól, az alsó keverőtér aláhütötté válik, a nyomástartó szint, amely idáig csökkent, most emelkedni kezd, ettől kezdve az áramlás instabil.
- 339 s a zónából a kiáramlás átmenetileg megszűnik: JW9=0,5 kg/s, azaz a zóna egy "fröccsöt" kap alulról, ez a burkolathőmérsékletre kedvezően hat, néhány fokkal visszahűti /350°C alatt marad/.
- 348,6 s újabb áramlási tranziens, most JW9= 0,8 kg/s, a zóna átlagos gőztartalma lecsökken, a burkolathőmérséklet jelentősebben csökken, az átlagos terhelésű rud alsó fele ujranedvesedett.
- 350 s a folyamat vizsgálatának vége.

Az üzemzavari folyamat előzőekben ismertetett eseményeit a következő ábrák szemléltetik:

A felső keverőtér, V10 térfogat nyomásának változása reprezentálja a primer kör nyomásváltozását. Ezt látjuk a 6.1 ábrán, ahol a szekunder oldali nyomást is bejelöltük /VAP12/. A 6.2 ábra az alsó és felső keverőtér hőmérsékletének alakulását mutatja, jól látható, hogy a passzív vészűtés következtében jelentős az aláhűtés a vizsgált időtartomány nagy részében. A 6.3 ábrán a nyomástartó 3 egyenlő részre osztott résztérfogatában a szintváltozást láthatjuk. Fel kell hívnunk a figyelmet a modell módosítás kedvező hatására, nevezetesen, hogy a hidroakkumulátorok üzembelépése után a folyadékszint csak a középső harmad aljáig emelkedik fel, a nyomástartó tehát nem telik meg. Látható viszont az is, hogy a térfogathatárokon a szint változása nem történik mindig folyamatosan, így pl. a 310. s-nál az alsó harmadban is

csökkenni kezd a szint, anélkül, hogy a felette lévő térfogat teljesen leürült volna. Valószínűleg ezen vertikális slip alkalmazásával lehet majd a következő számításokban javítani. A 6.4 ábra a kifolyás mennyiségét mutatja /JW24/, míg a 6.5 ábra az elfolyó hűtőközeg entalpiáját /JH24/. Mindkét ábrán jól érzékelhető a vészhűtés hatása. Így az utóbbin a hidroakkumulátorok erősebb betáplálása idején az entalpia erősen csökken, míg a vészhűtés lezárásakor erőteljesen növekedni kezd. Az előbbi ábrát pedig a passzív vészhűtés nélküli számítás megfelelő ábrájával összevetve / [1] 4.2.3 ábra/ ugyancsak látható, hogy a kiömlés a vizsgált időszakban végig egyfázisú folyadék marad, hiányzik a kétfázisú kiömlésre jellemző kép, illetve az egyfázisú gőz kb. egy nagyságrenddel kisebb értéke. /Összevethető az 5.6 ábrával is./

A következő 6.6 ábrán a hűtőhurok melegági csonkján a forgalom változását látjuk. A görbe kezdeti szakaszán az FKSz kifutása dominál, később a gőzfejlesztőben keletkező gőz hatása érvényesül és különösen durván jelentkezik a gőz összeroppanásának hatása a 224. s-ban. A 6.7 ábra ugyanazon a helyen az entalpia változását mutatja. Érdekes, hogy a hidroakkumulátorok üzembe lépésekor kiváltott tranziens hatására megjelenik itt egy igen rövid időre a gőzfázis is, a hozzátartozó magas érték jelzi ezt.

A zóna belépő keresztmetszetében a forgalom változása /6.8 ábra/ a 6.6 ábrához hasonló képet mutat, bár itt a zónában fejlődő gőz hatása is közvetlenebbül érvényesül.

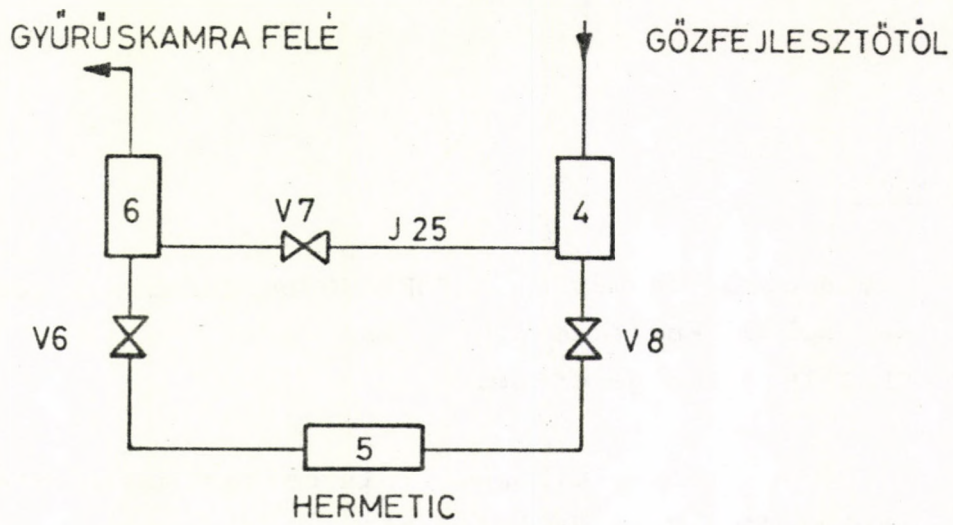
A két hidroakkumulátorból betáplált vészhűtővíz mennyisége a 6.9 ábra szerint csaknem azonos, a két görbe szinte teljesen egybeesik. A hidroakkumulátorok leürülését a szintcsökkenés /6.10 ábra/ valamint a nyomáscsökkenés /6.11 ábra/ jelzi. Az utóbbi ábrába a primer nyomást is berajzoltuk, hogy érzékeltesük a hidroakkumulátorok "nyomásmegfogó" szerepét a folyamat kvázistacioner szakaszaiban /58-79 s, 90-209 s/.

Végül a 6.12 ábra a nagynyomású üzemi zónahűtő szivattyú szállítását mutatja, ez nagyságrendjét tekintve /JW22 ~ 0,0145 kg/s/ elhanyagolható a folyamat vizsgált szakaszában.

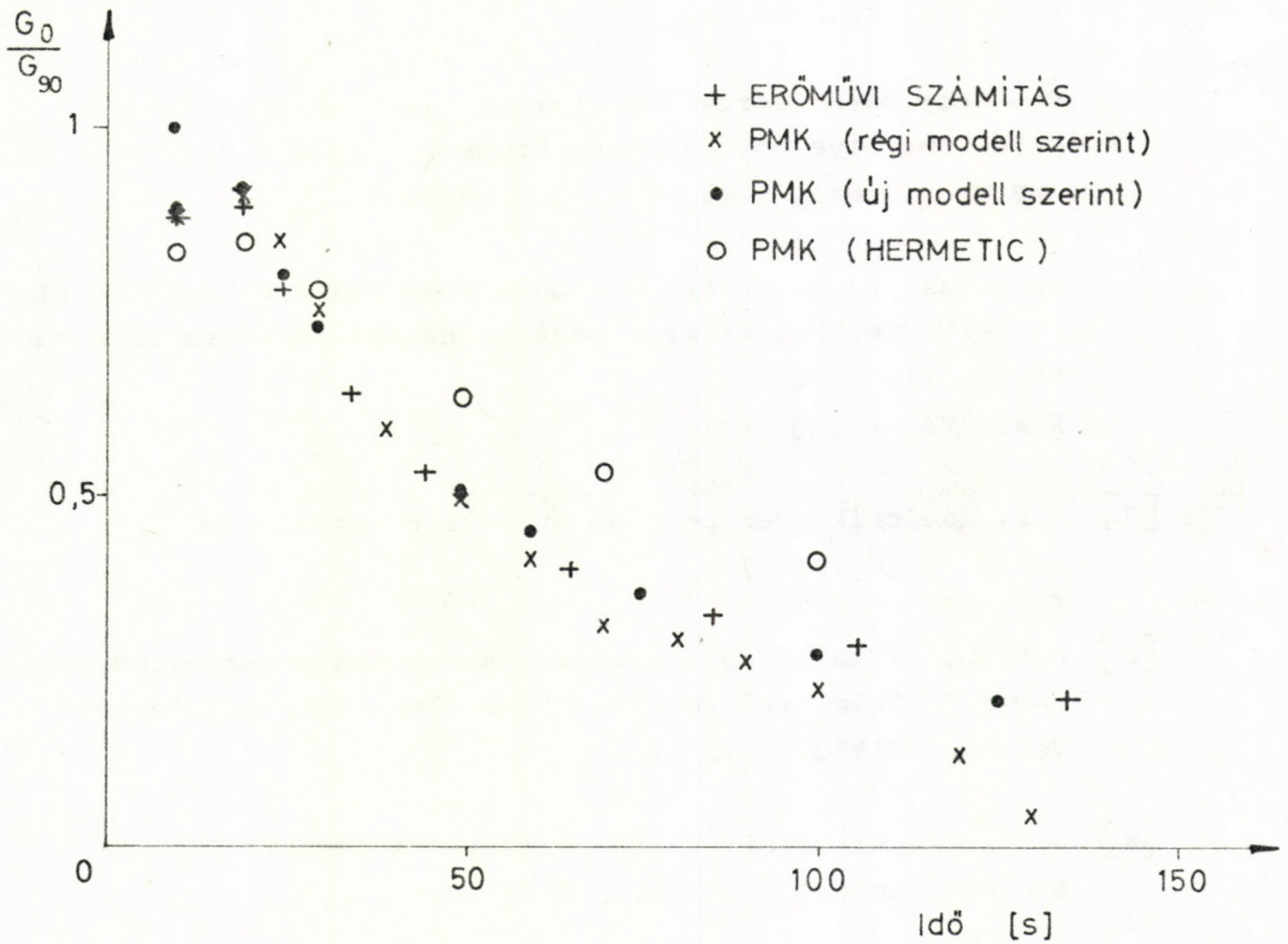
Az üzemi zónahűtő folyamatot 350 s-ig vizsgáltuk. A passzív vészűtés hatására ekkor mintegy 1,5 MPa-val alacsonyabb a nyomás-szint és a hőmérsékletek is /a telítési értéknek megfelelően/ több mint 30 °C-kal alacsonyabbak, mint a vészűtés nélküli esetben. A folyamat végén a V7 térfogat - amelyből az elfolyás történik - még mindig aláhűtött állapotban van /igaz, hogy csak 3-4 °C-kal/. Ez azt jelenti, hogy a kiáramlás továbbra is egyfázisú marad, jelentős térfogat-vesztéssel és így nyomáseséssel egyelőre nem kell számolni, vagyis a folyamat stabilizálódása várható mindaddig, amíg a rendszer paraméterei el nem érik azokat az értékeket, amelyek vészűtés nélkül kb. a 180. s-nál voltak, amikor is a folyadékszint elérte a törés magasságát és megkezdődött a kétfázisú kiáramlás.

Irodalom

- [1] Szabados L. és mások: A PMK-NVH berendezés létesítéséhez kapcsolódó kutatások. II. rész
KFKI-1984-16. jelentés.
- [2] H. Pfau, I.Tóth, G.Sonneck: Investigation of Phase Separation Models in RELAP4/mod6.
RS-241/84.
- [3] I.Tóth et.al: LB and SB LOCA Analysis by RELAP4/mod6.
IAEA Technical Committee, Varna, 1984.
- [4] Tóth I., Bandurski, Th., Perneczky L., Szabados L: Az egy- és kétfázisú természetes cirkuláció, valamint az 1% és 3,3 %-os törések analízise a Paksi Atomerőműre.
KFKI-1985-12. jelentés.
- [5] Raszcsot paraméetrov i kontura pri nyezakrütii odnovo predokrogyityelnovo klapana kompenzatora davlenyija.
OKB Hydropress, Y 213-TP-1706, 1982.
- [6] Perneczky L. és mások: A RELAP4/mod6 alkalmazása a Paksi Atomerőműre, beleértve a mod6 és SSYST2 együttes alkalmazását. II. rész.
KFKI-1985-11. jelentés.
- [7] I.E. Idelchik: Handbook of Hydraulic Resistance
AEC-TR-6630 /1960/
- [8] D.Hein, K.Riedle: Untersuchungen zum Systemverhalten eines DWR bei Kühlmittel verlust-Störfällen. ATKE Kerntechnik
Vol. 42. /1983/ No.1.
- [9] J.G. Collier et.al: Design transients for the PWR.
Nuclear Energy, Vol. 21. /1982/ No.6.

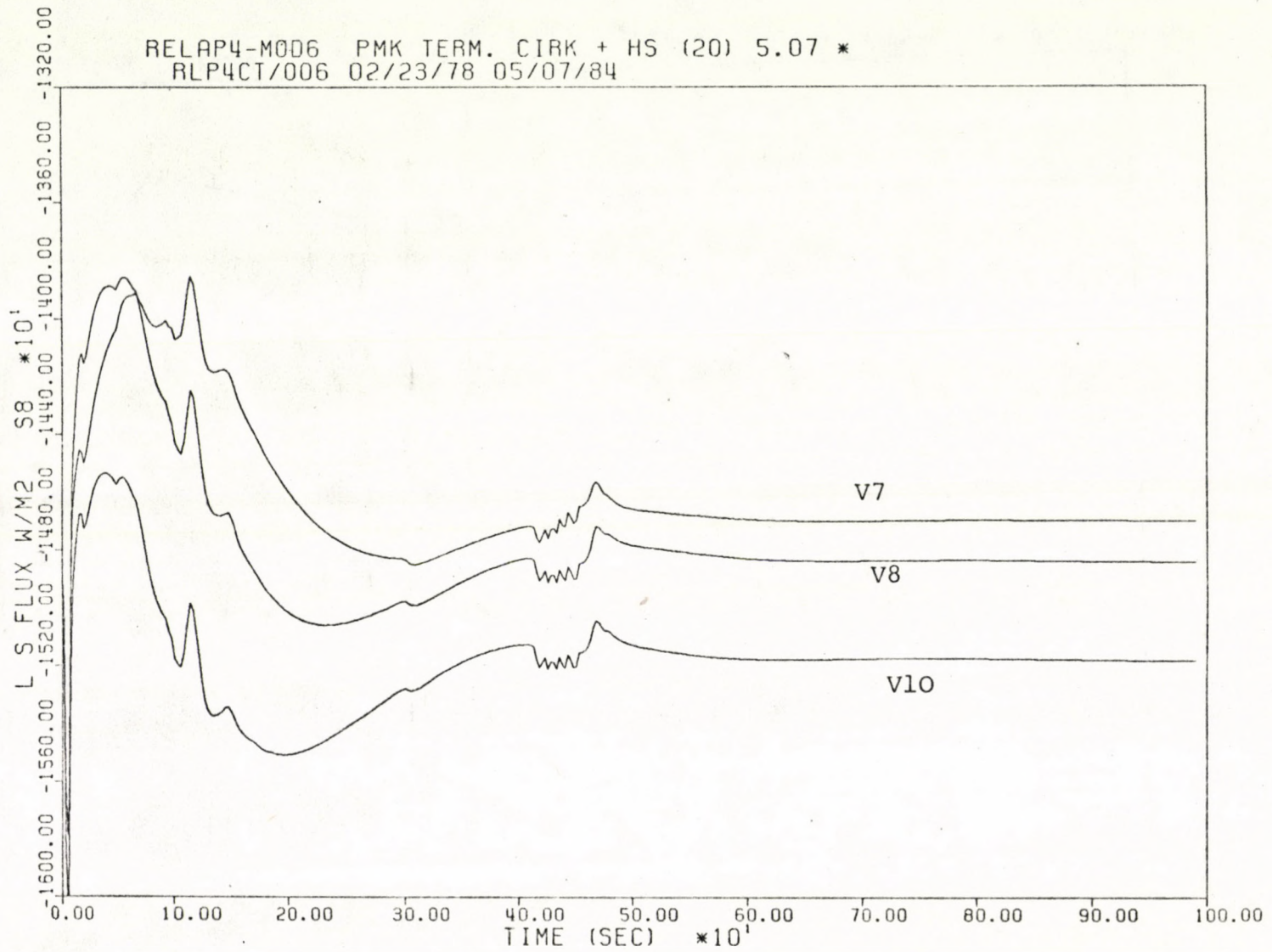


2.1. ábra



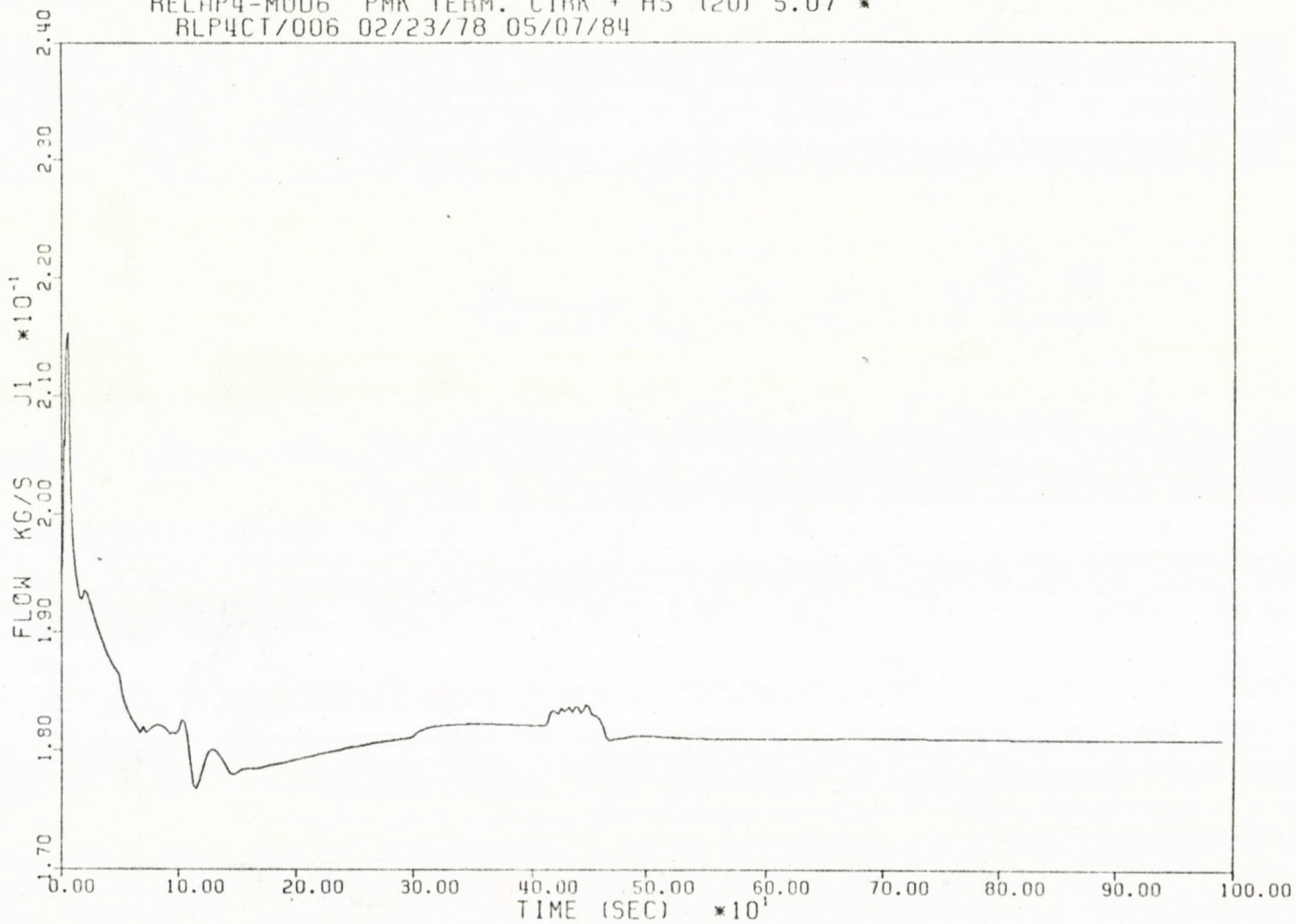
2.2. ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK + HS (20) 5.07 *
RLP4CT/006 02/23/78 05/07/84



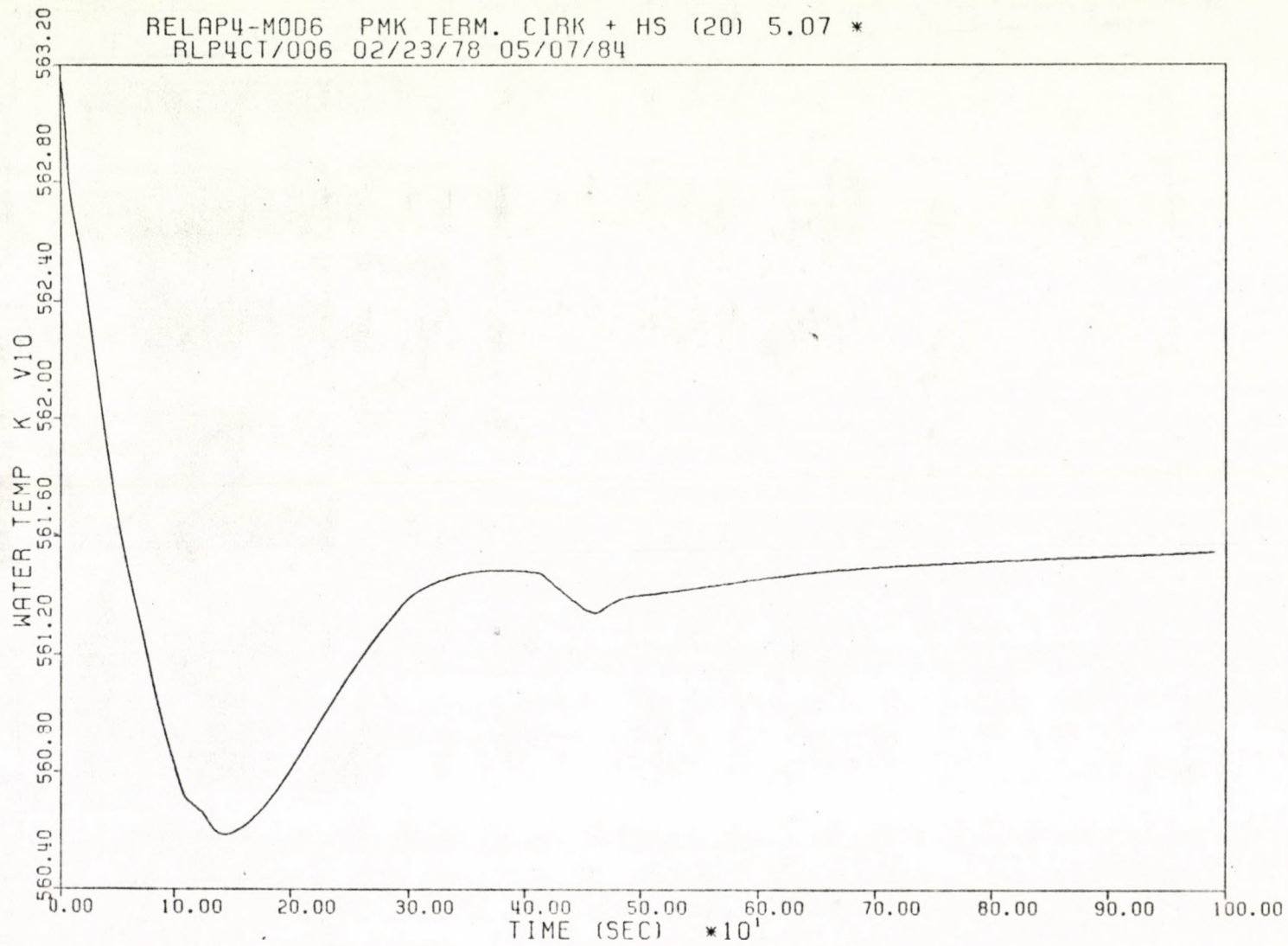
3.2.1 ábra

RELAP4-MOD6 PMK TERM. CIRK + HS (20) 5.07 *
RLP4CT/006 02/23/78 05/07/84



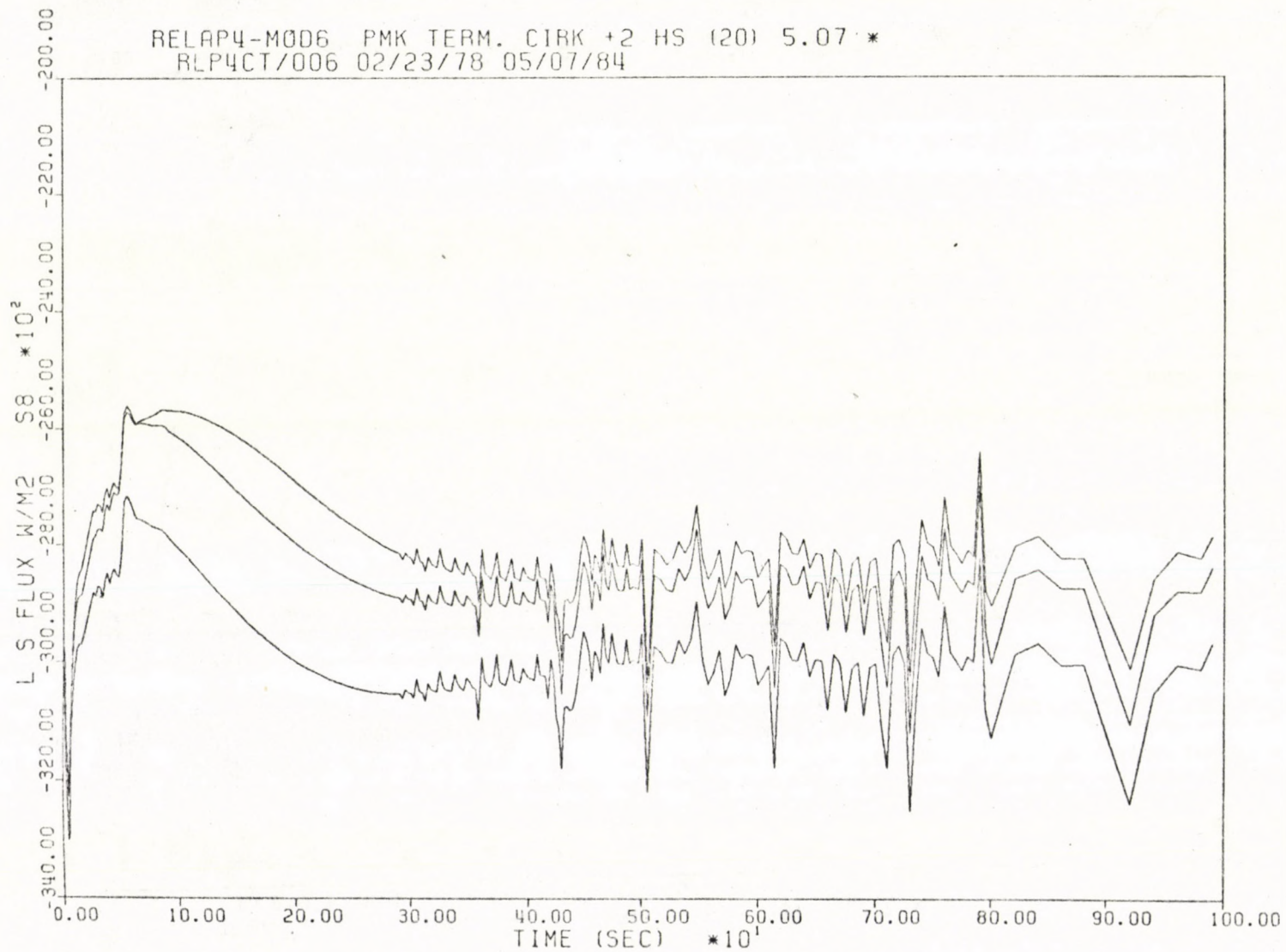
3.2.2 ábra

RELAP4-MOD6 PMK TERM. CIRK + HS (20) 5.07 *
RLP4CT/006 02/23/78 05/07/84



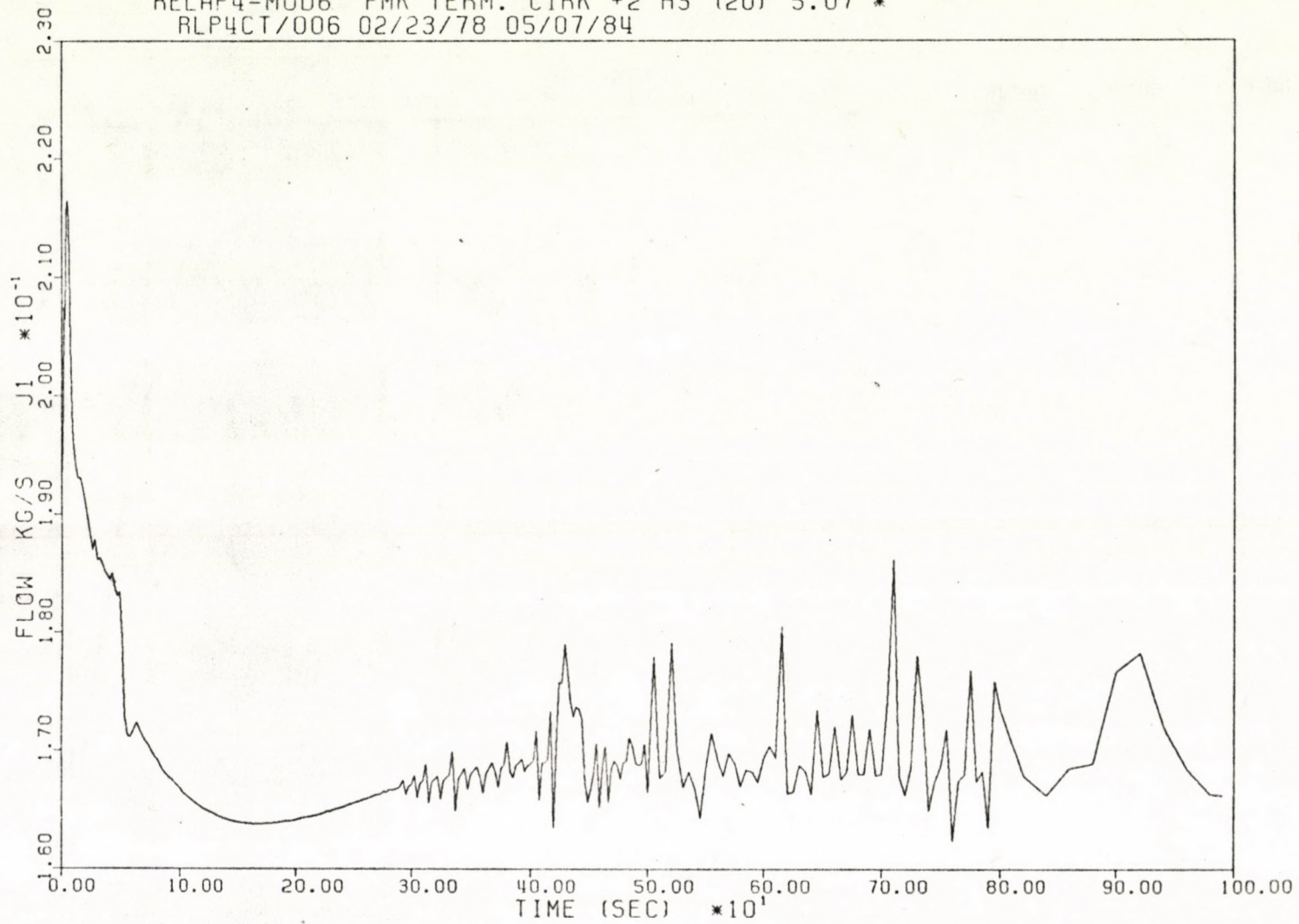
3.2.3 ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK +2 HS (20) 5.07 *
RPL4CT/006 02/23/78 05/07/84



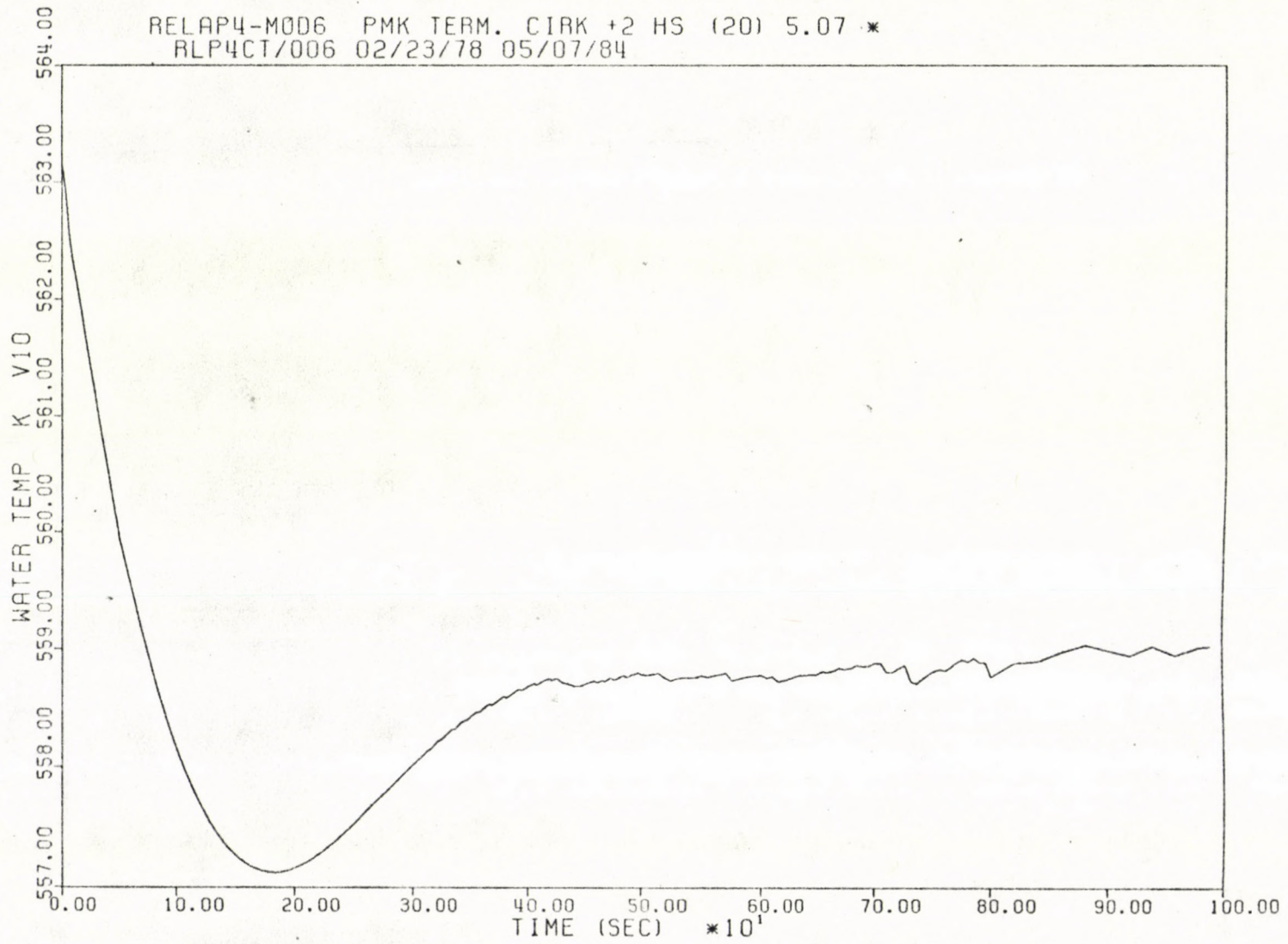
3.2.4 ábra

RELAP4-MOD6 PMK TERM. CIRK +2 HS (20) 5.07 *
RLP4CT/006 02/23/78 05/07/84



3.2.5 ábra

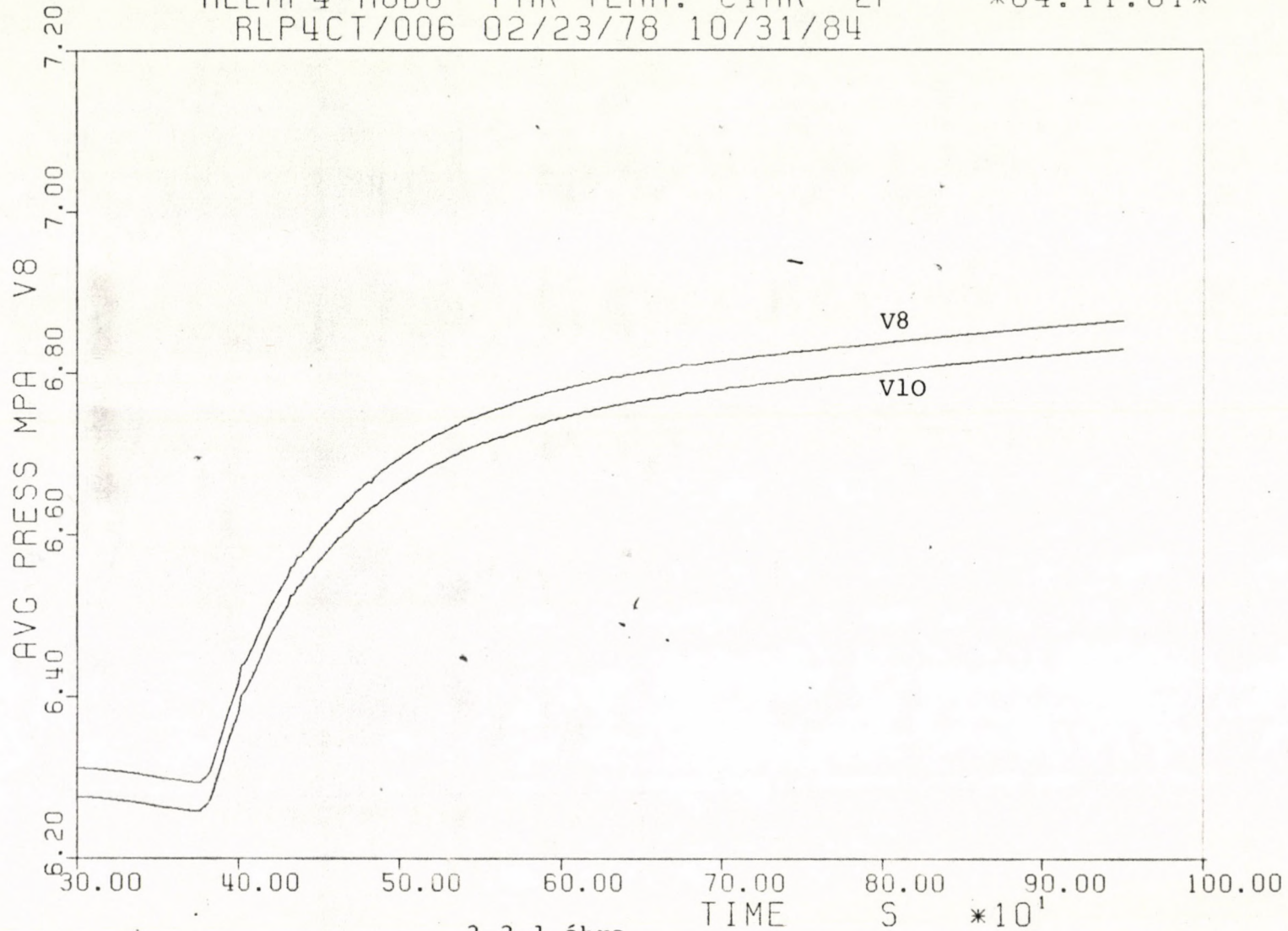
RELAP4-MOD6 PMK TERM. CIRK +2 HS (20) 5.07 *
RLP4CT/006 02/23/78 05/07/84



3.2.6 ábra

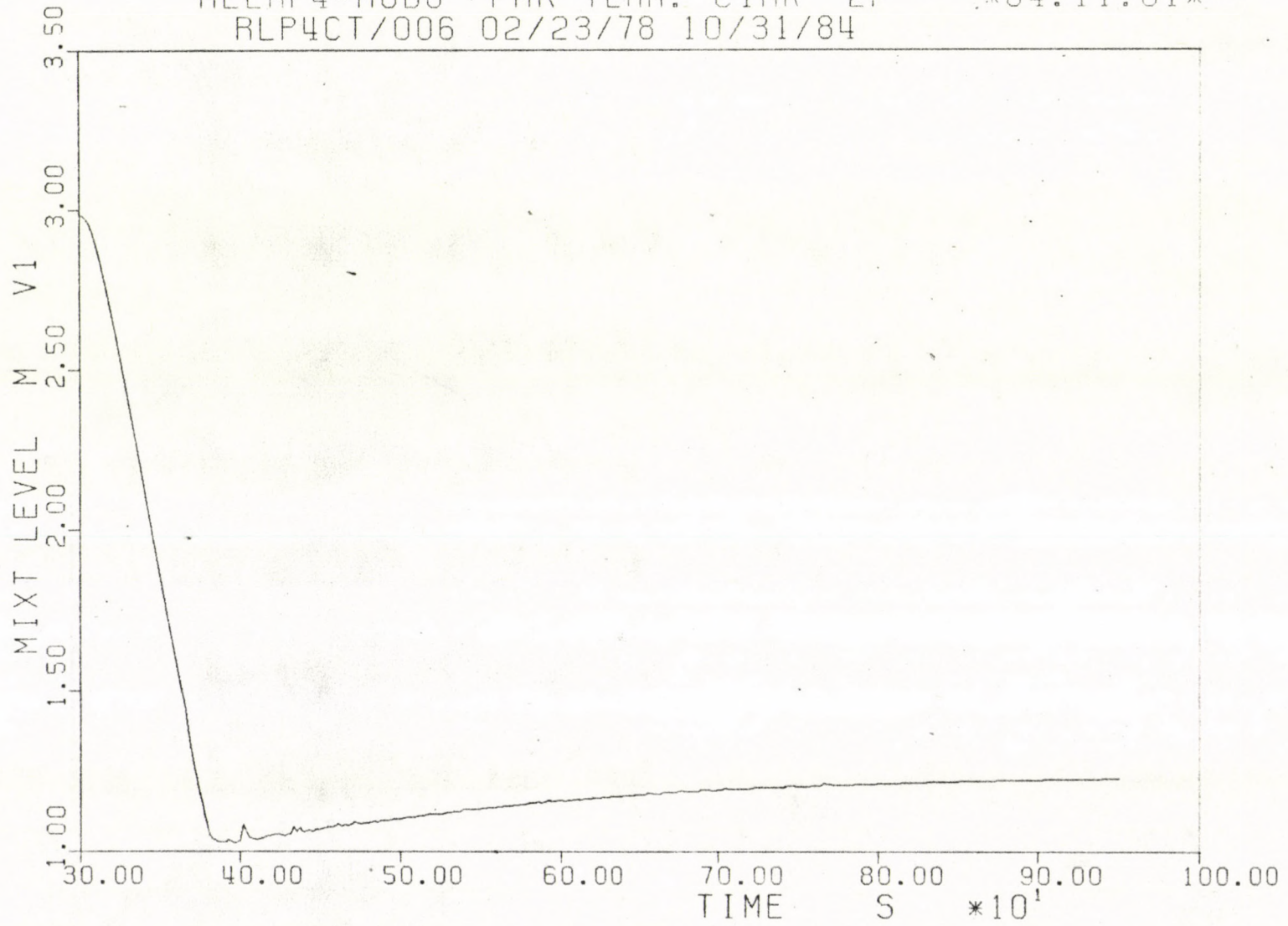
RELAP4-M0D6 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

84.11.01



3.3.1 ábra

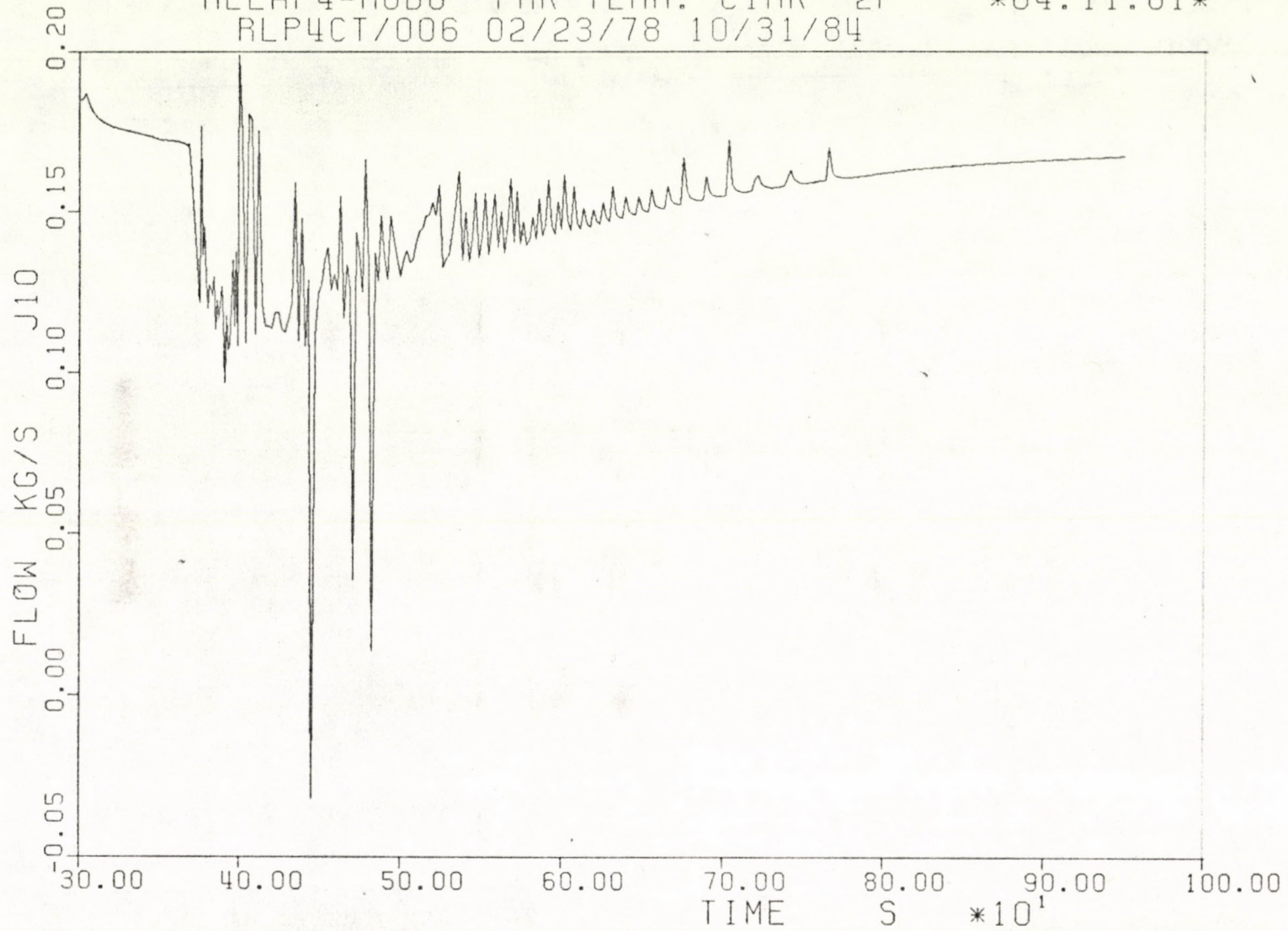
RELAP4-MOD6 PMK TERM. CIRK 2F :*84.11.01*
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84



3.3.2 ábra

RELAP4-MOD6 PMK TERM. CIRK 2F
RFP4CT/006 02/23/78 10/31/84

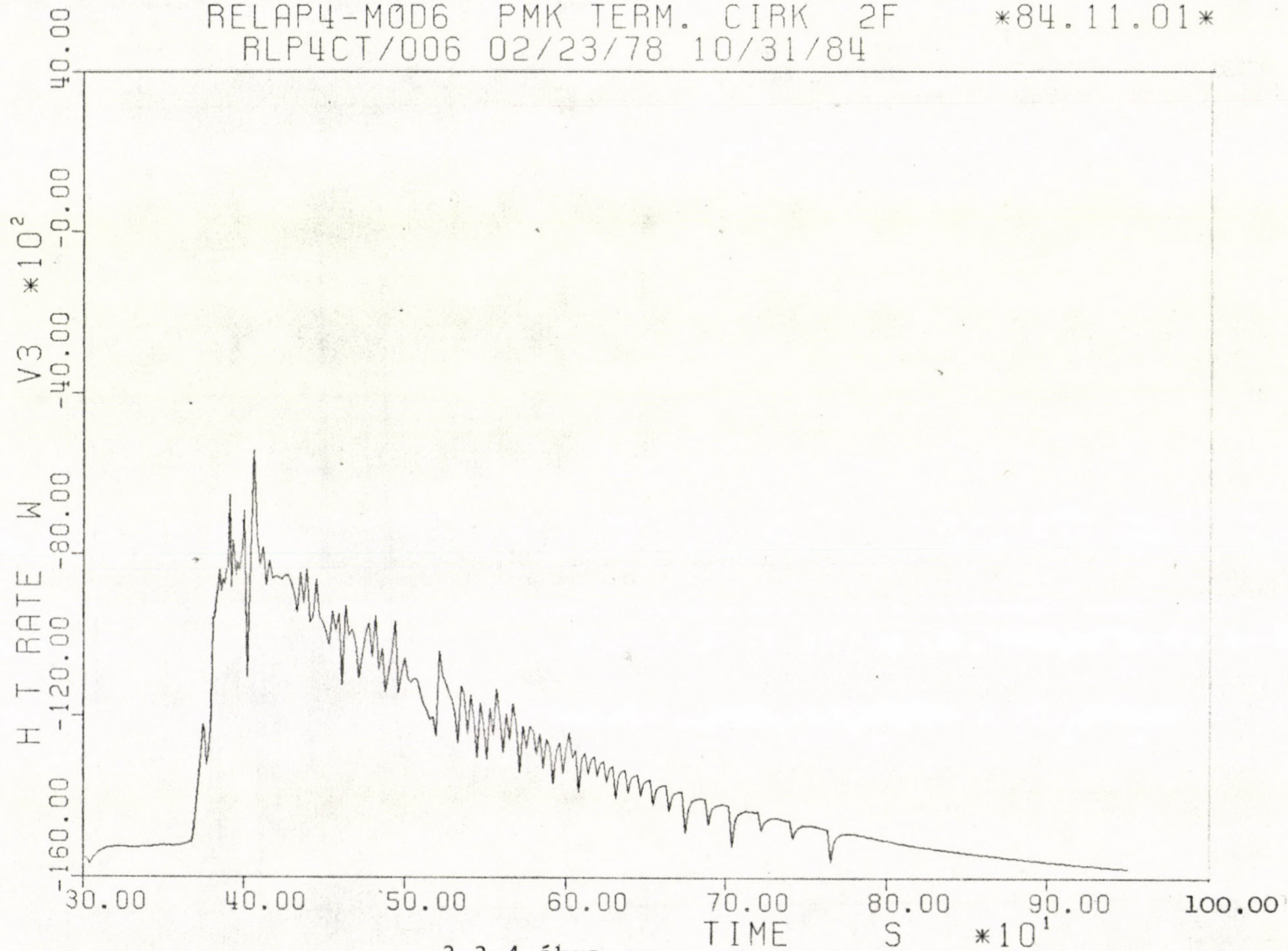
84.11.01



3.3.3 ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

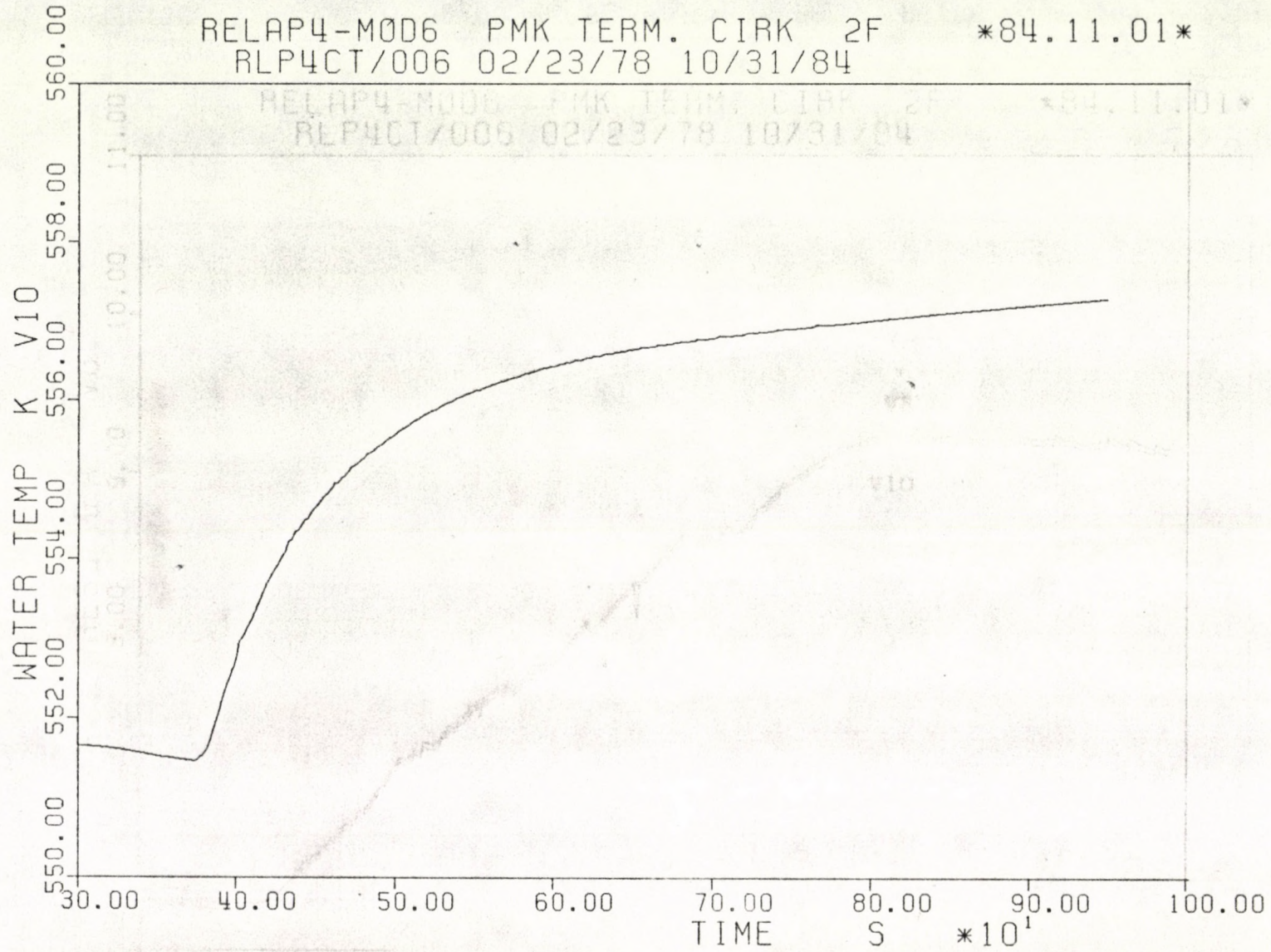
84.11.01



3.3.4 ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

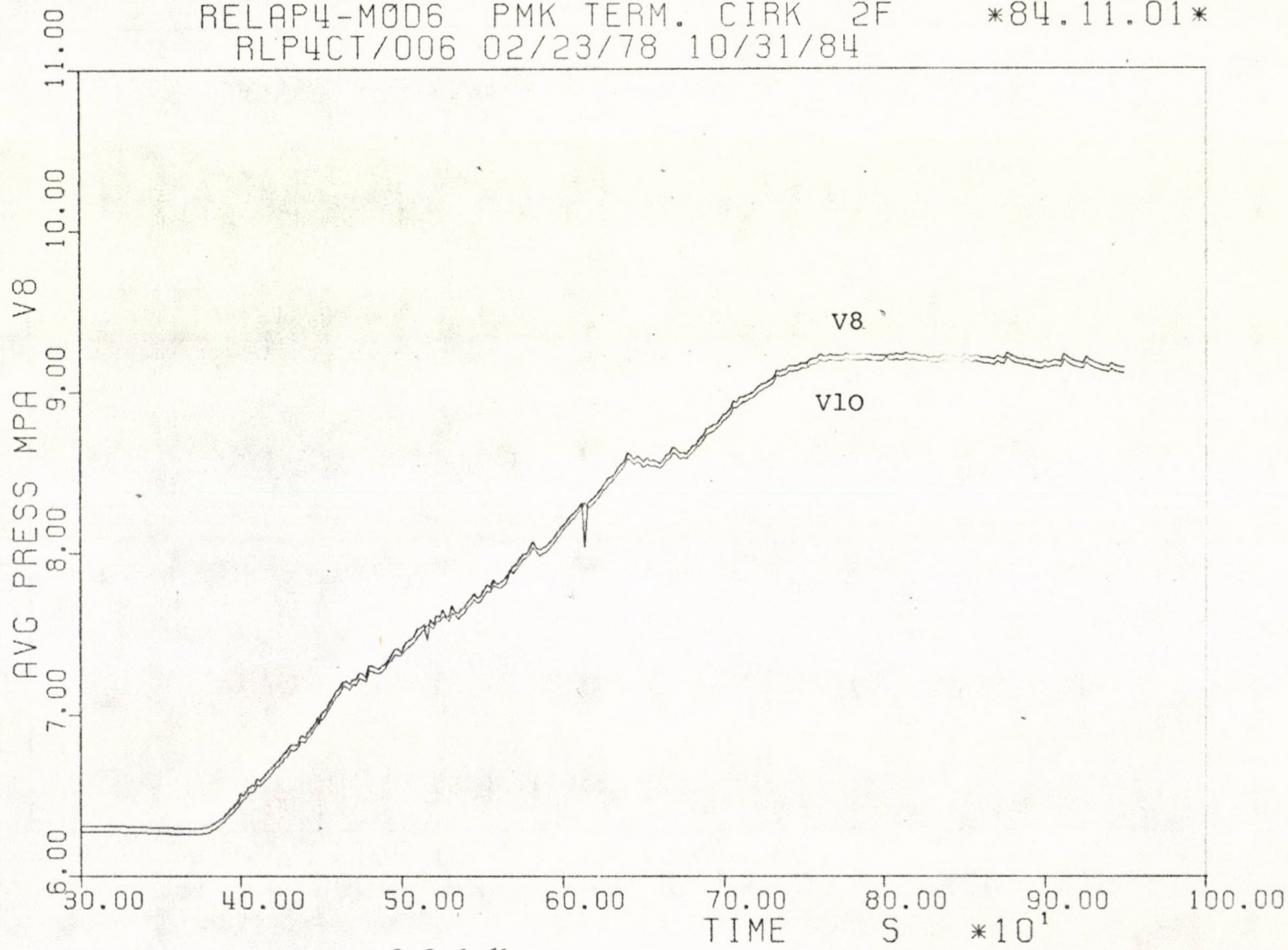
84.11.01



3.3.5 ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

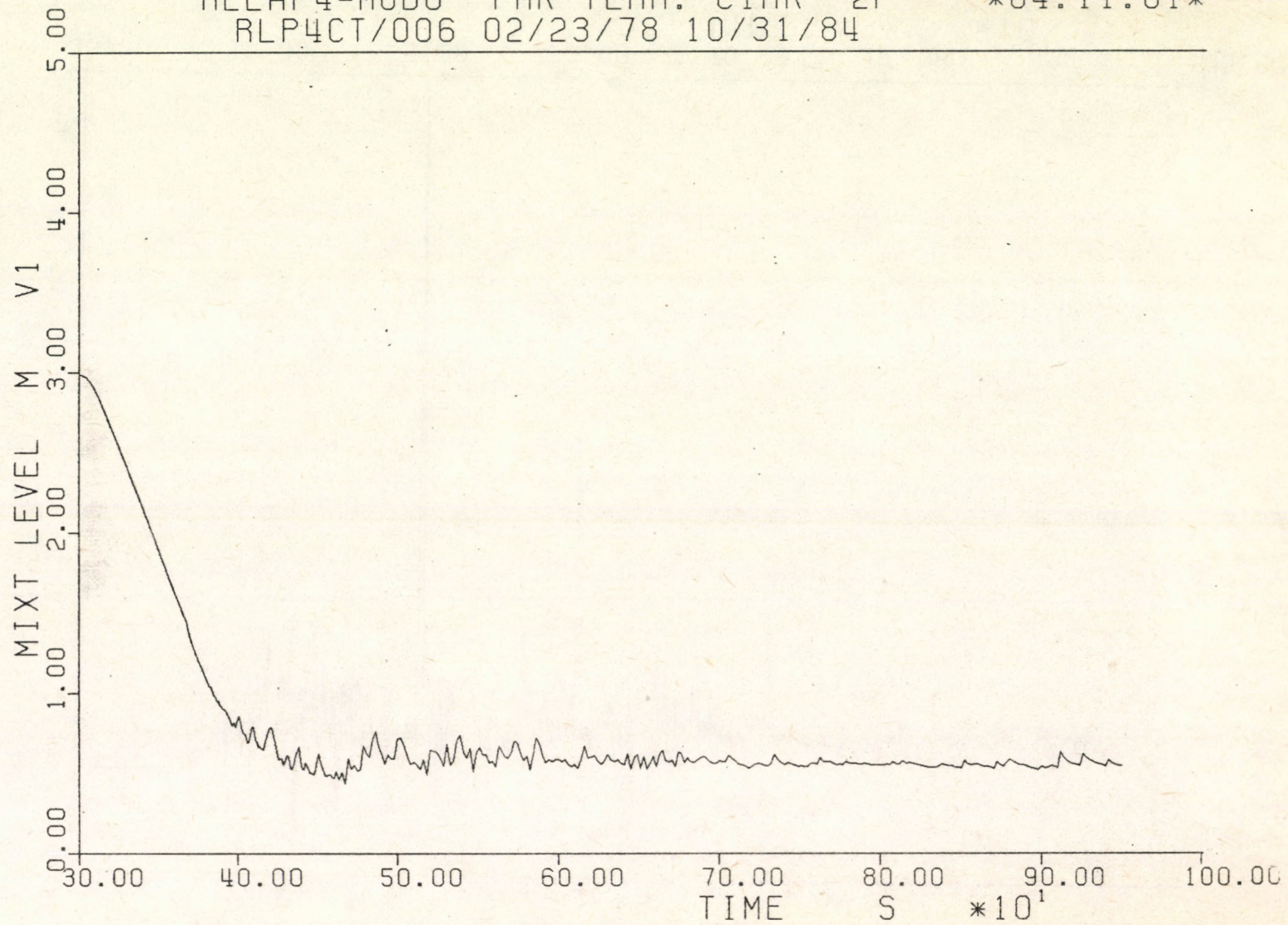
84.11.01



3.3.6 ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

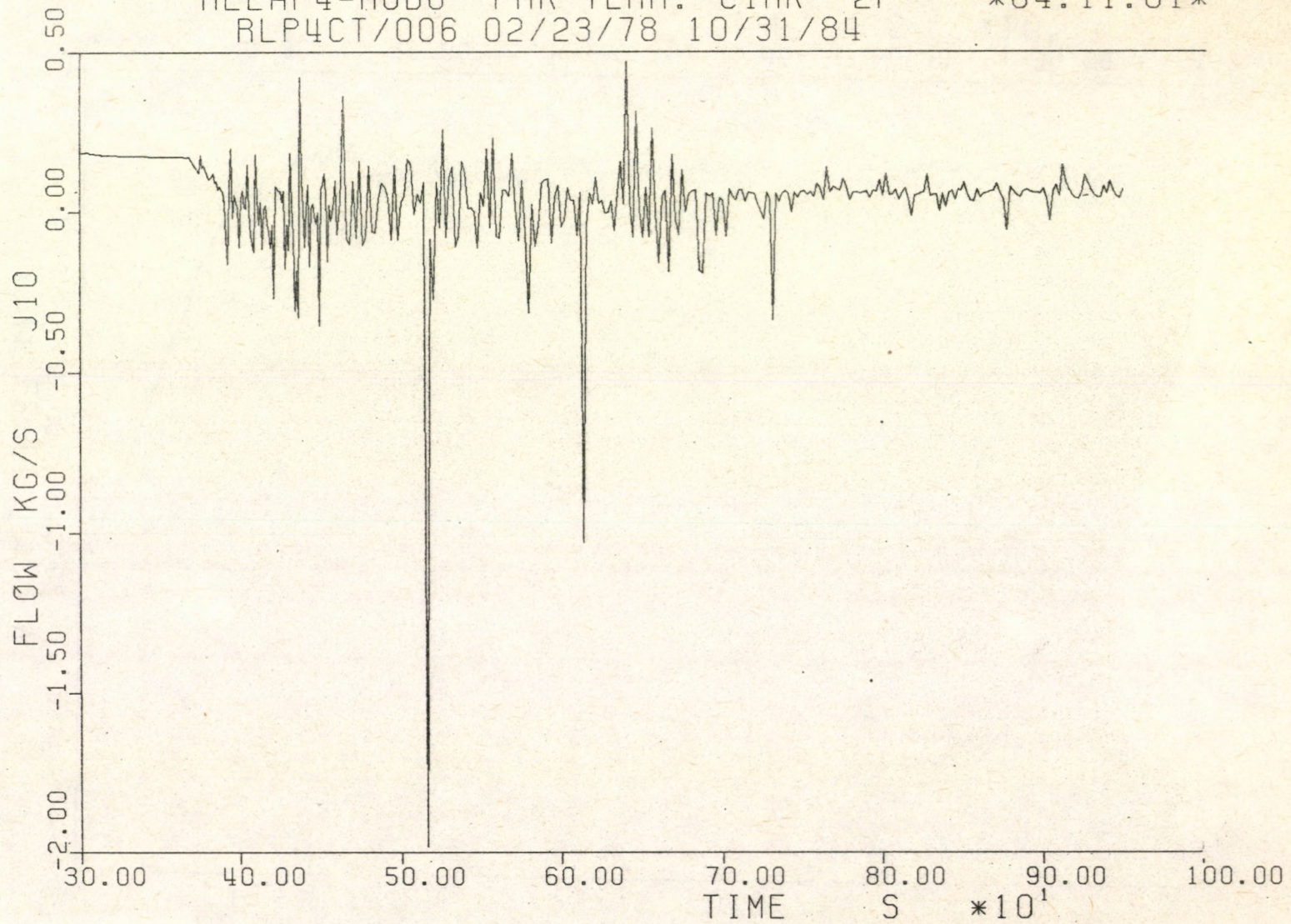
84.11.01



3.3.7 ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

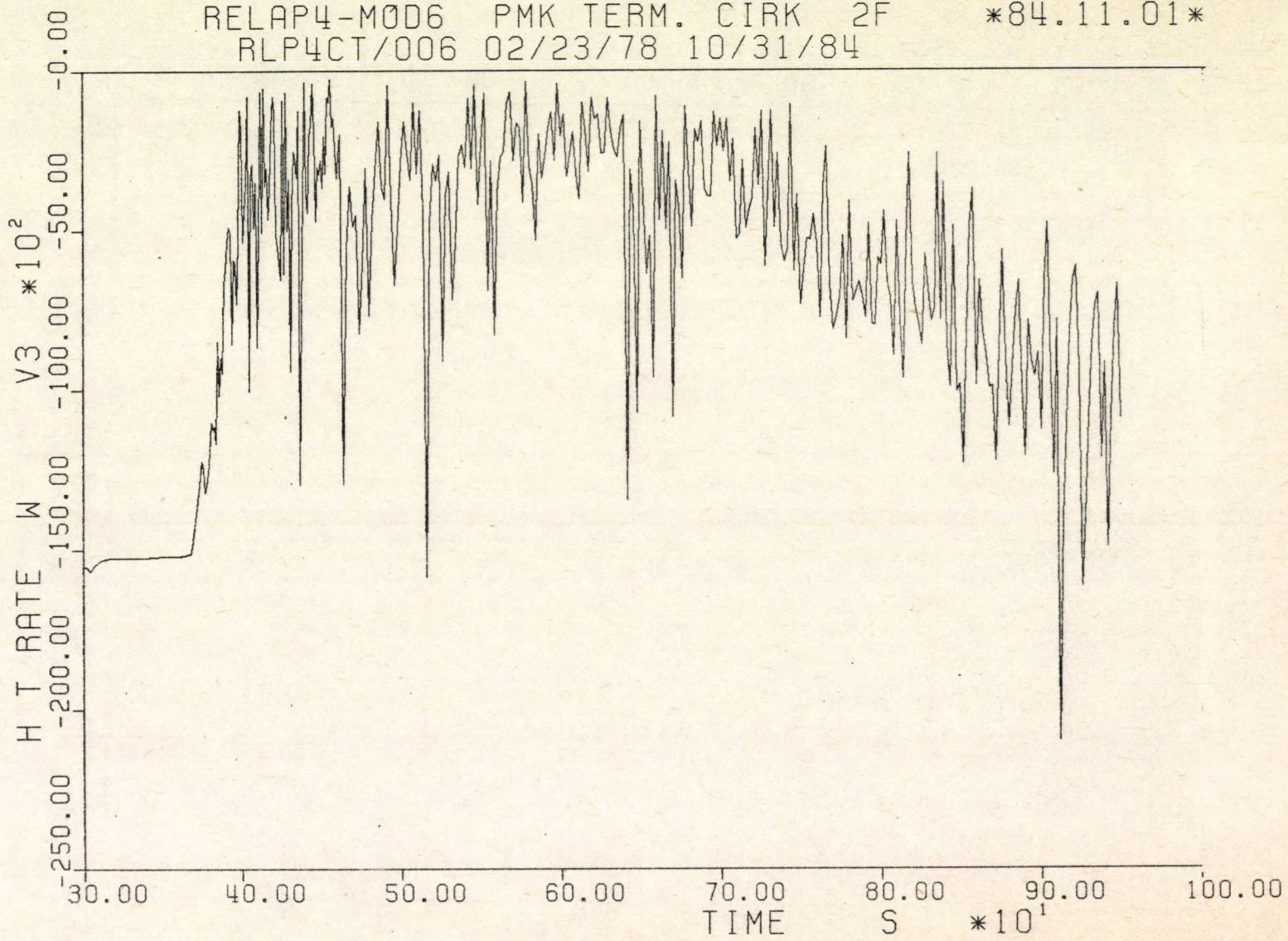
84.11.01



3.3.8 ábra

RELAP4-MOD6 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

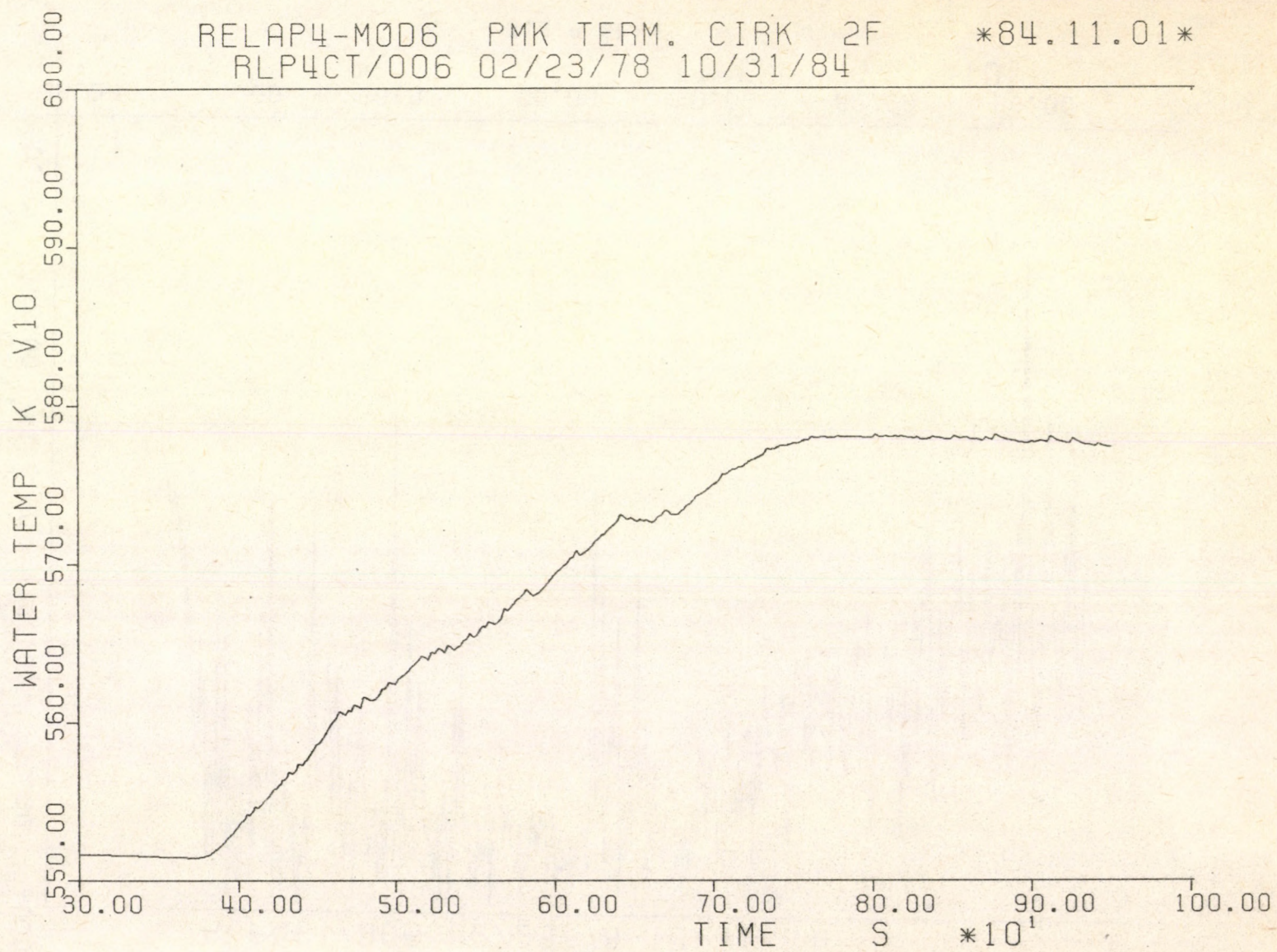
84.11.01



3.3.9 ábra

RELAP4-M0D6 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 10/31/84

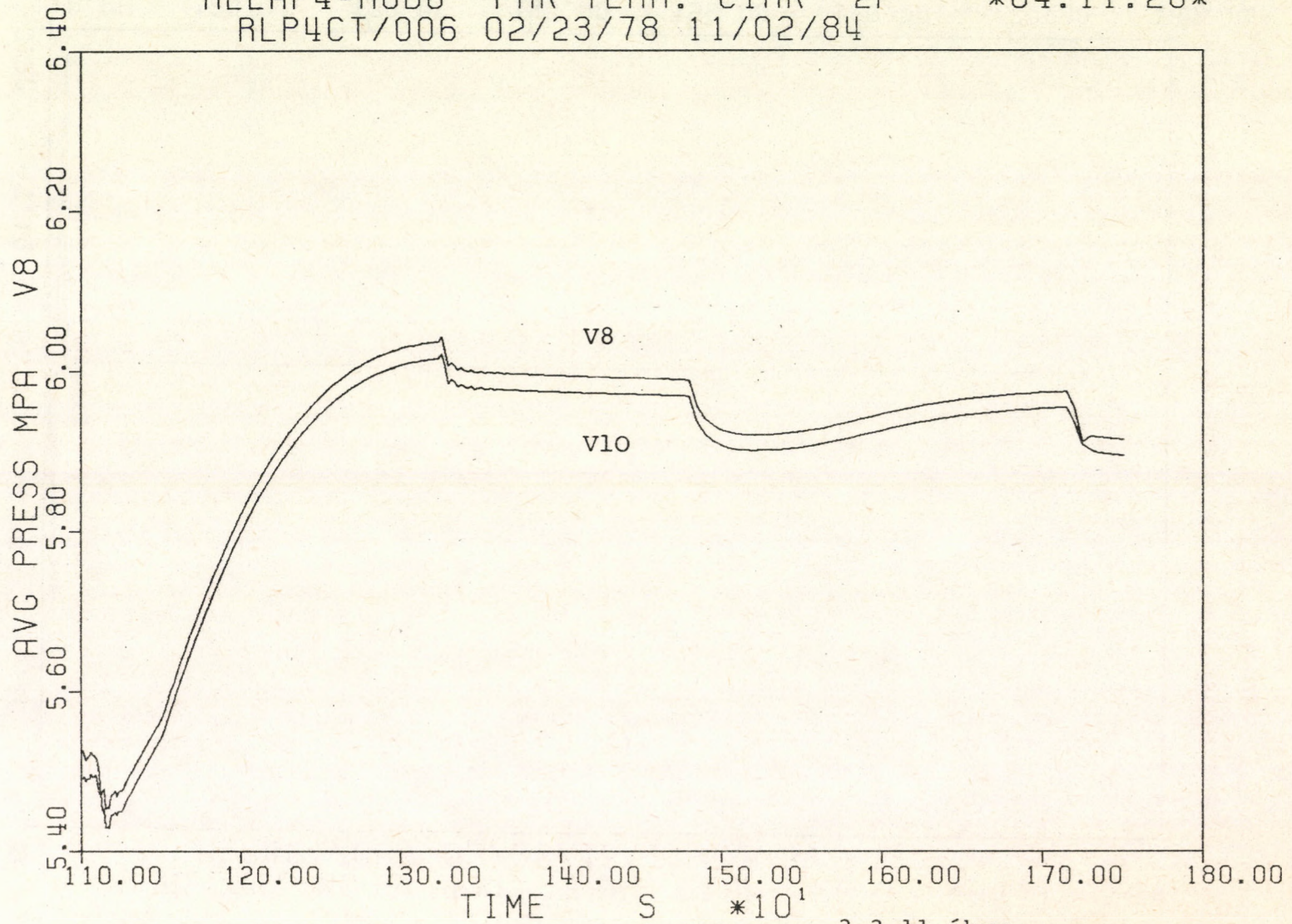
84.11.01



3.3.10 ábra

RELAP4-M0D6 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 11/02/84

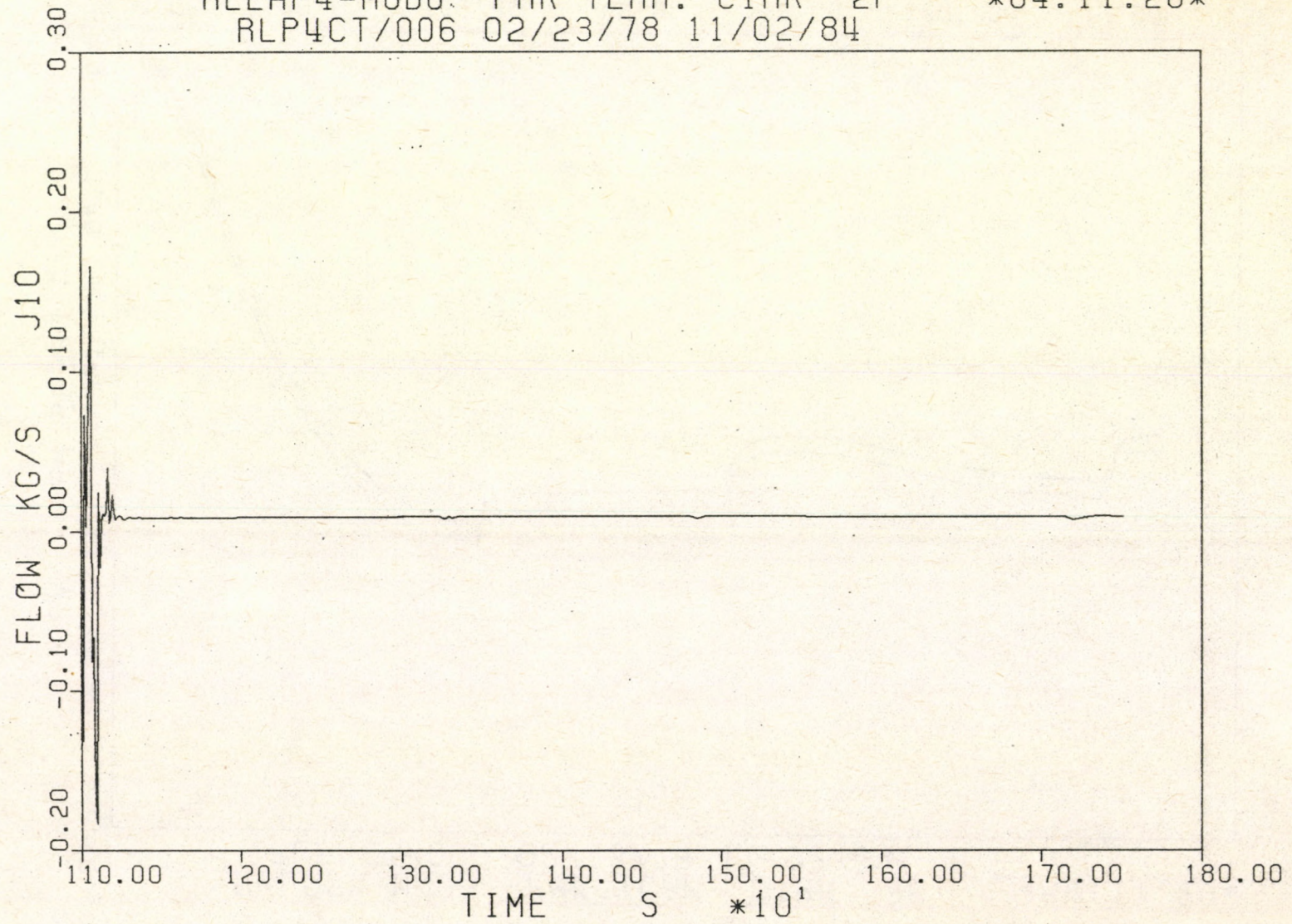
84.11.28



3.3.11 ábra

RELAP4-M006. PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 11/02/84

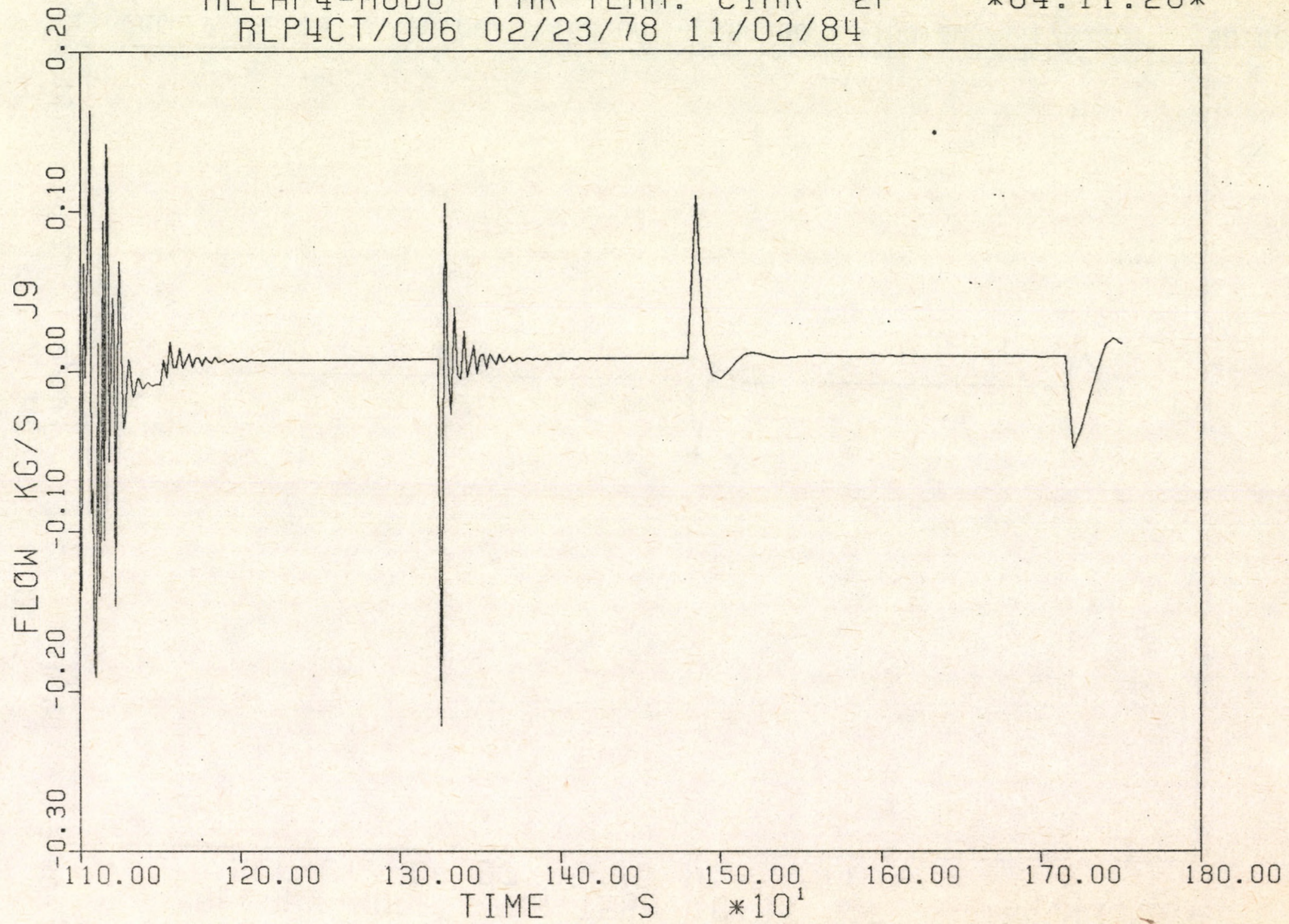
84.11.28



3.3.12 ábra

RELAP4-M006 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 11/02/84

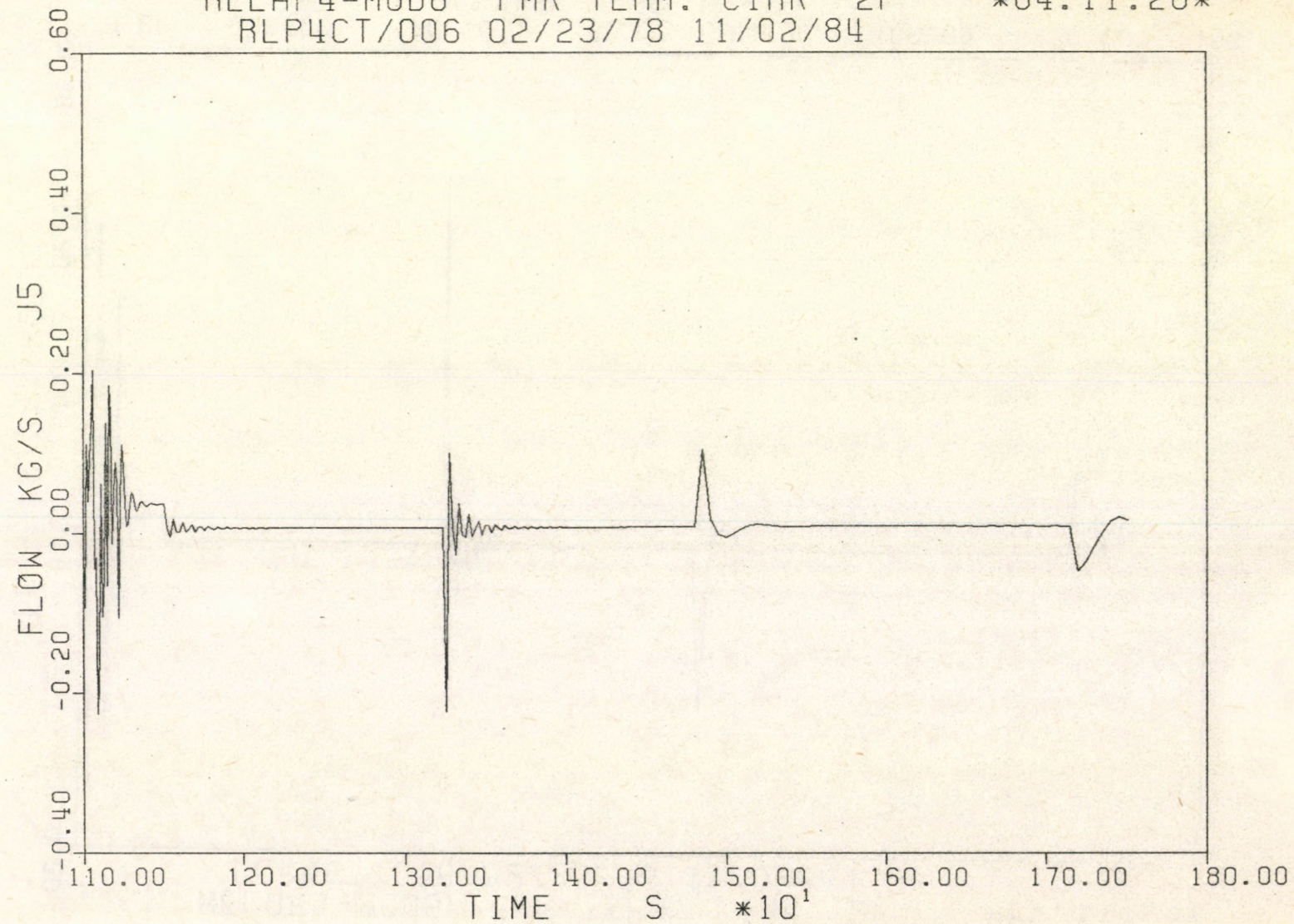
84.11.28



3.3.13 ábra

RELAP4-M0D6 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 11/02/84

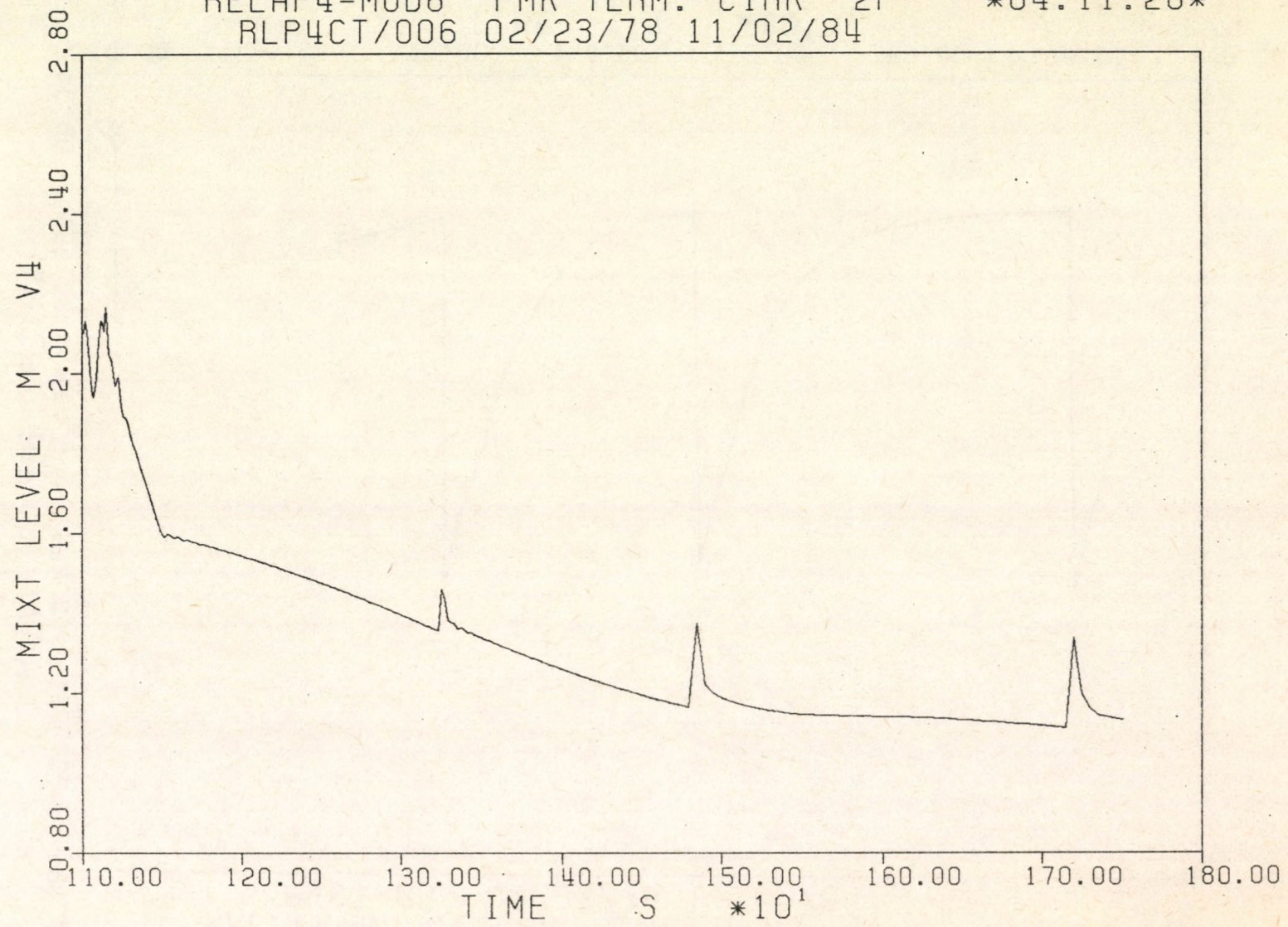
84.11.28



3.3.14 ábra

RELAP4-M0D6 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 11/02/84

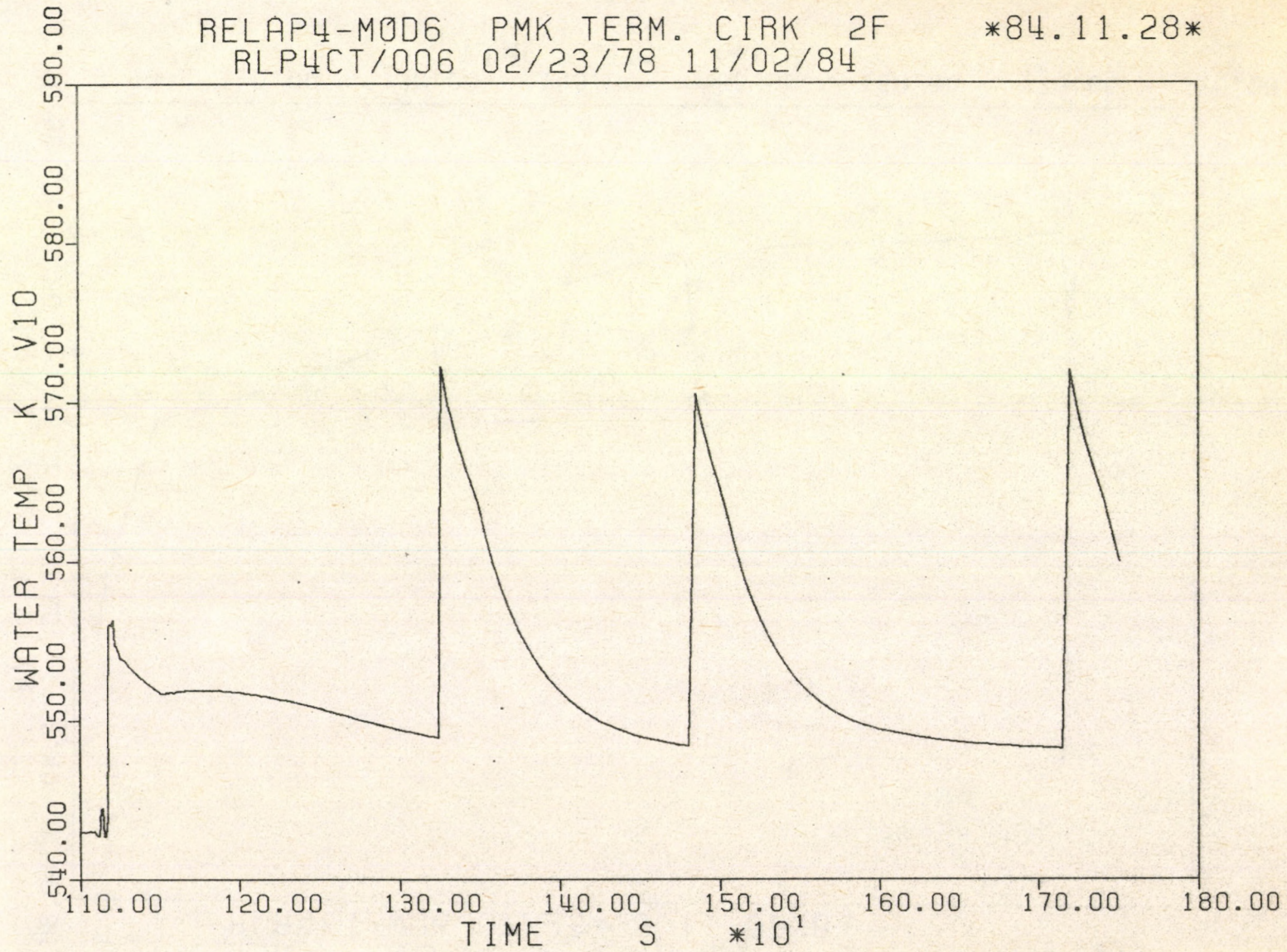
84.11.28



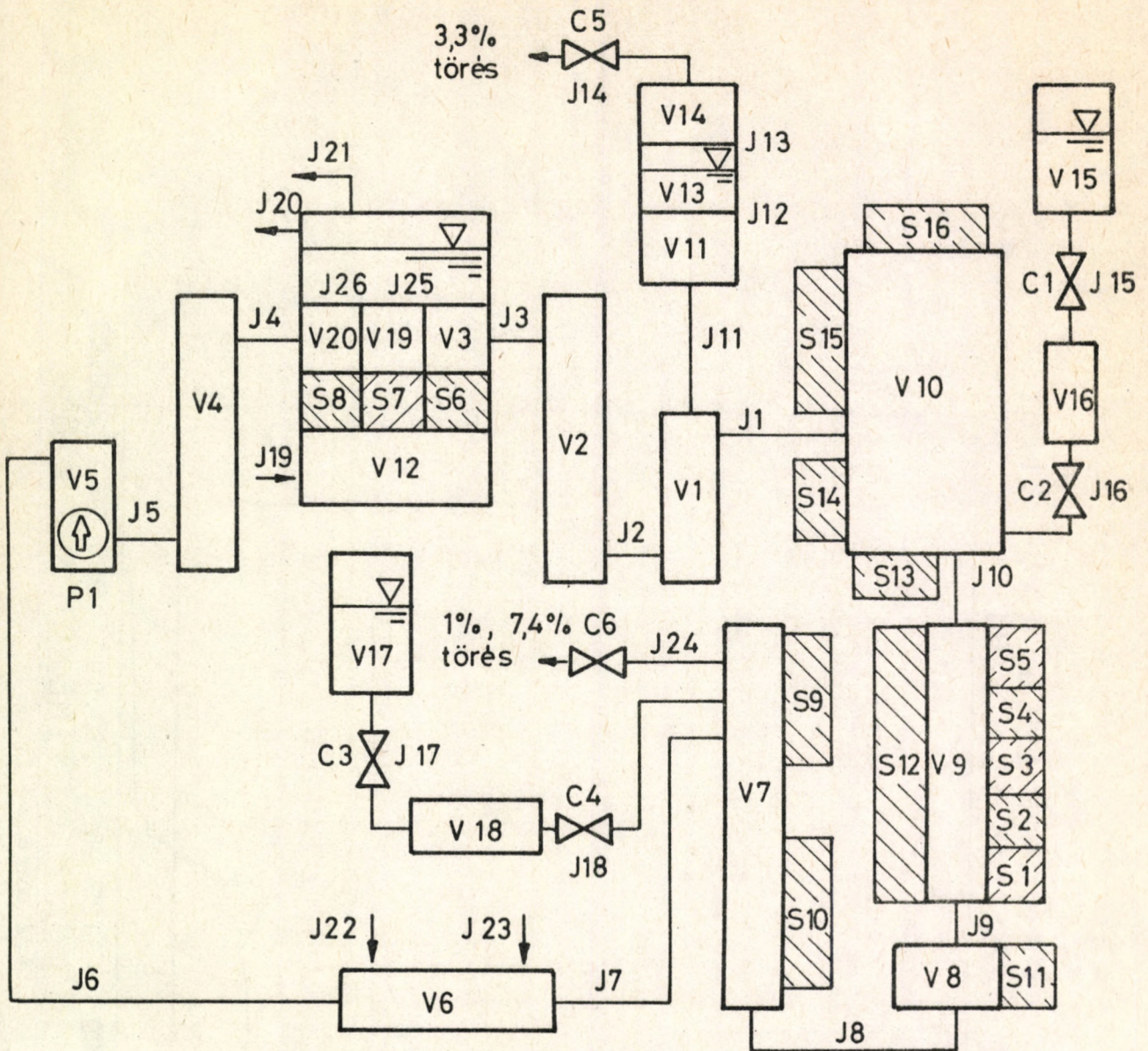
3.3.15 ábra

RELAP4-M0D6 PMK TERM. CIRK 2F
RLP4CT/006 02/23/78 11/02/84

84.11.28



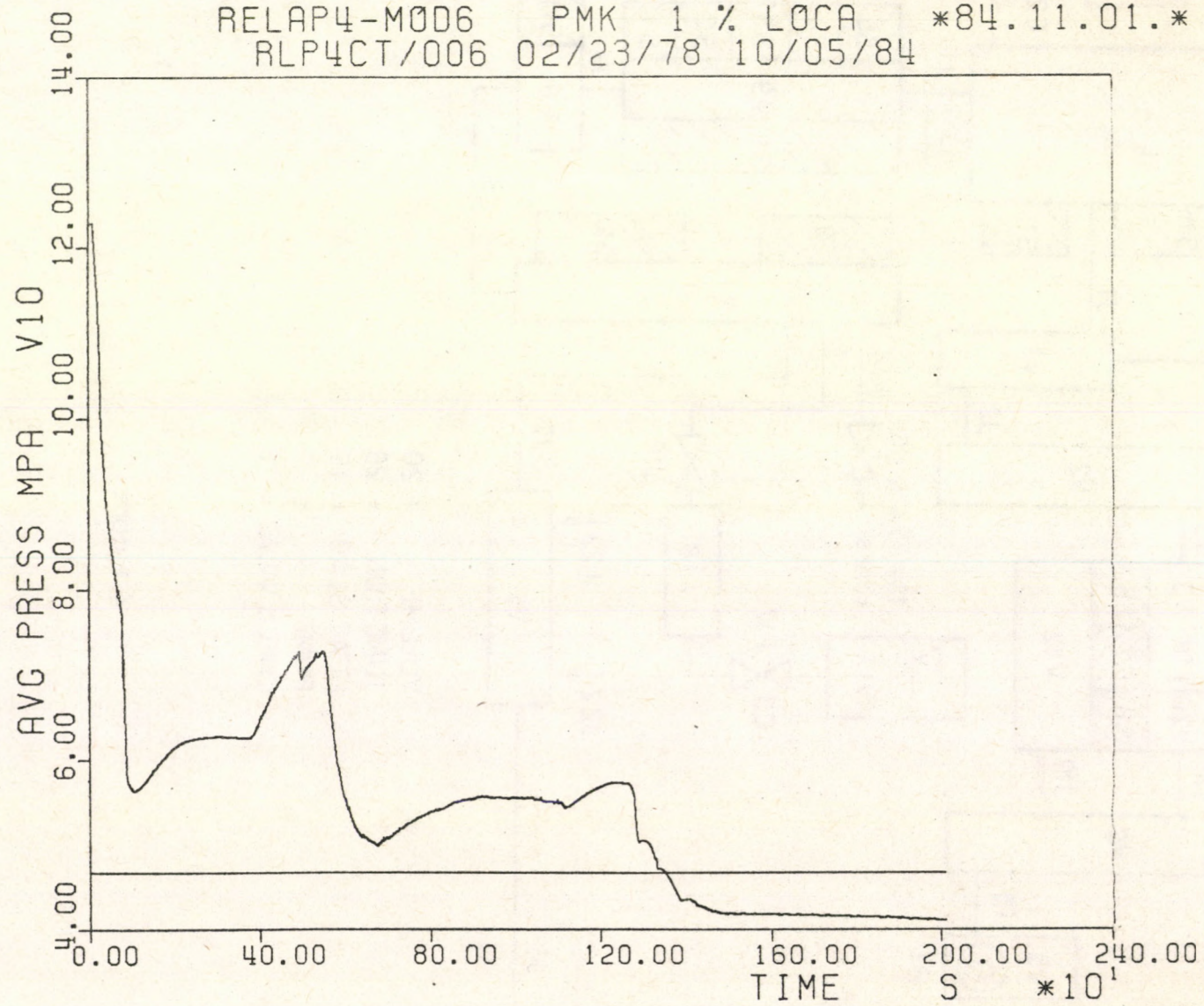
3.3.16 ábra



VOLUME	= 20
JUNCTION	= 26
HEAT SLAB	= 16
PUMP	= 1
CHECK VALVE	= 6

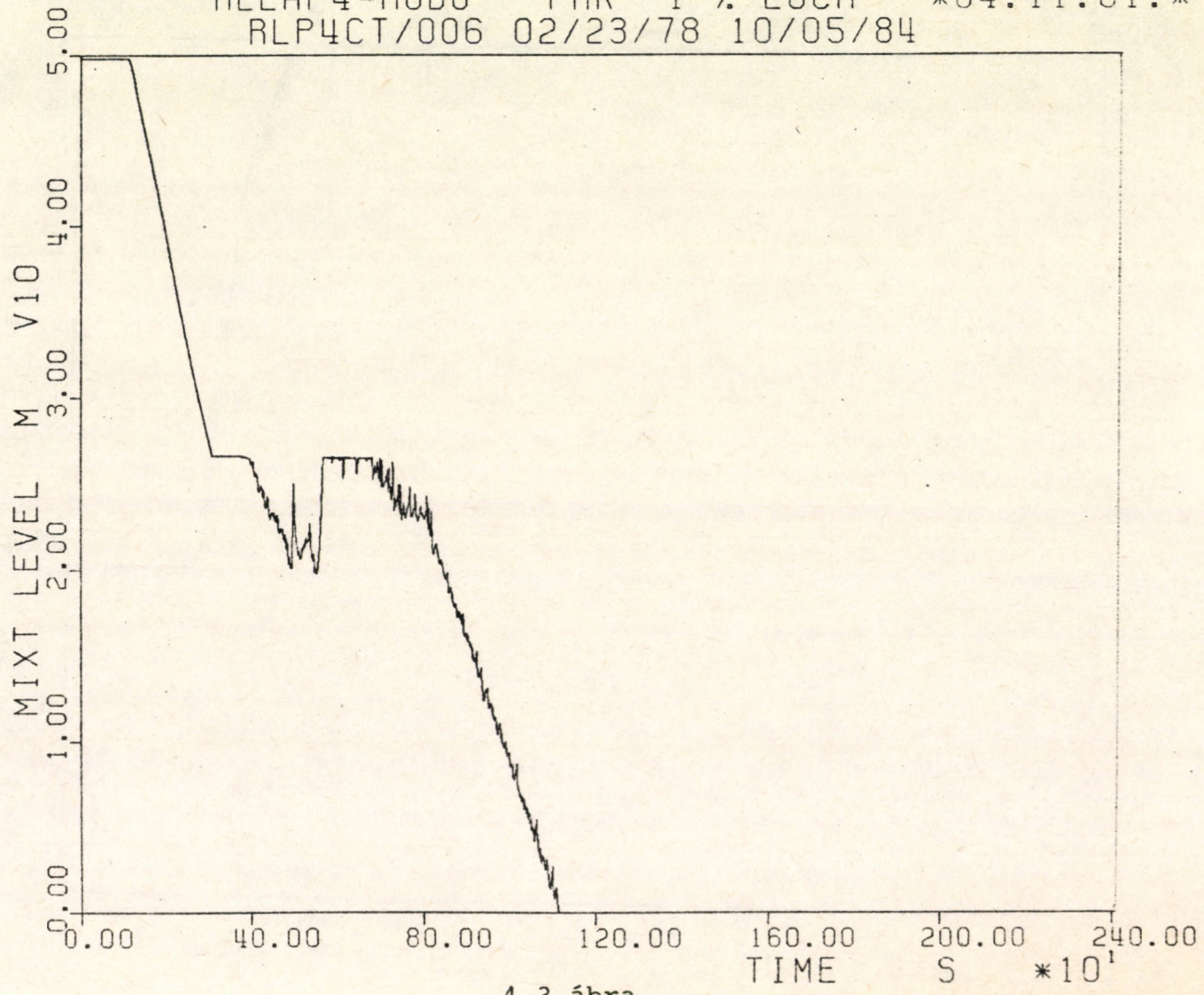
4.1. ábra

RELAP4-M006 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RFP4CT/006 02/23/78 10/05/84



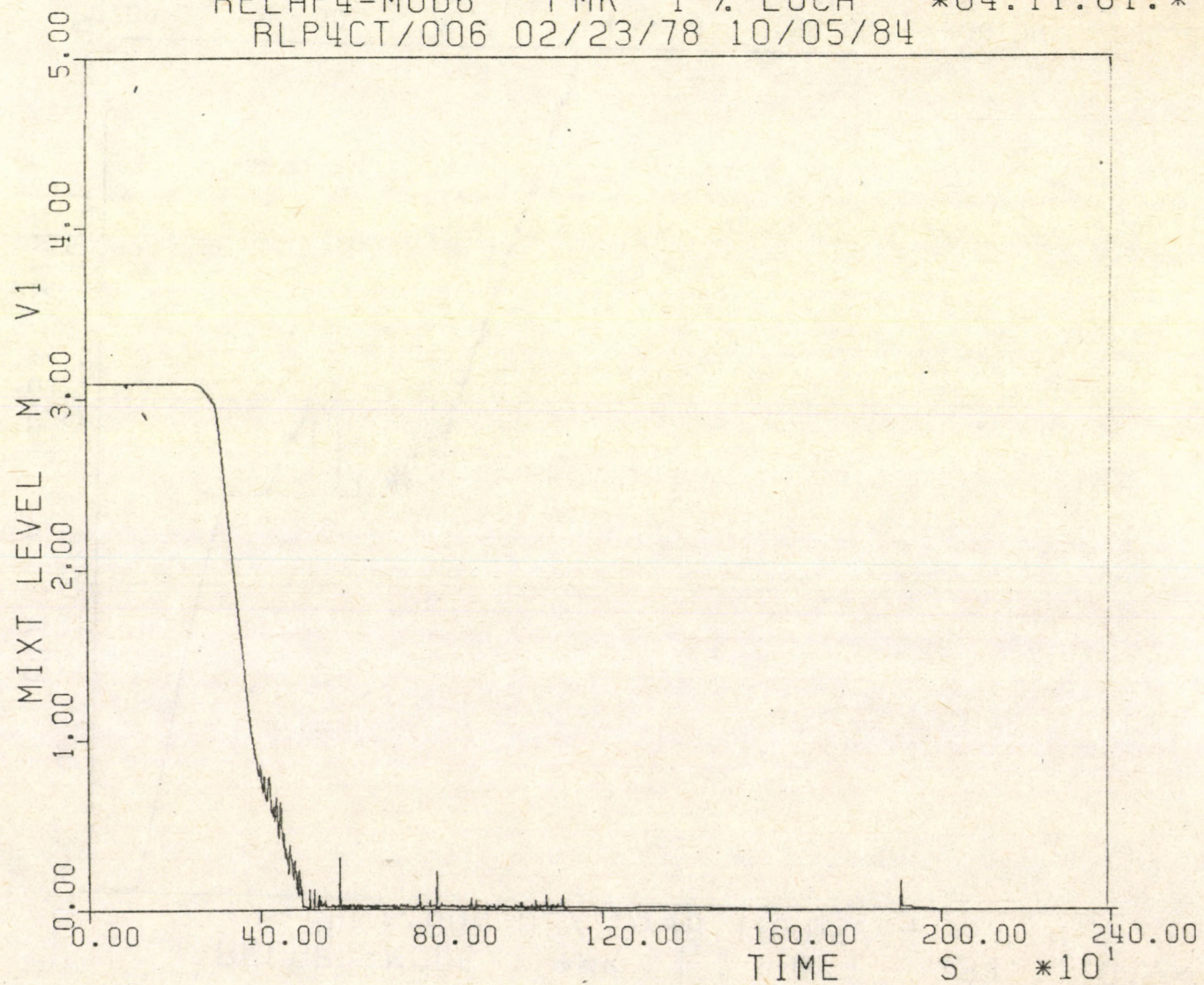
4.2 ábra

RELAP4-M006 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



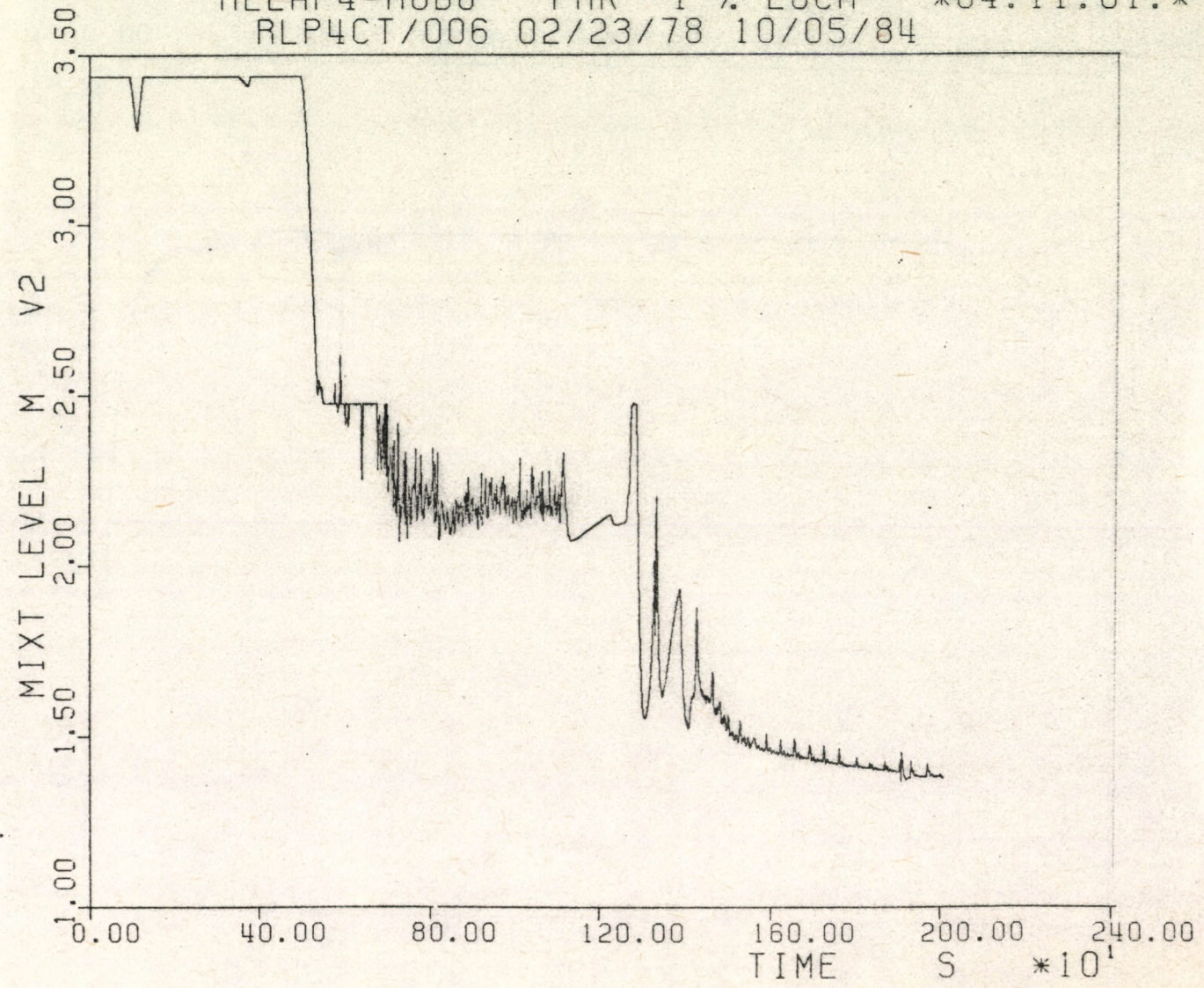
4.3 ábra

RELAP4-MOD6 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



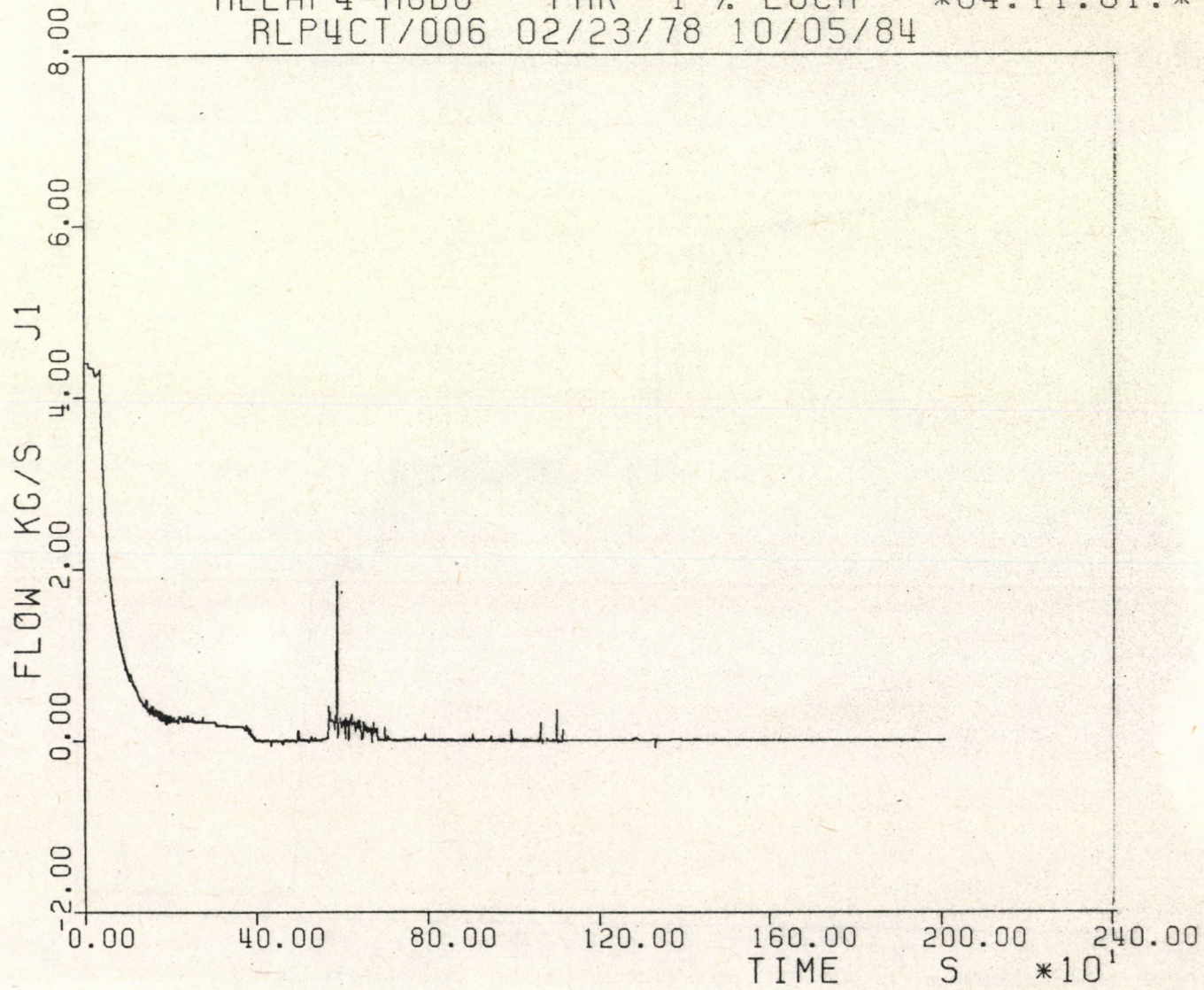
4.4 ábra

RELAP4-MOD6 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



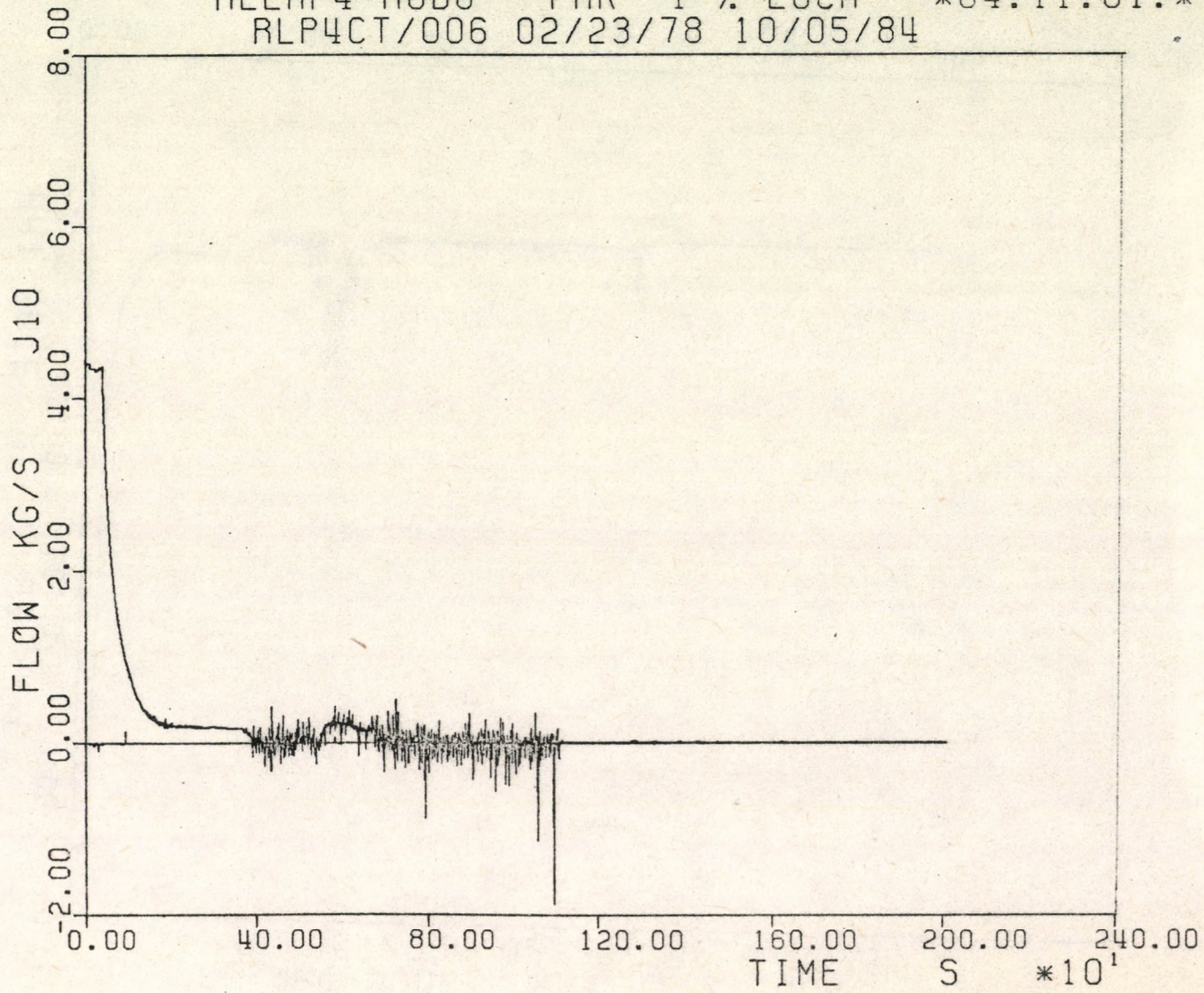
4.5 ábra

RELAP4-M006 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



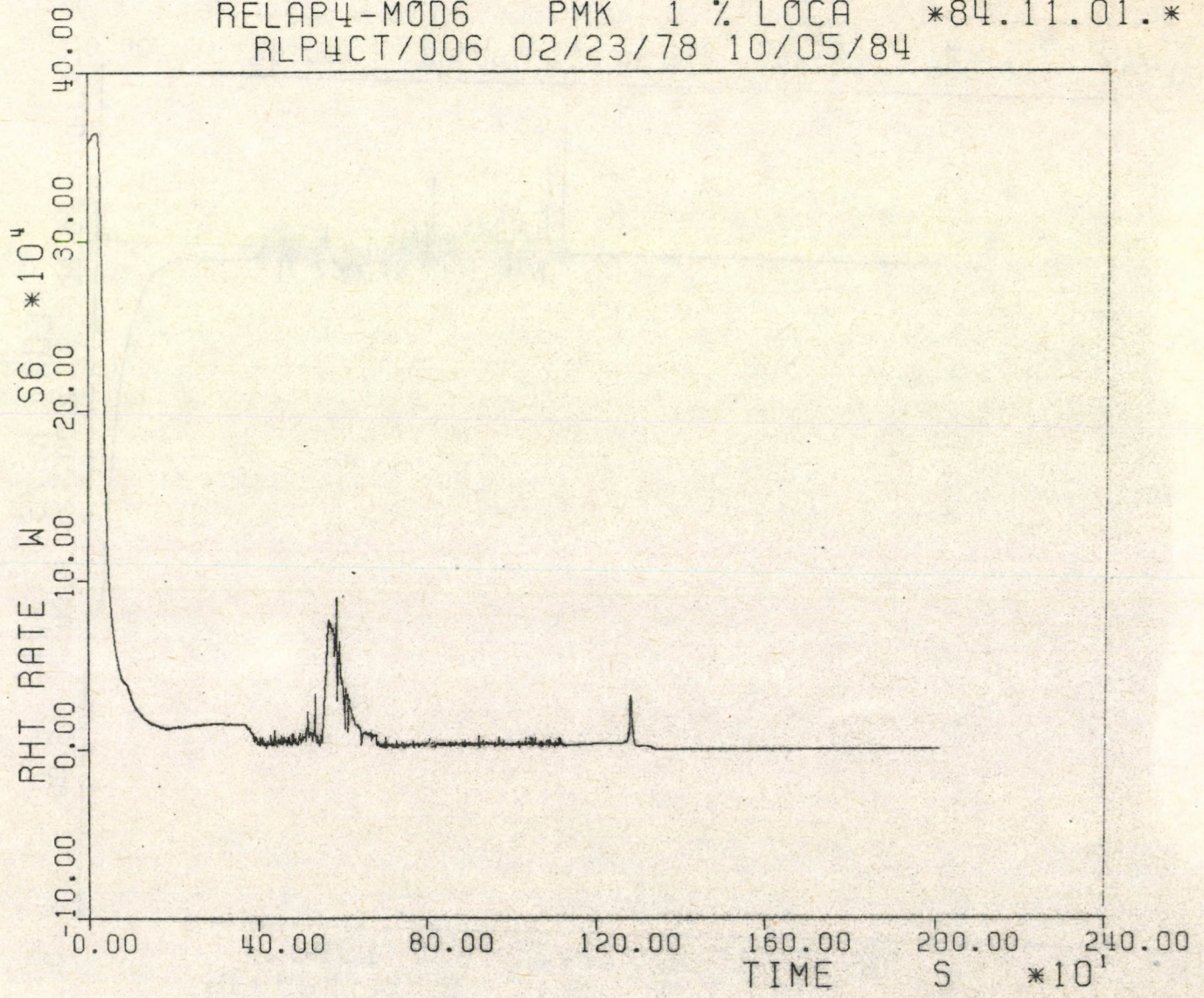
4.6 ábra

RELAP4-M0D6 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



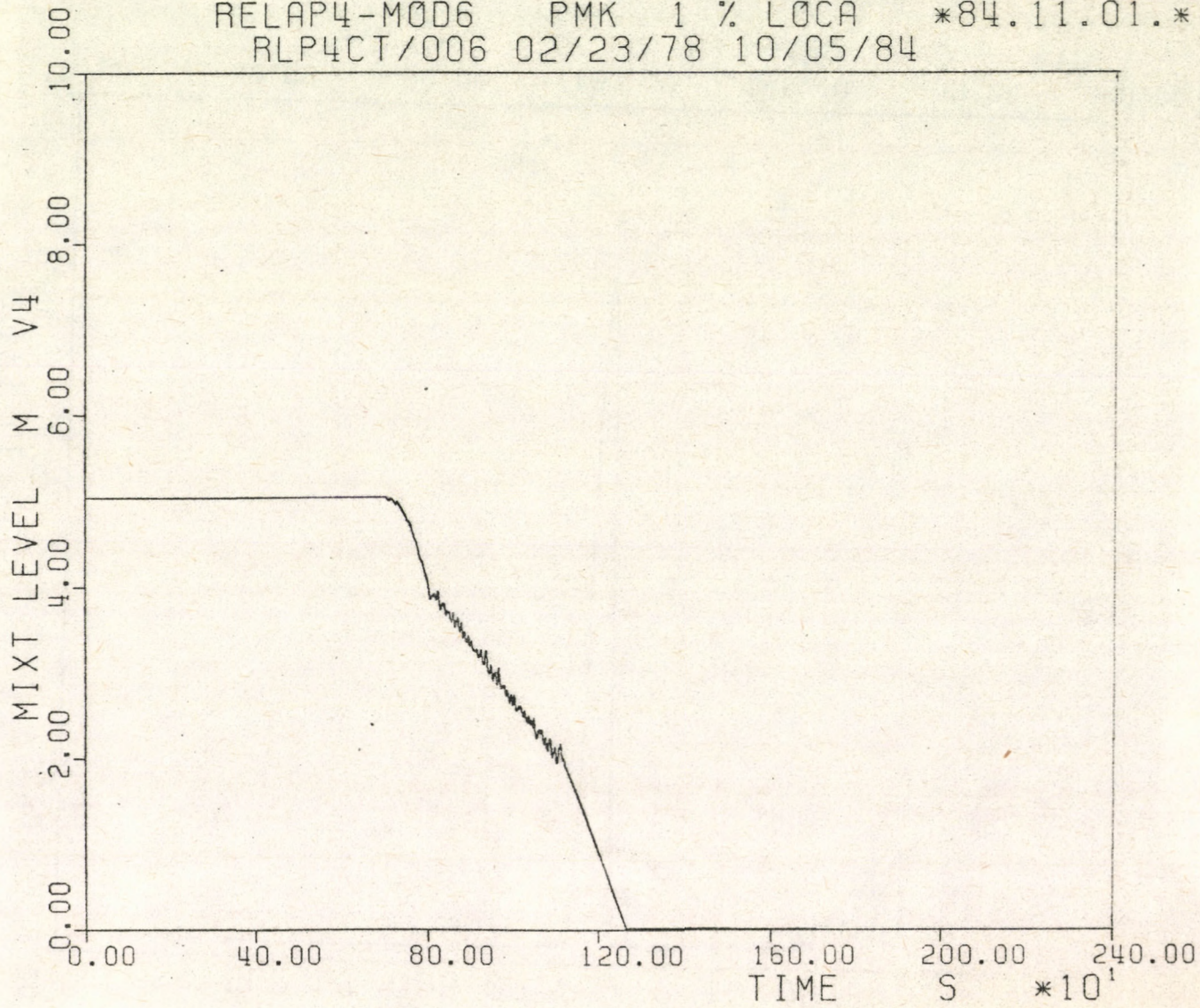
4.7. ábra

RELAP4-MOD6 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



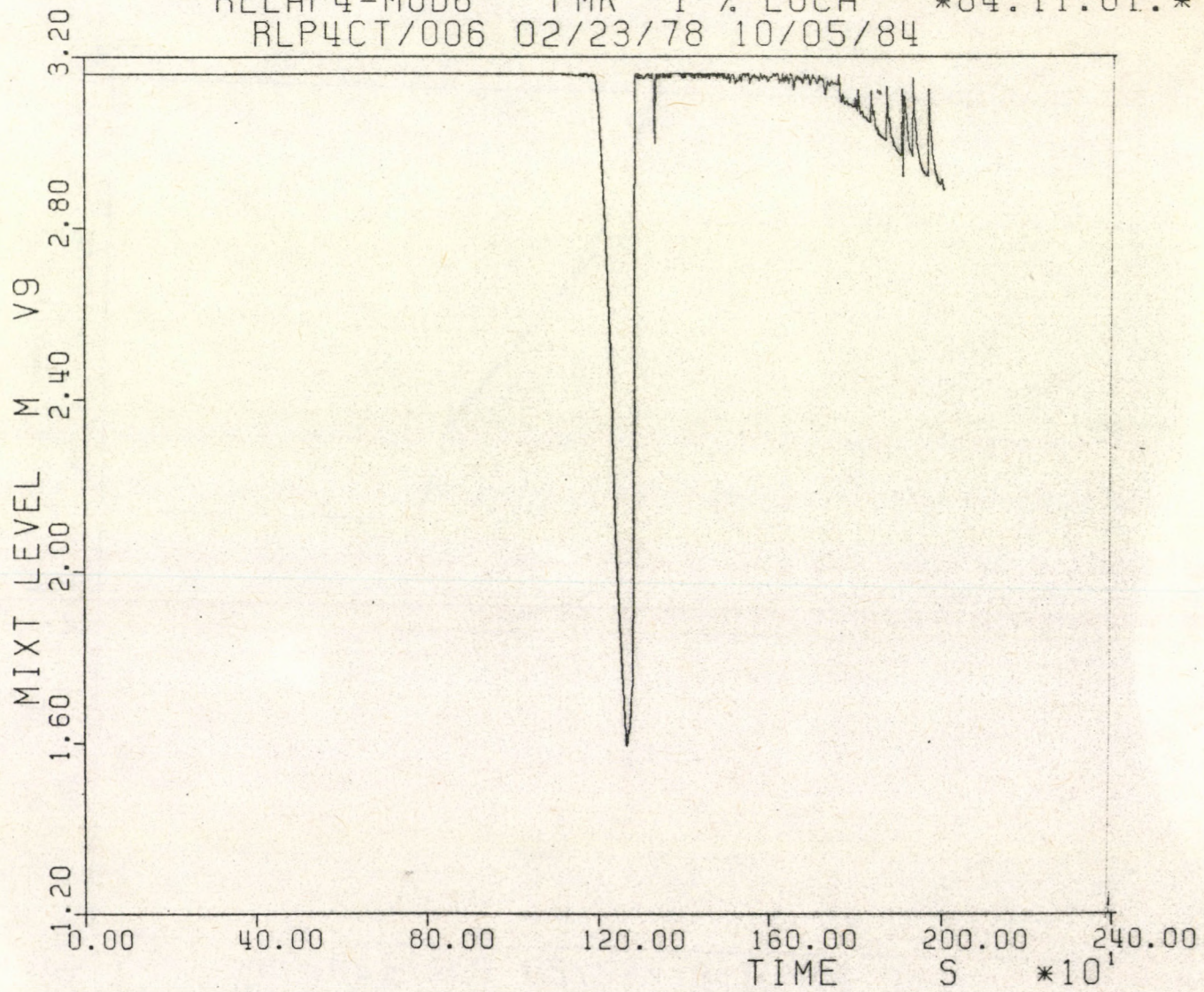
4.8 ábra

RELAP4-M006 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



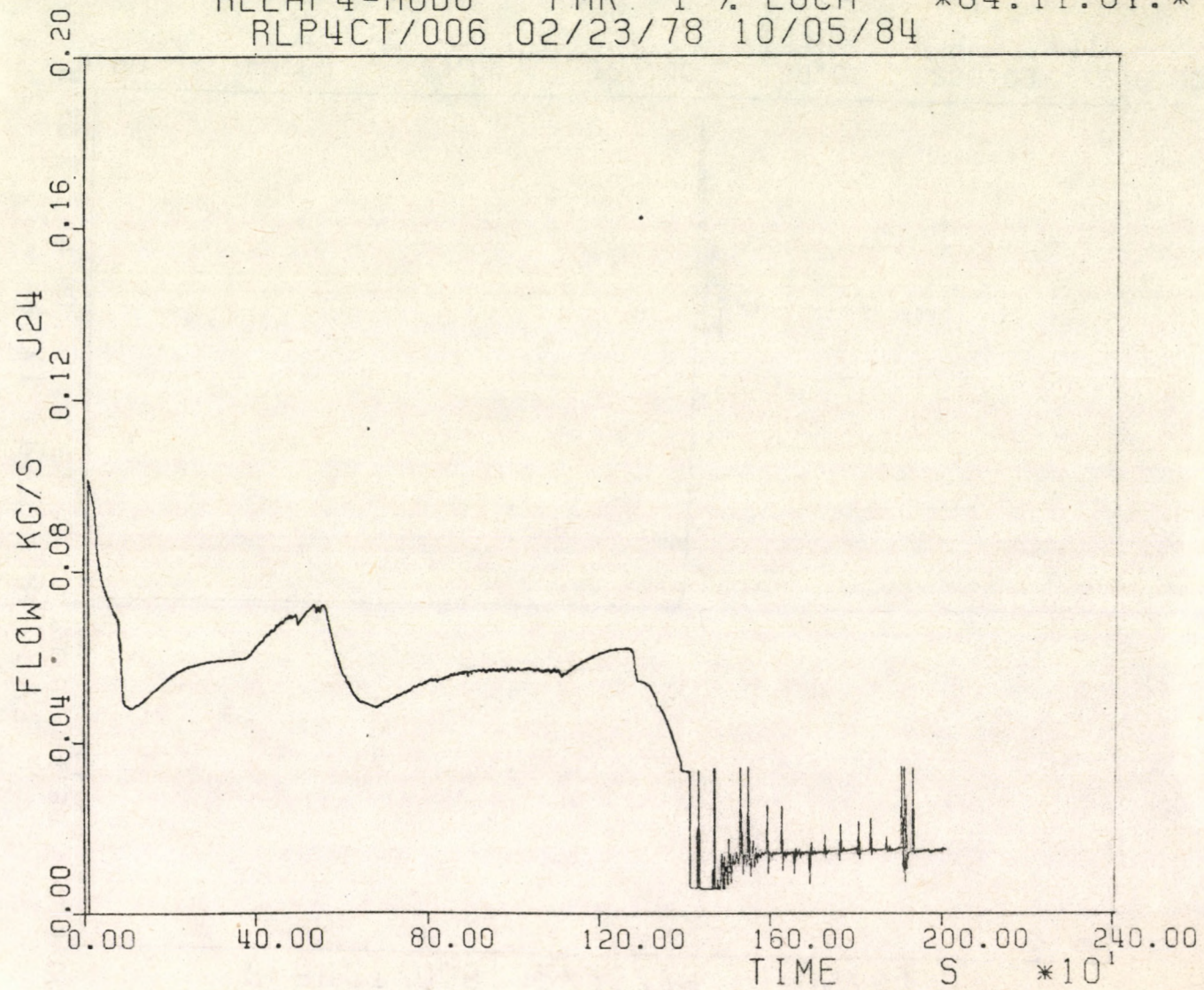
4.9 ábra

RELAP4-M006 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



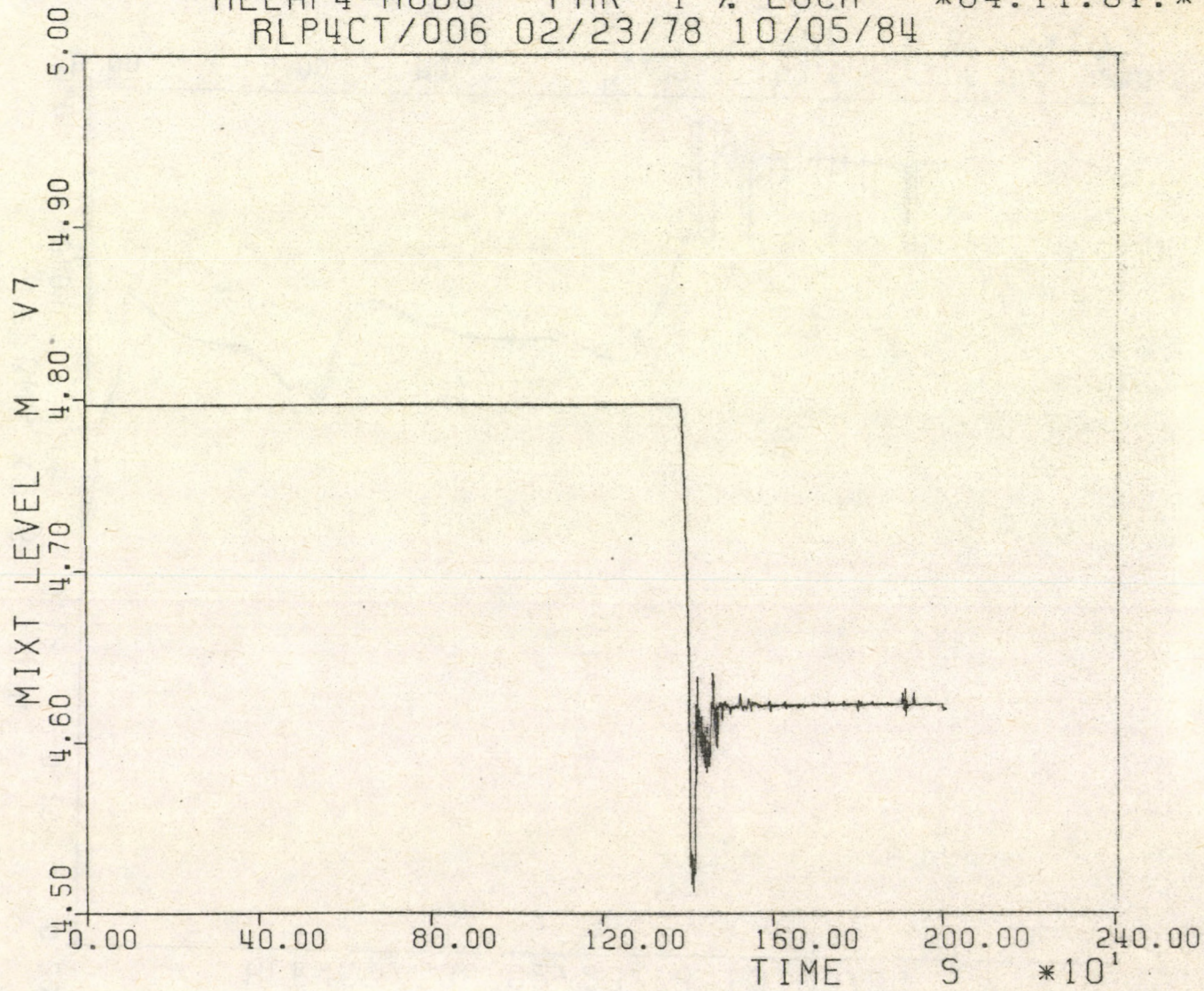
4.10 ábra

RELAP4-M006 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



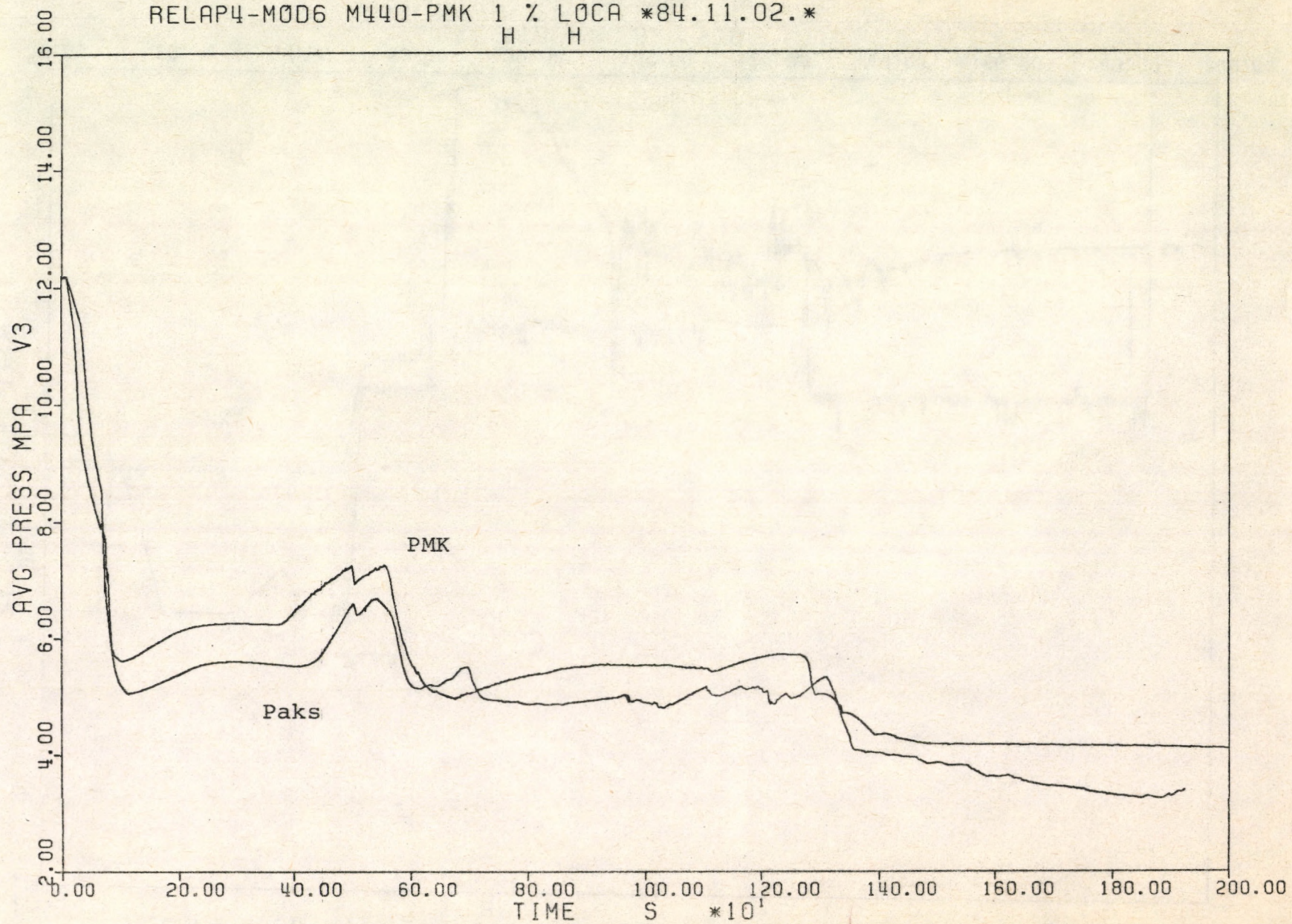
4.11 ábra

RELAP4-MOD6 PMK 1 % LOCA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 10/05/84



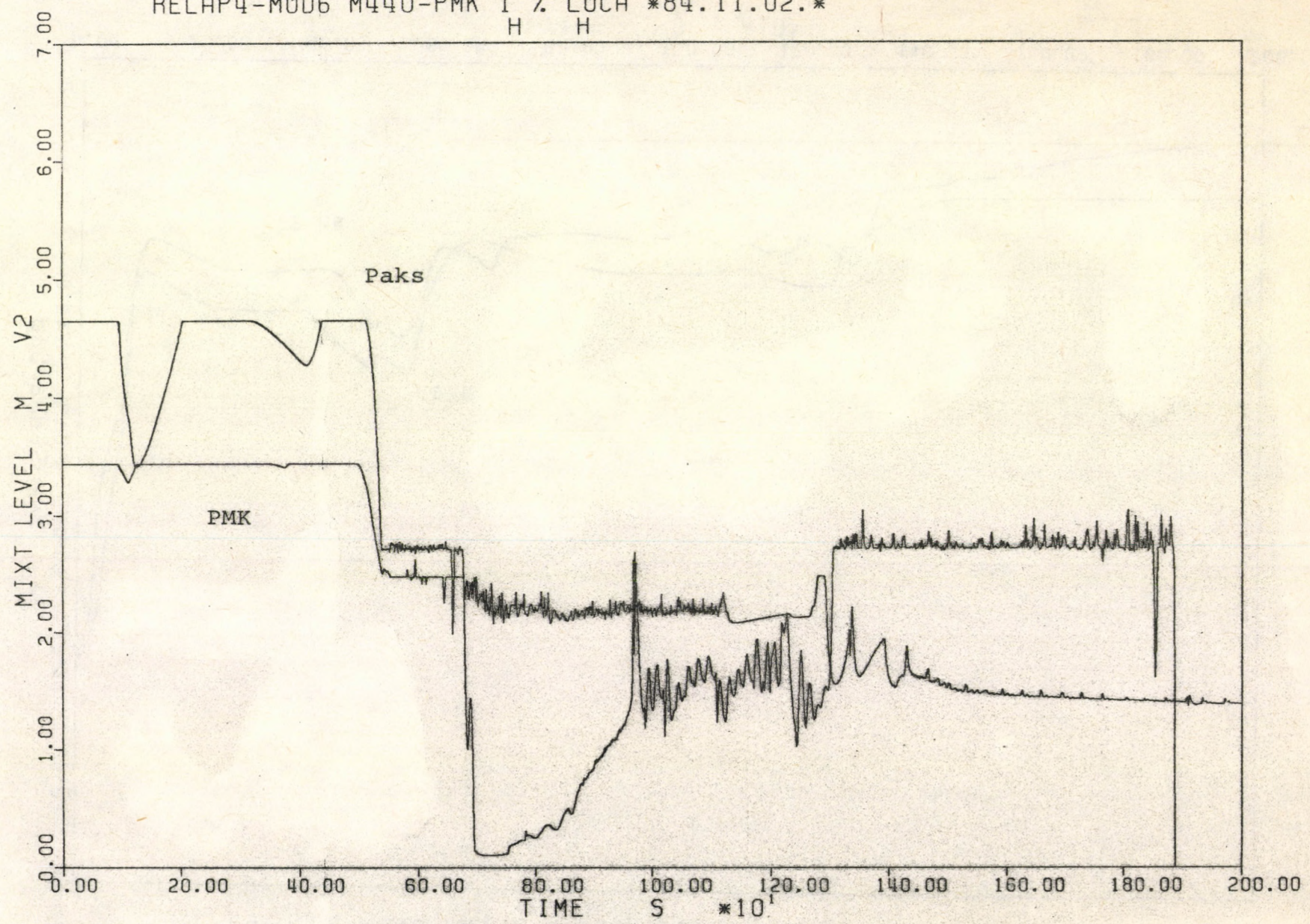
4.12 ábra

RELAP4-MOD6 M440-PMK 1 % LOCA *84.11.02.*
H H



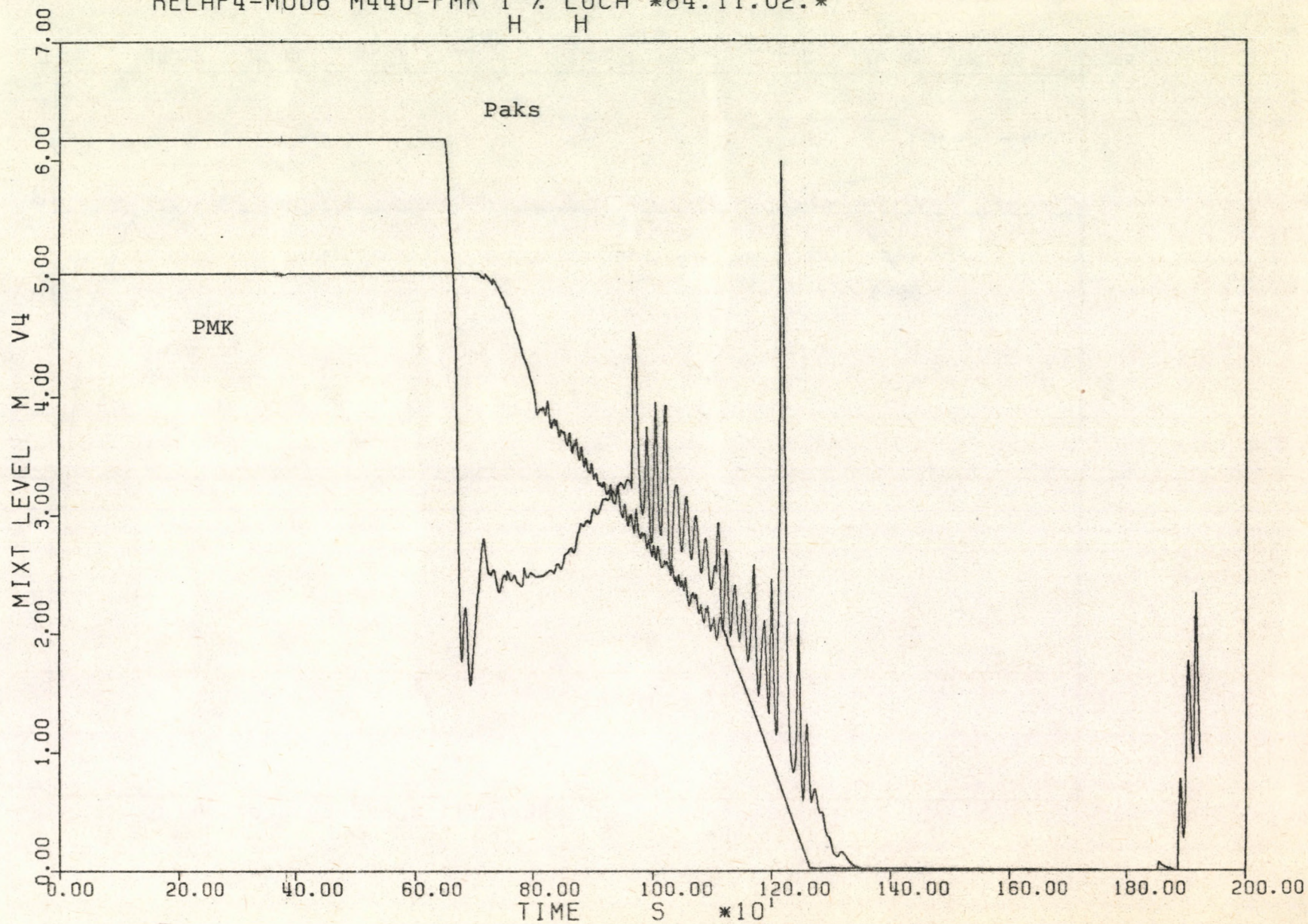
4.13 ábra

RELAP4-M006 M440-PMK 1 % LOCA *84.11.02.*
H H



4.14 ábra

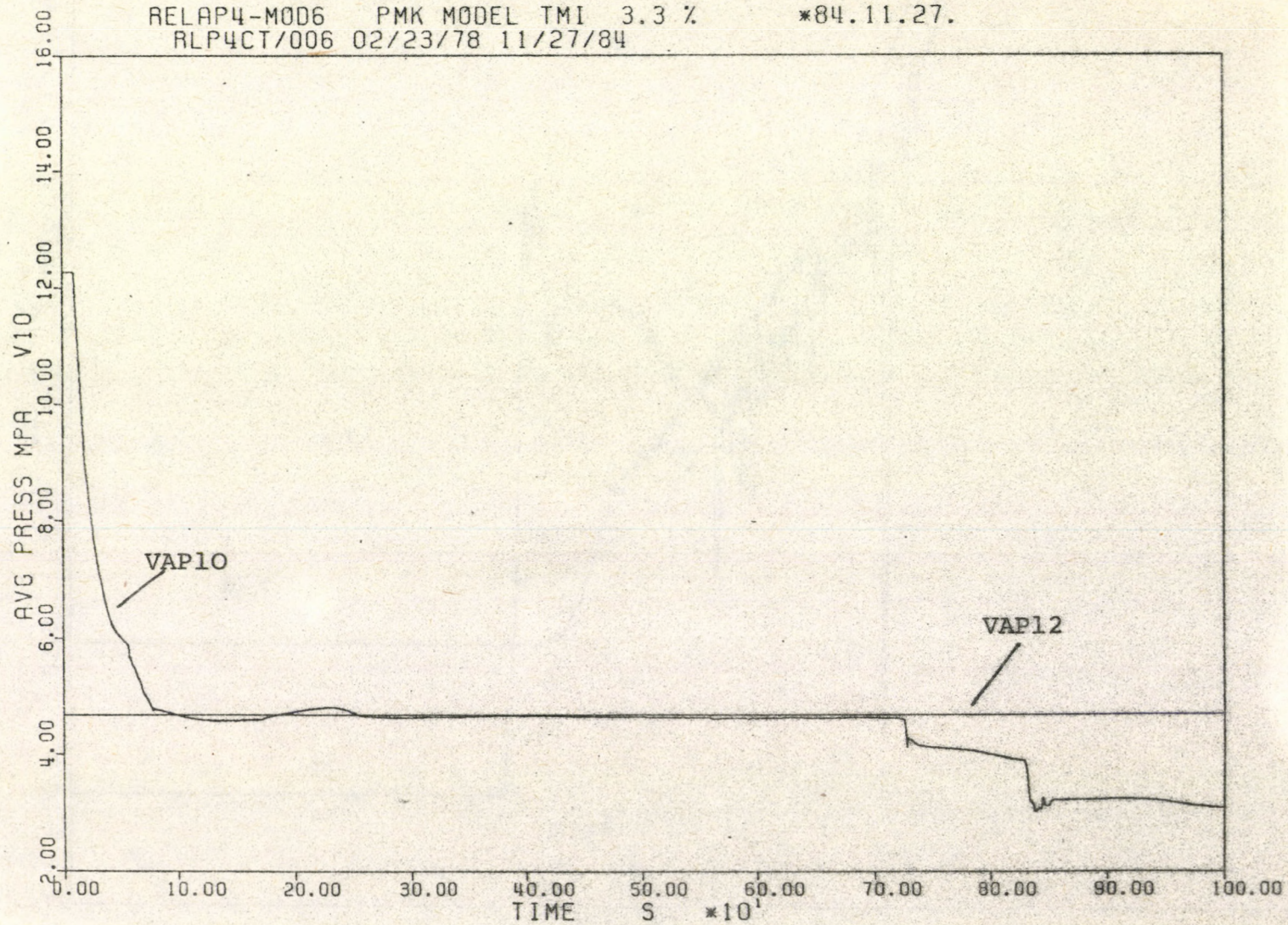
RELAP4-MOD6 M440-PMK 1 % LOCA *84.11.02.*
H H



4.15 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

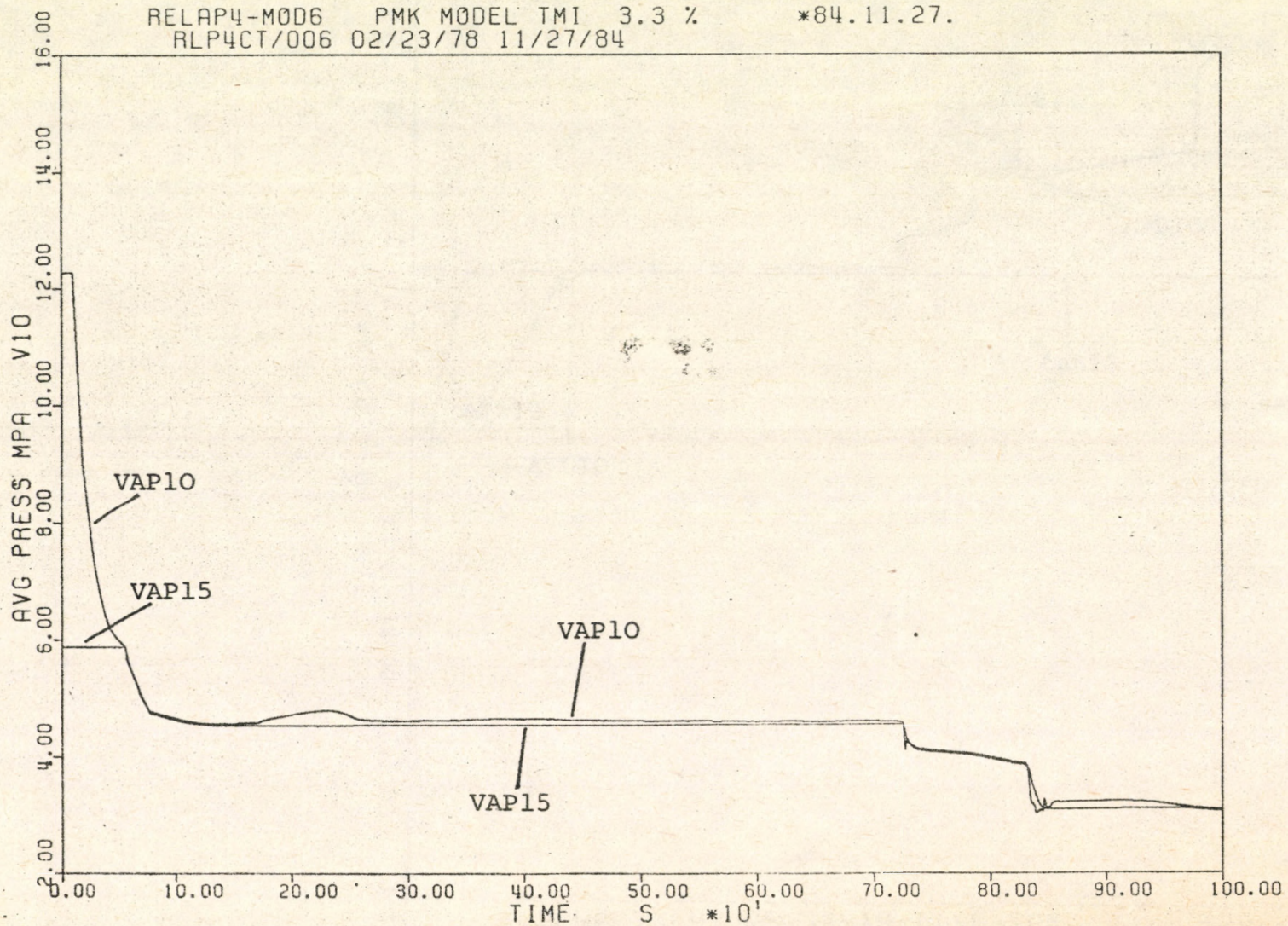
*84.11.27.



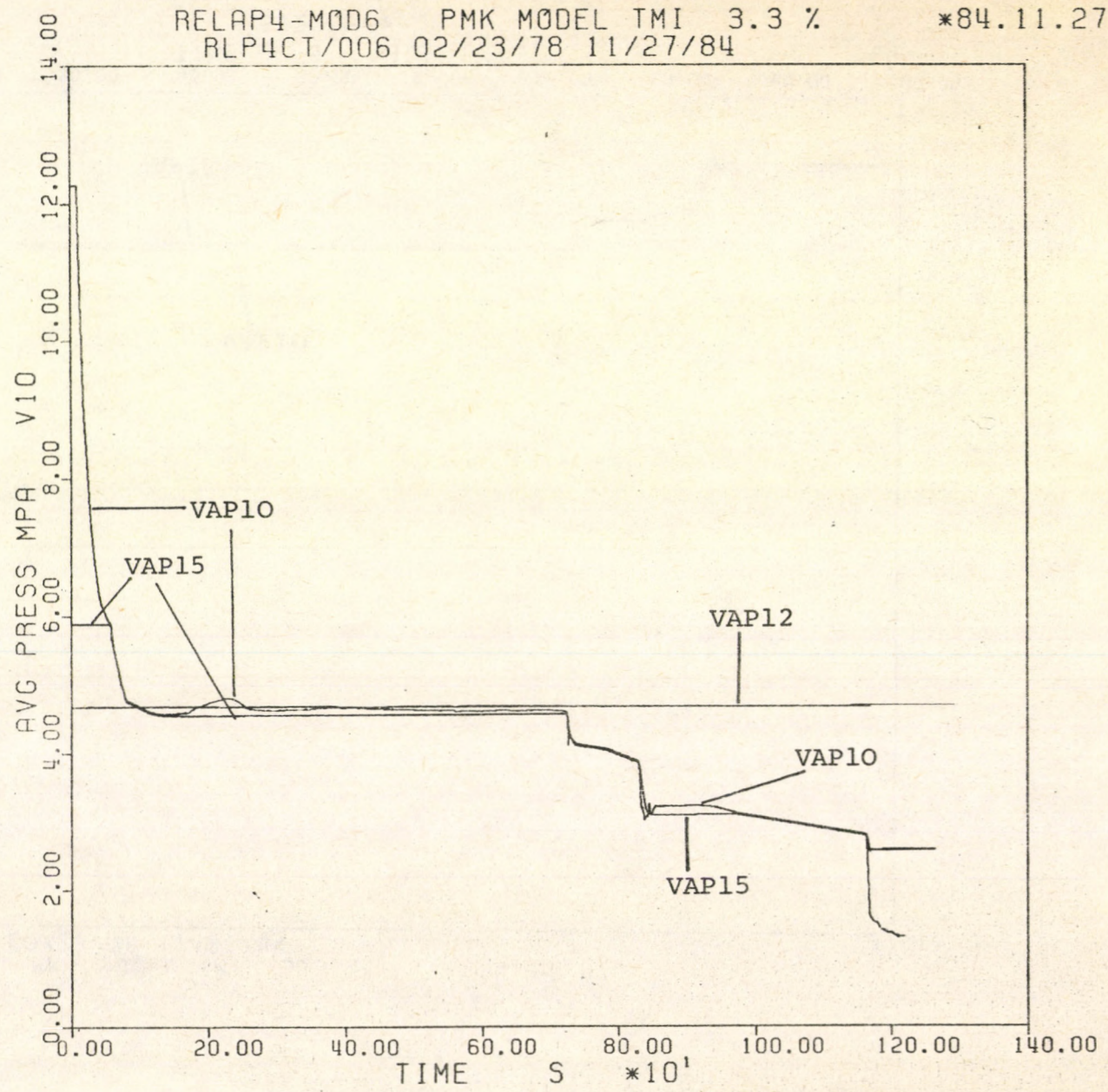
5.1 ábra

RELAP4-M0D6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

*84.11.27.



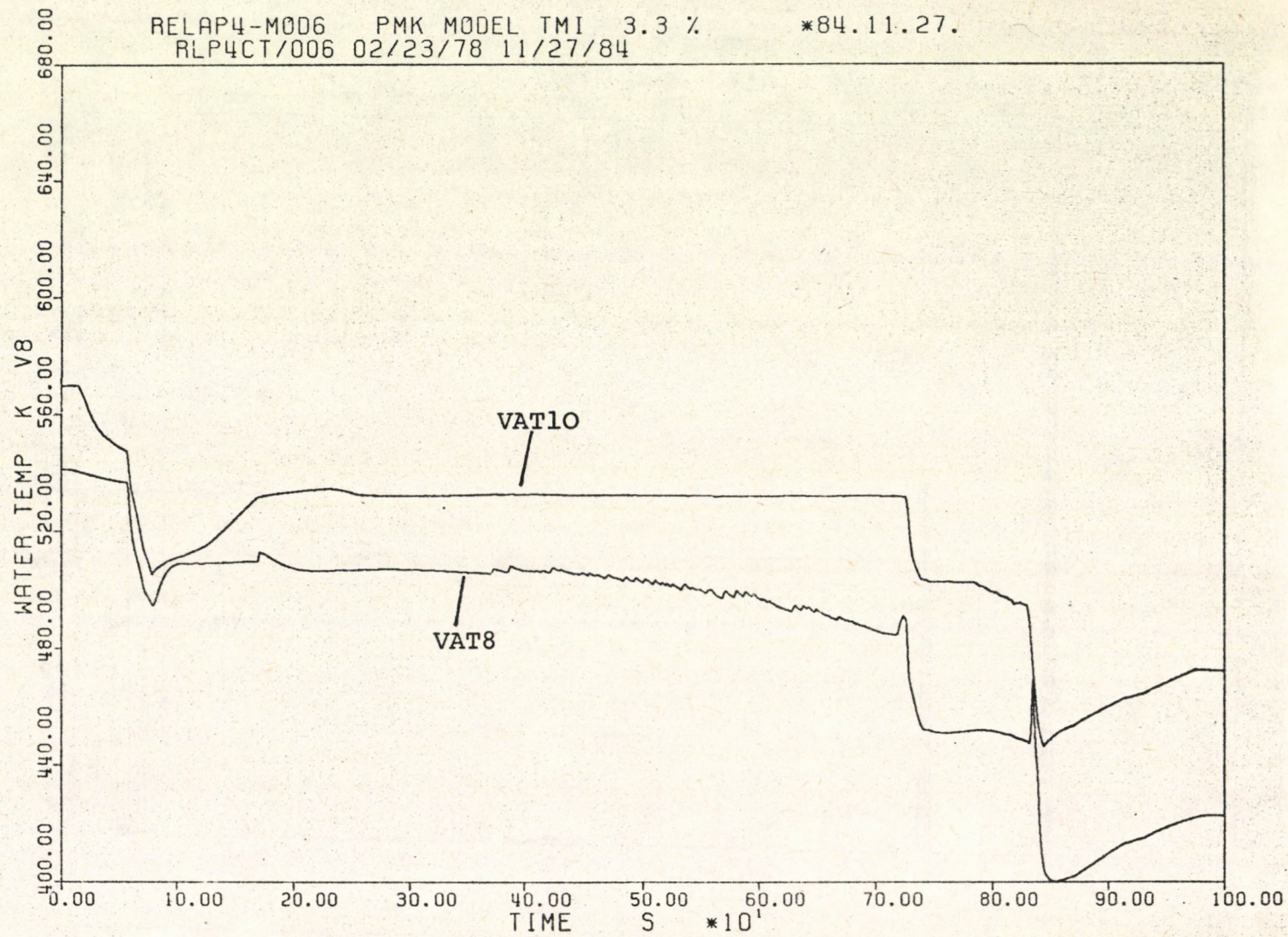
5.2 ábra



5.3 ábra

RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

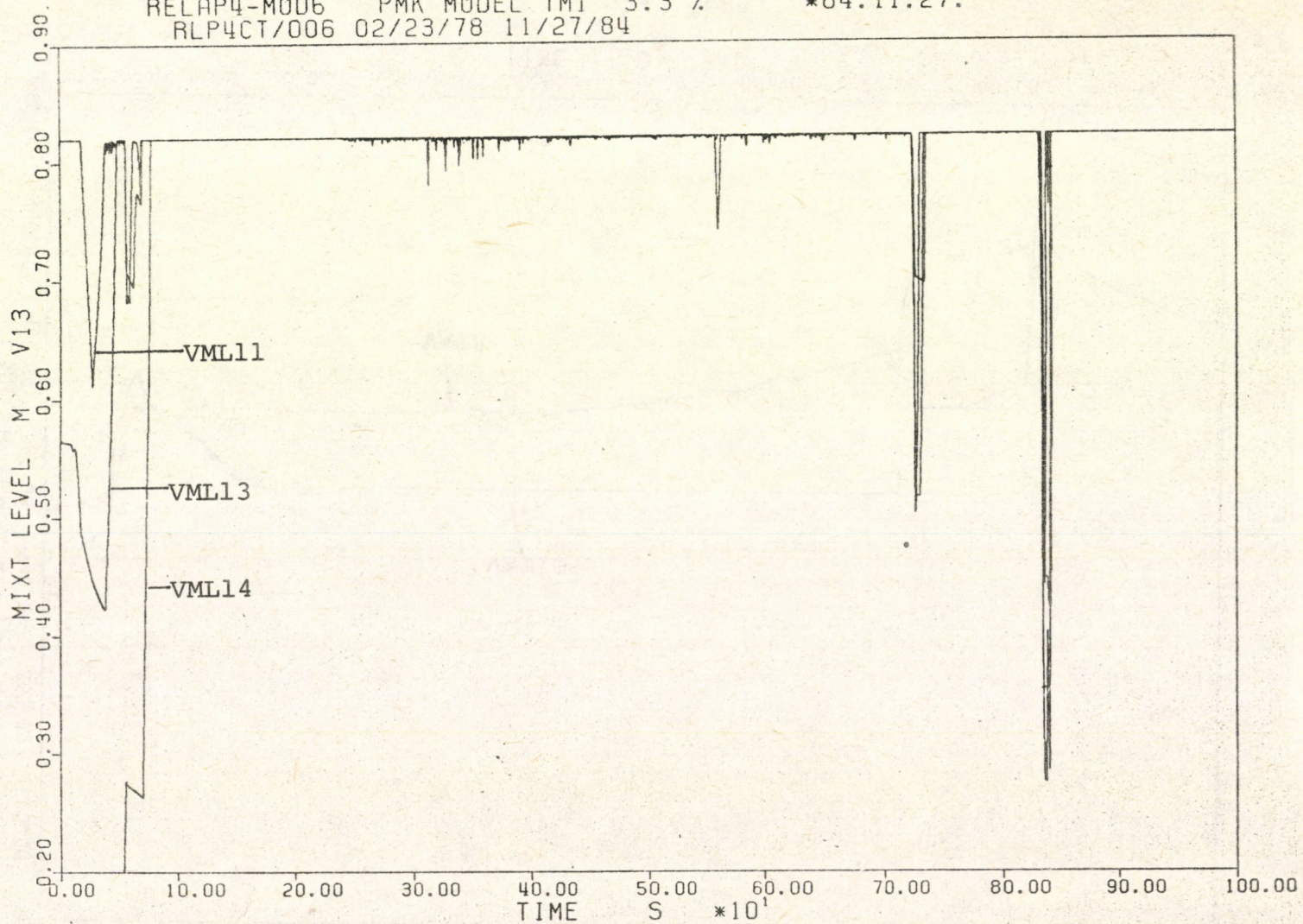
*84.11.27.



5.4 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

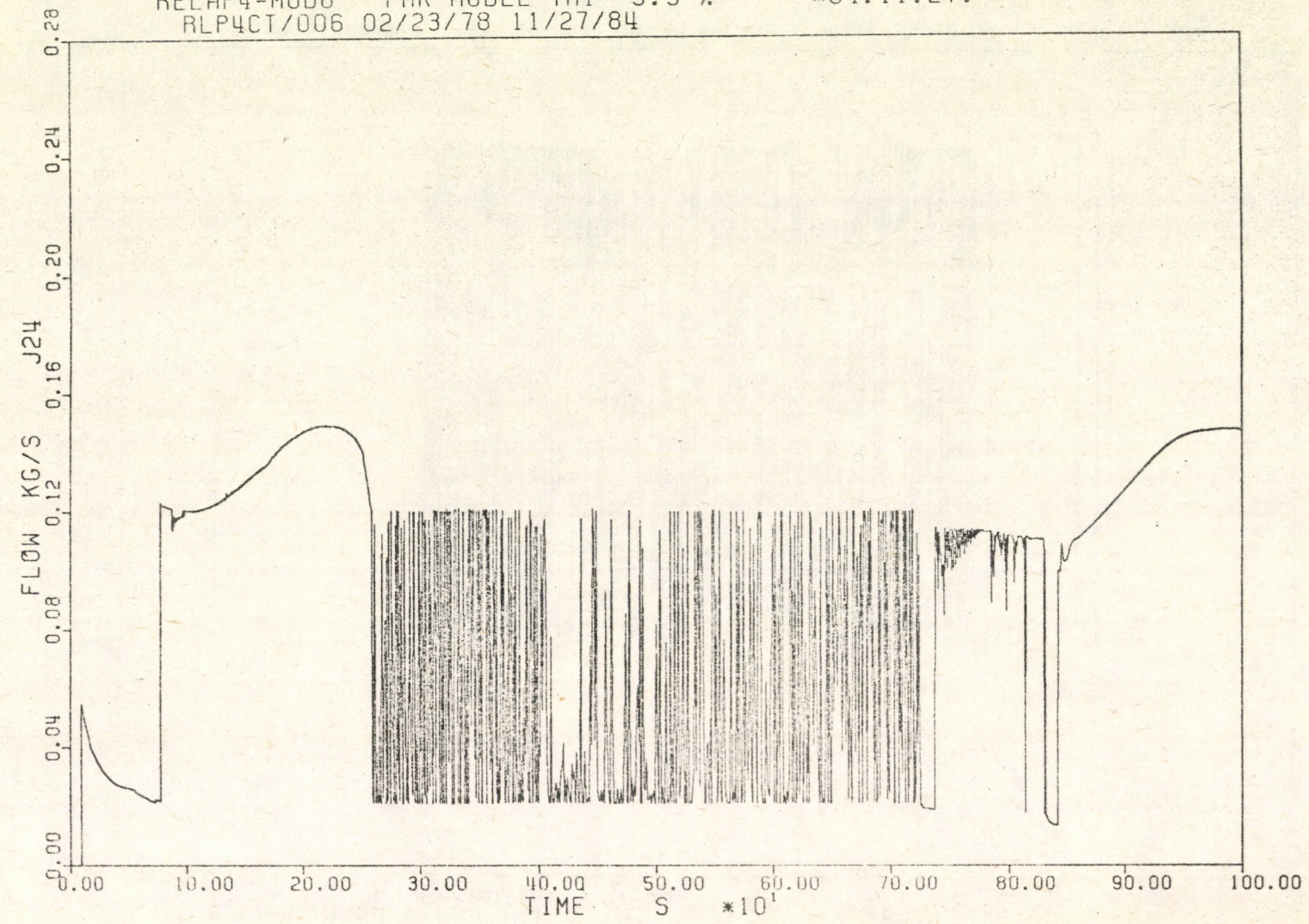
*84.11.27.



5.5 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RPL4CT/006 02/23/78 11/27/84

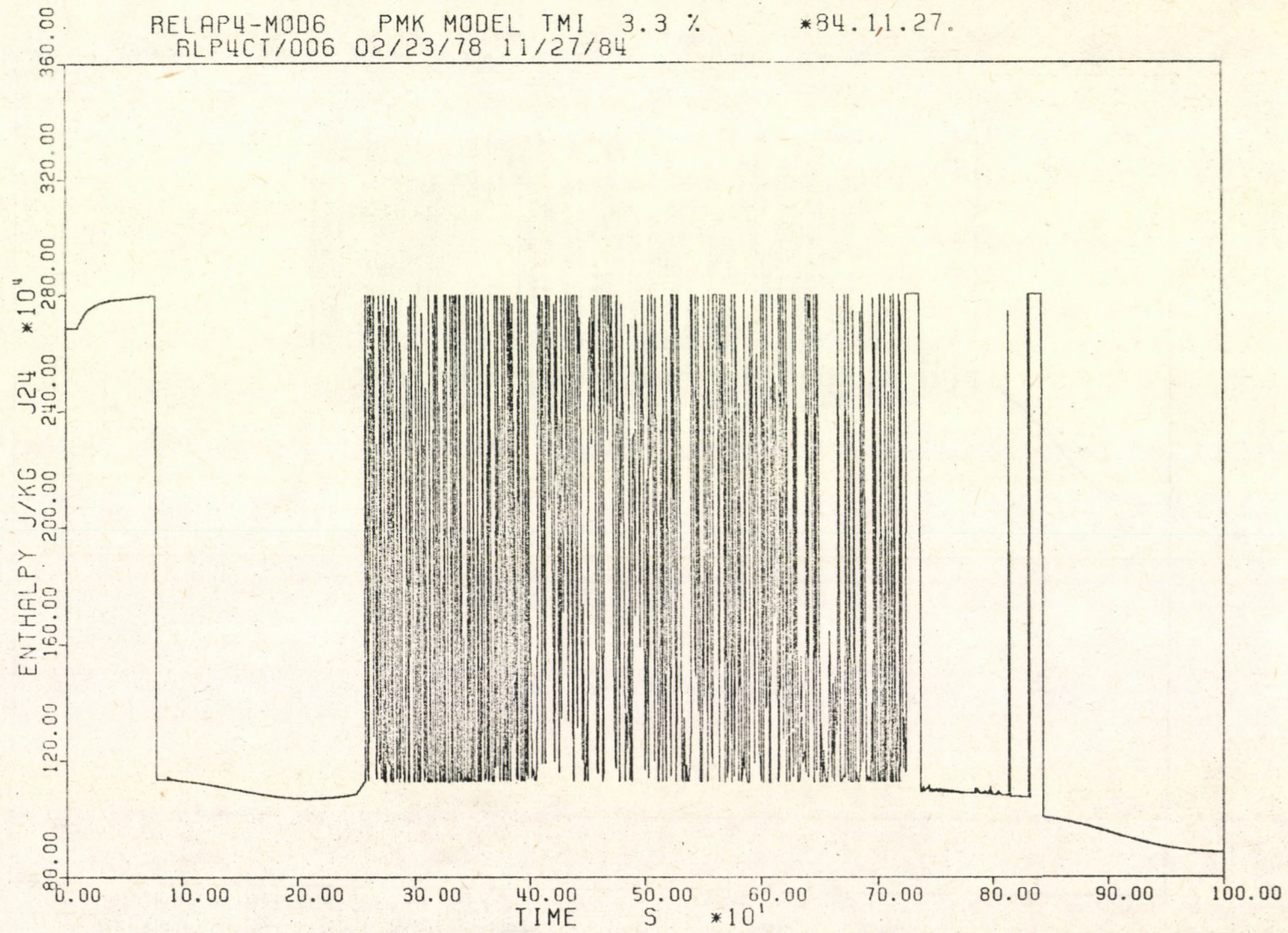
*84.11.27.



5.6 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

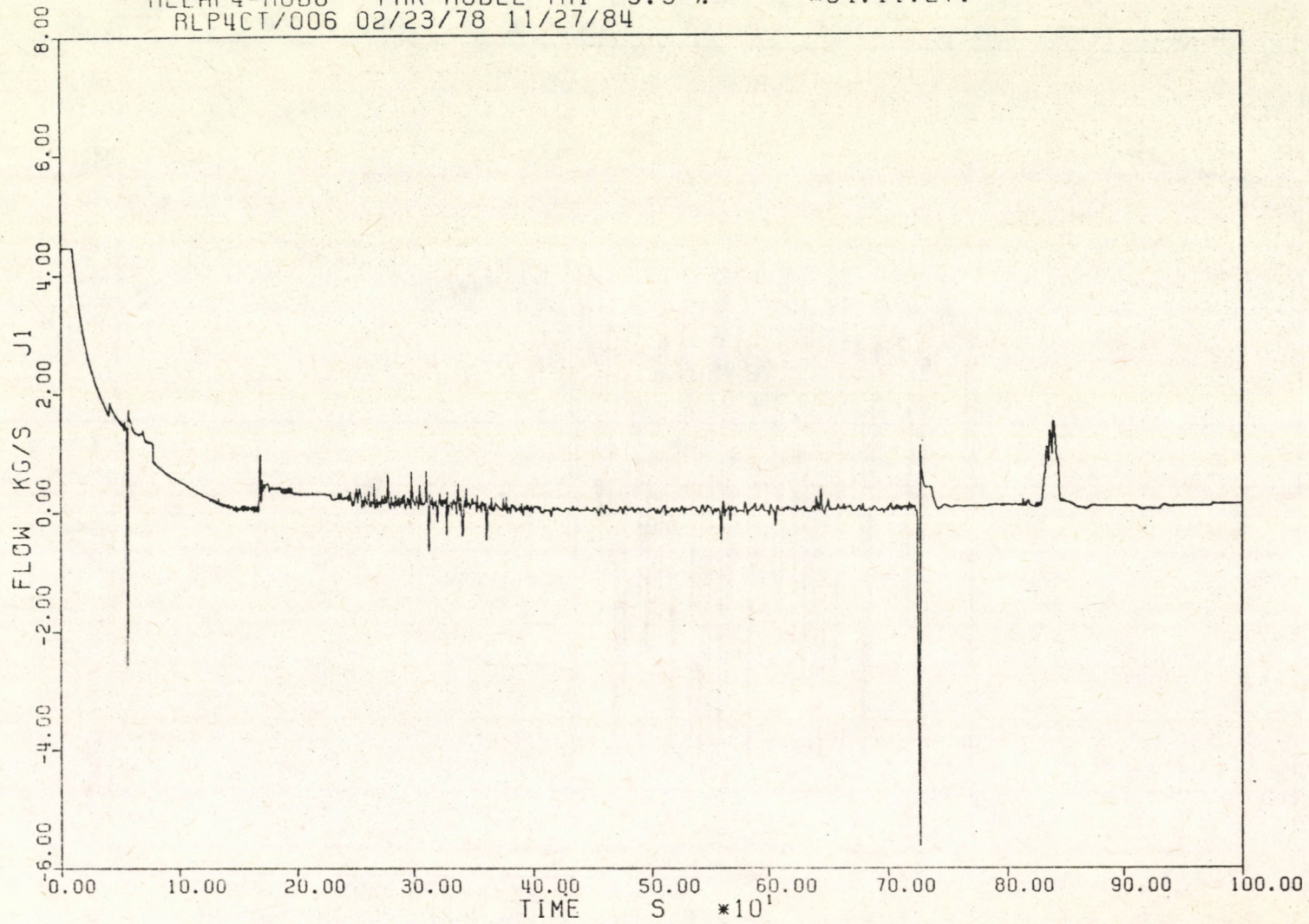
*84.11.27.



5.7 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

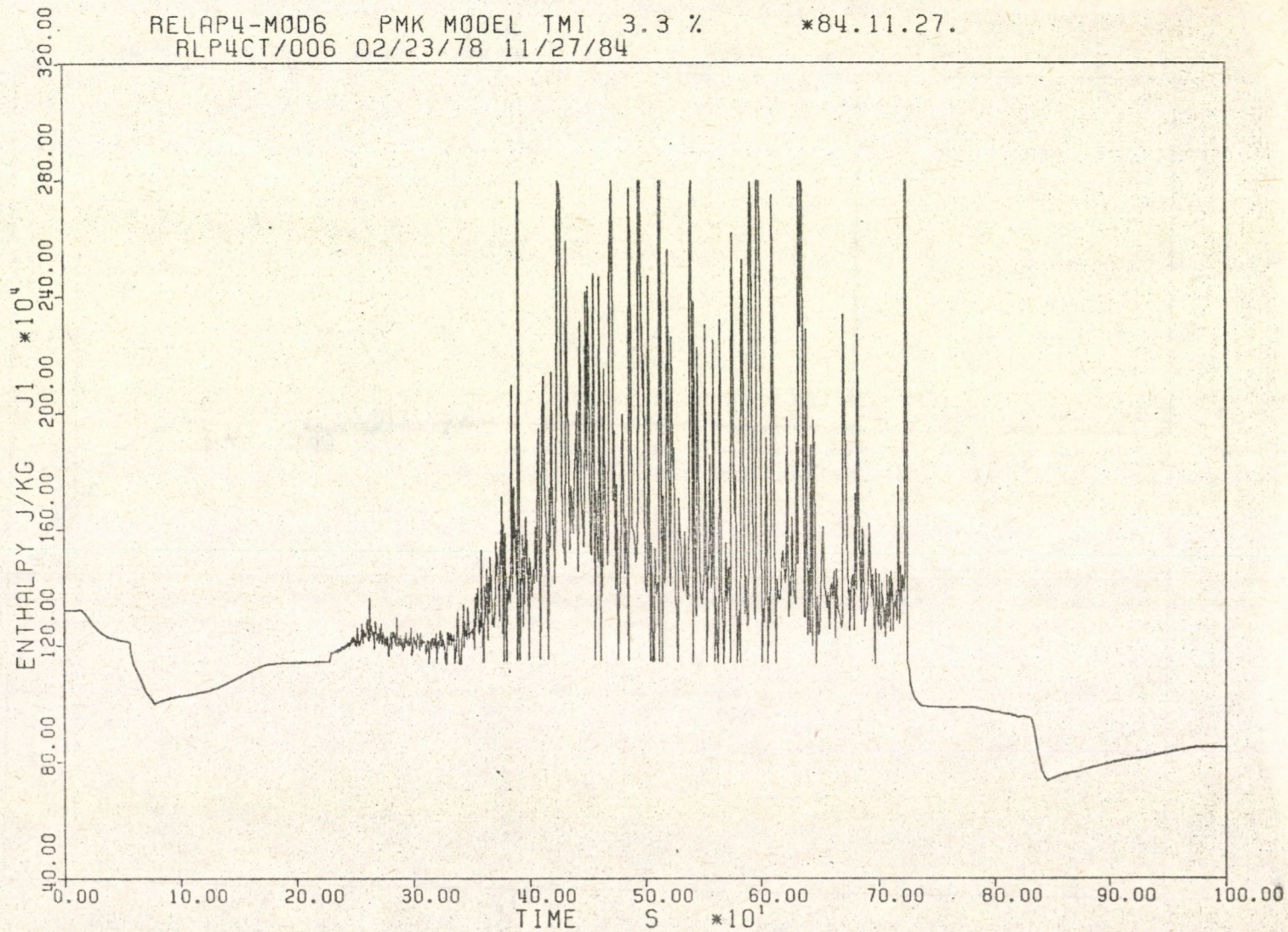
*84.11.27.



5.8 ábra

RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

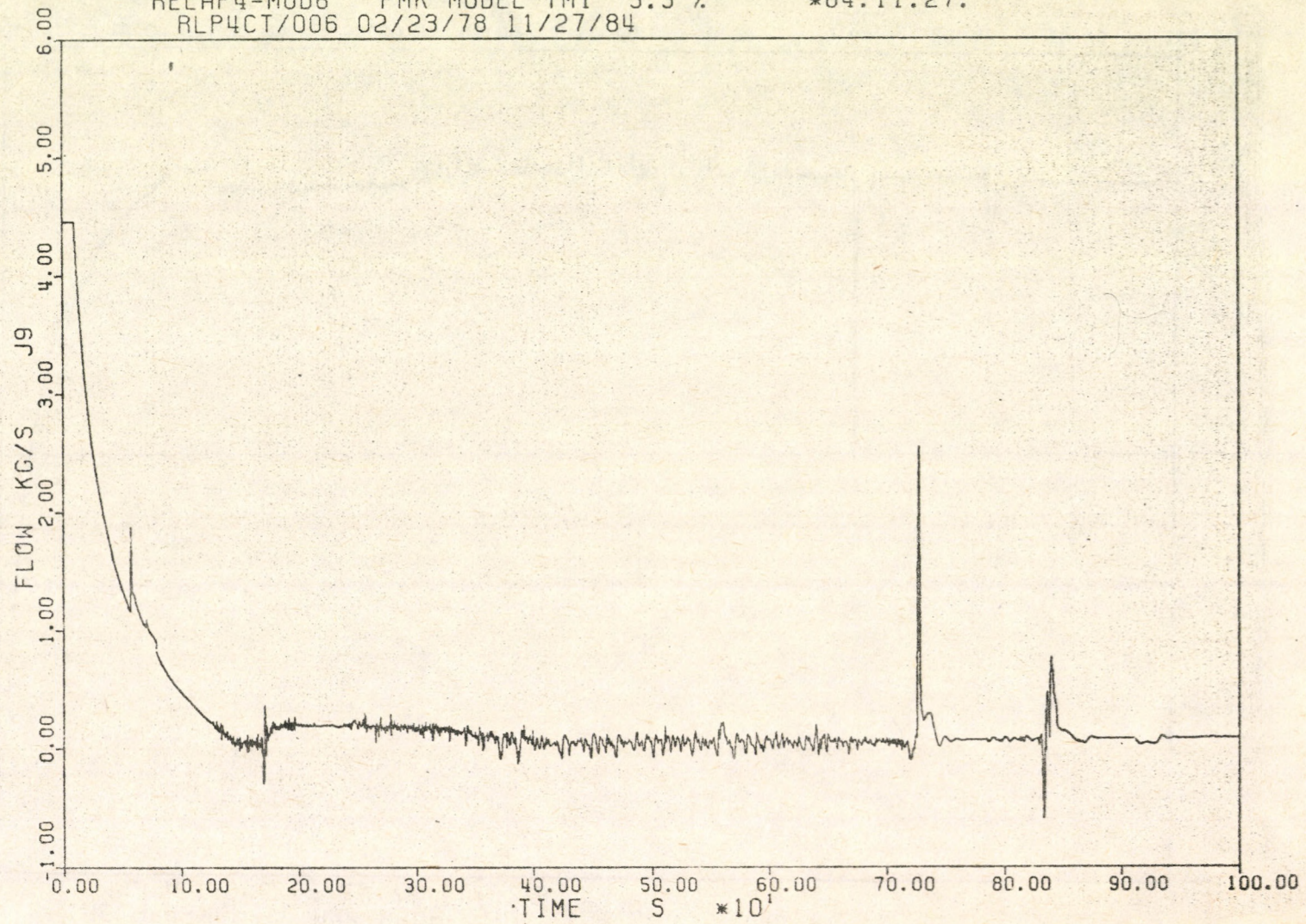
*84.11.27.



5.9 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

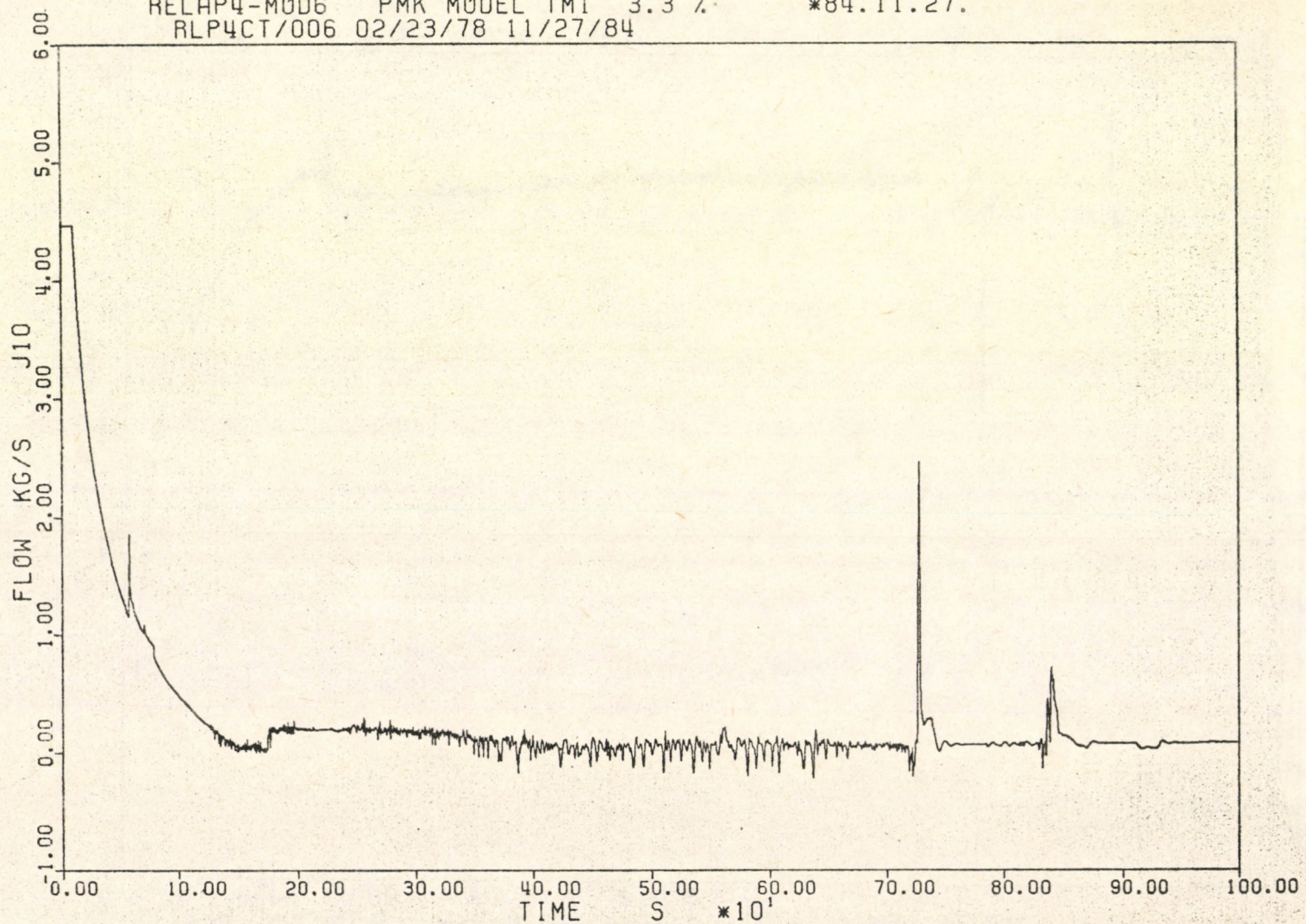
*84.11.27.



5.10 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

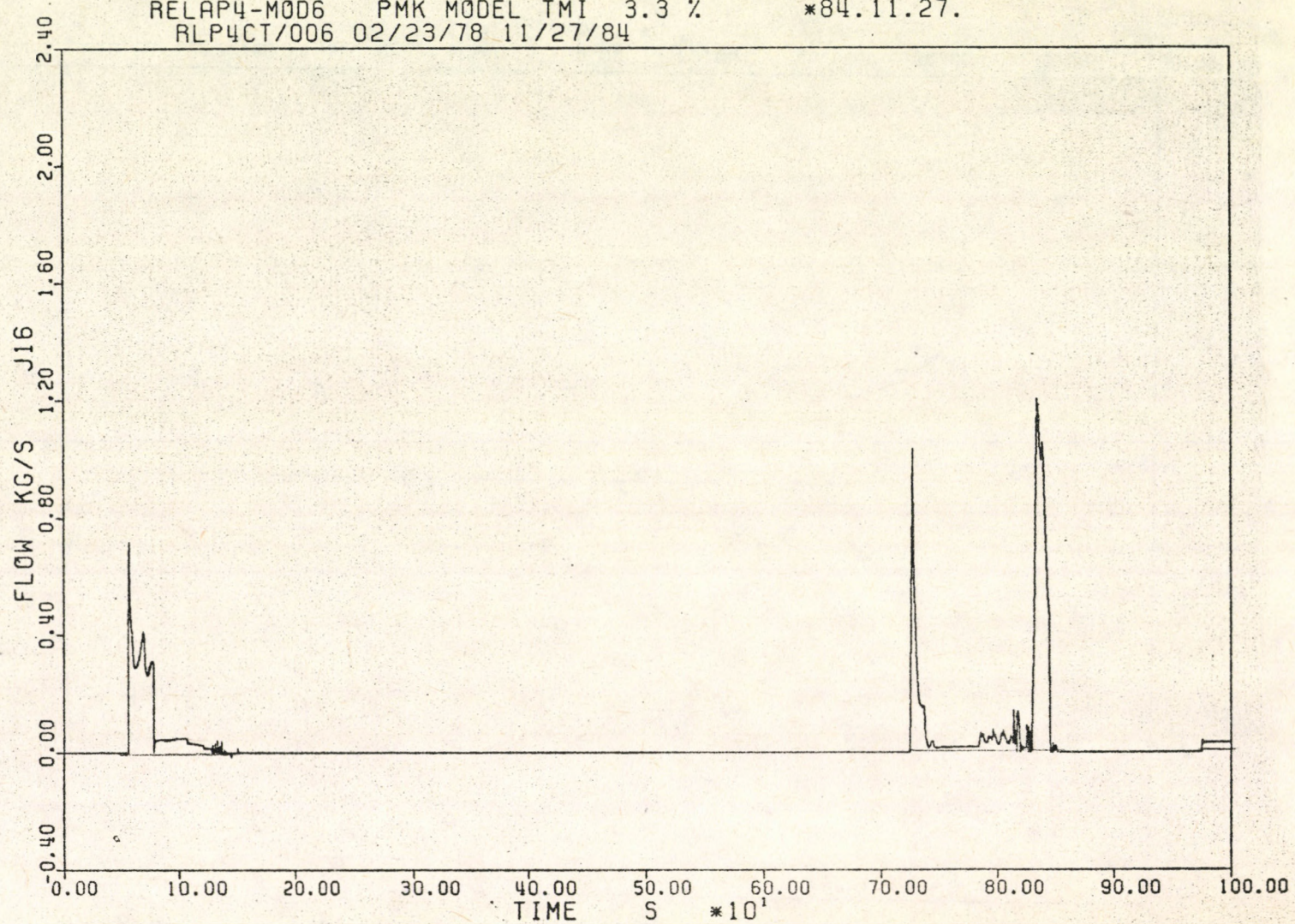
*84.11.27.



5.11 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

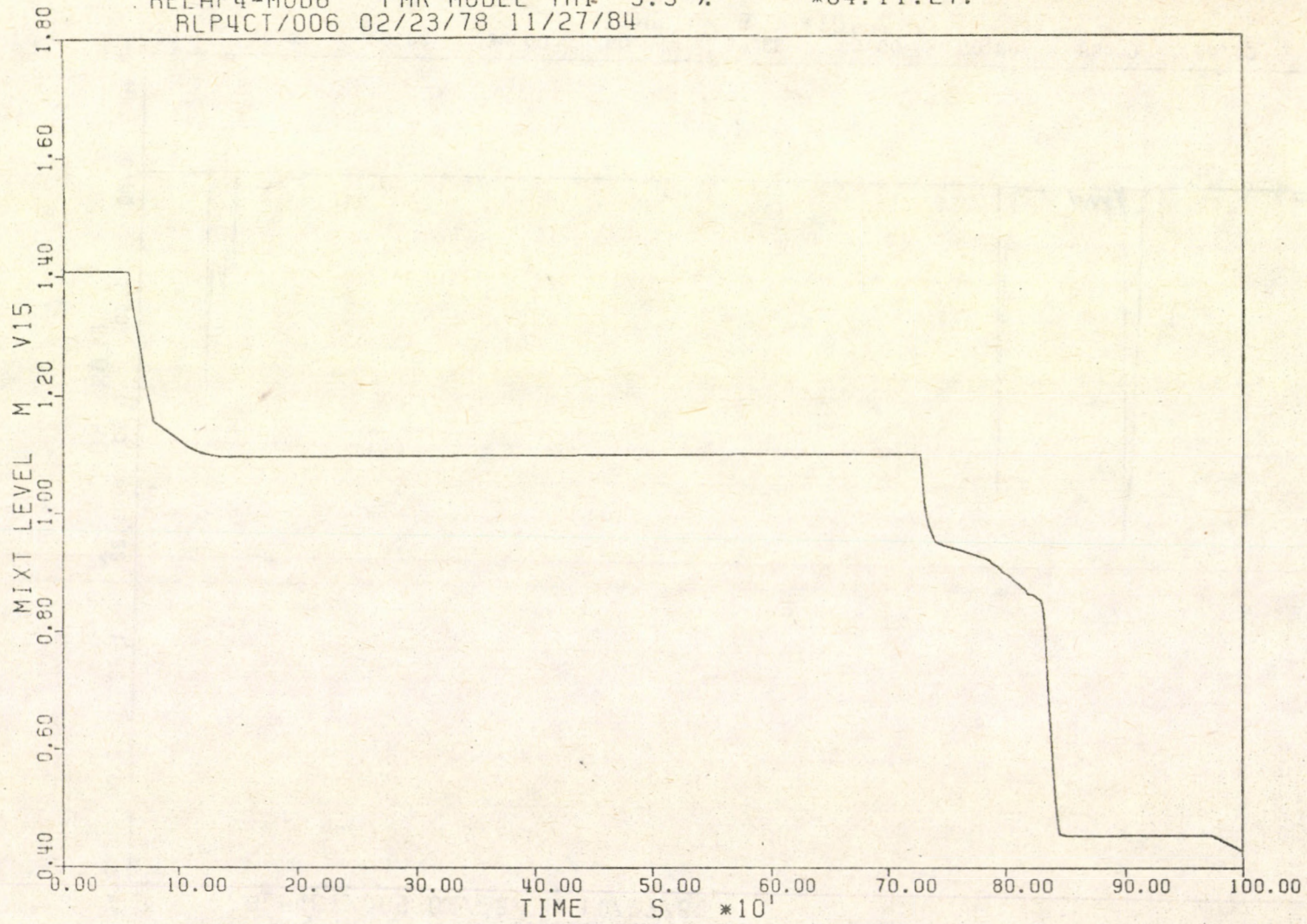
*84.11.27.



5.12 ábra

RELAP4-M006 PMK MODEL TML 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

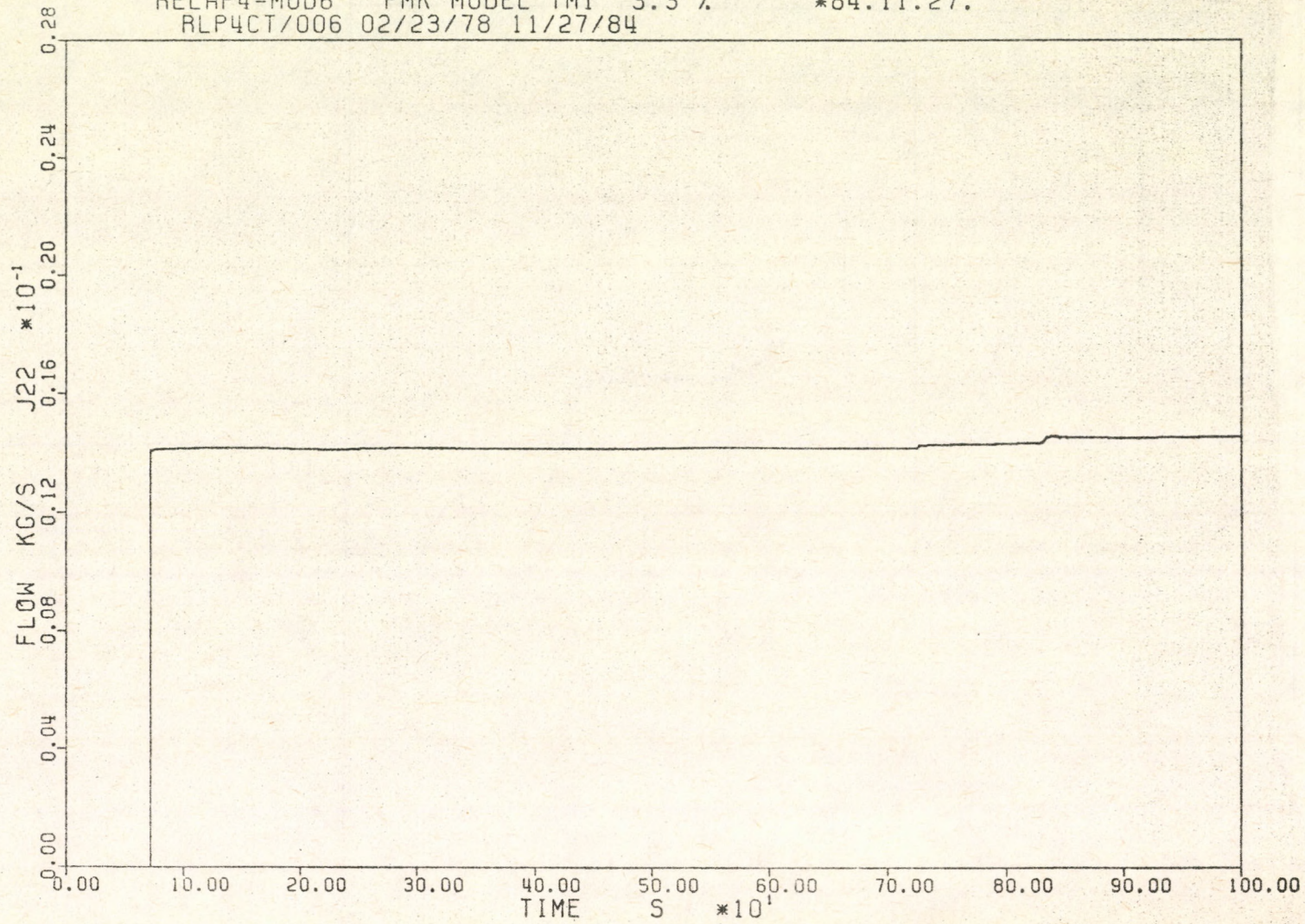
*84.11.27.



5.13 ábra

RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

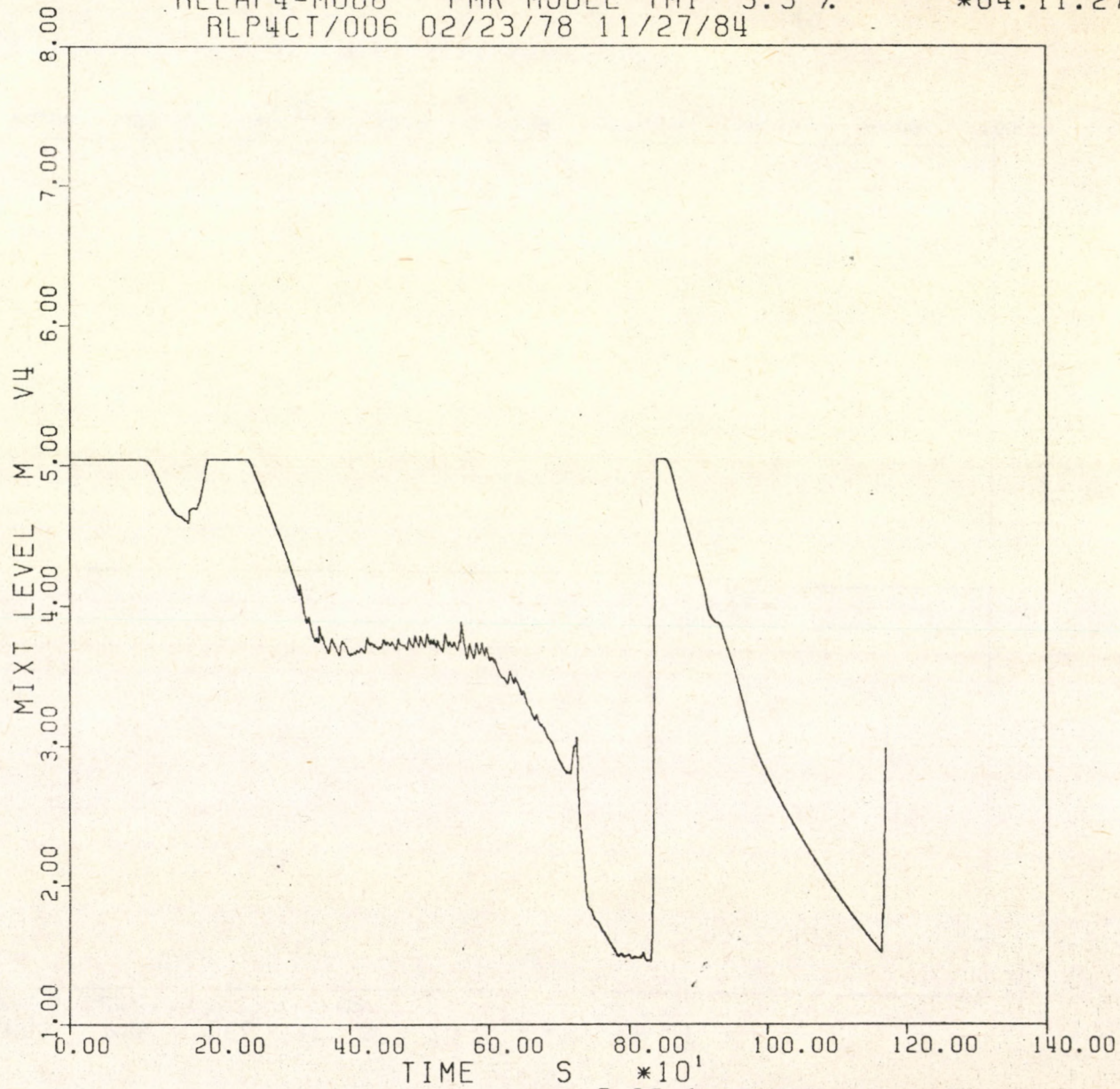
*84.11.27.



5.14 ábra

RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

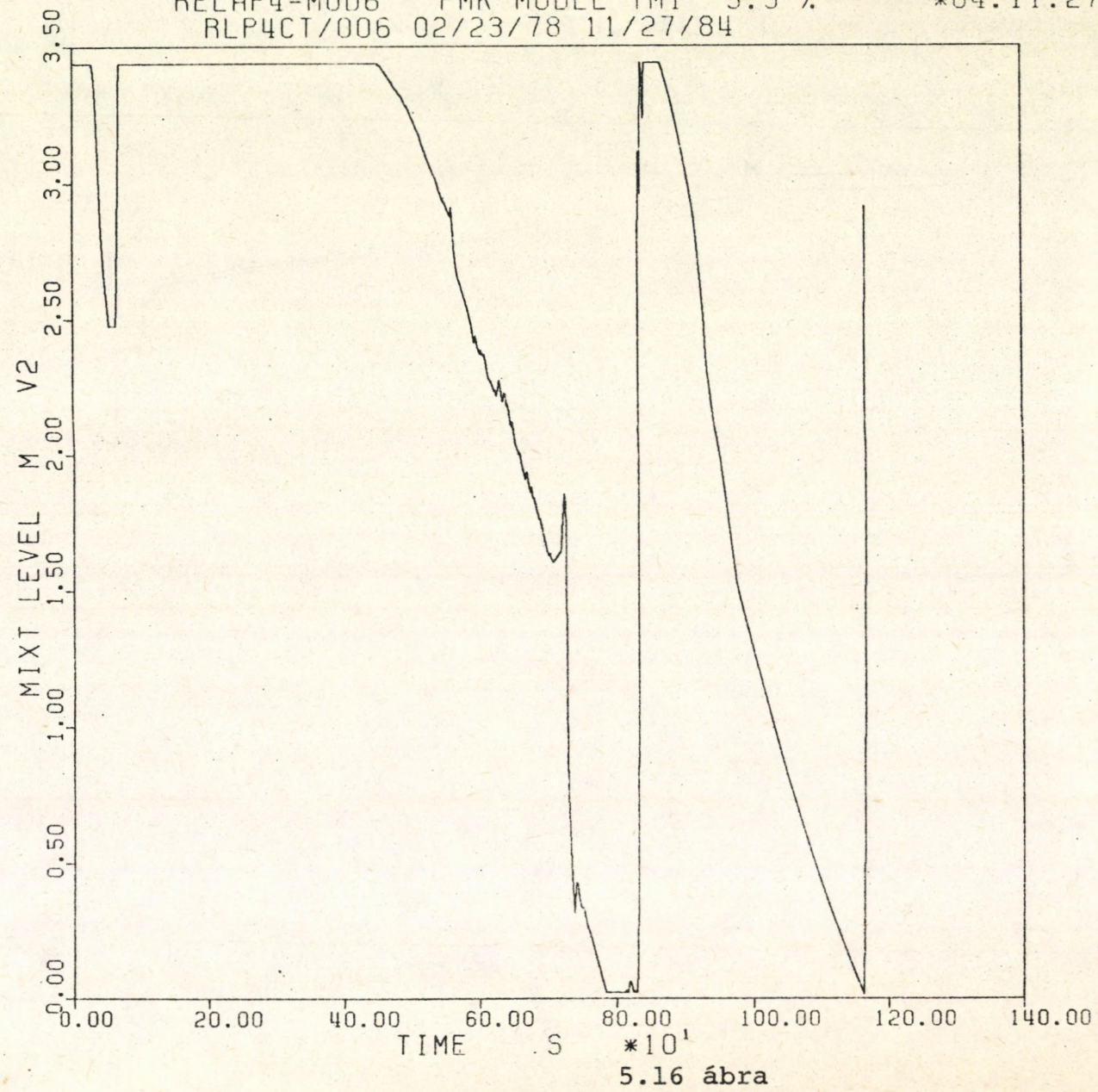
*84.11.27.



5.15 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 11/27/84

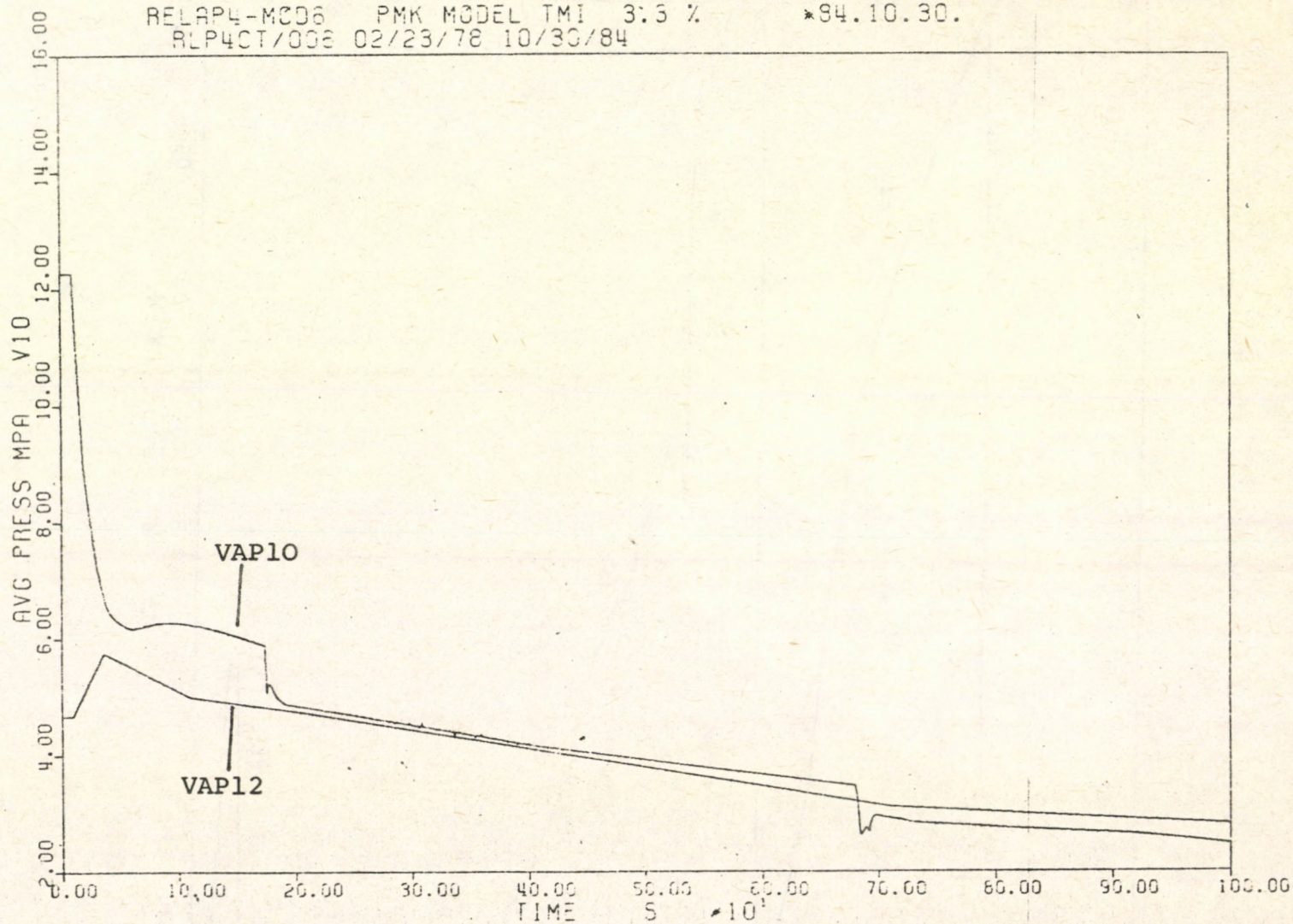
*84.11.27.



5.16 ábra

RELAP4-MCDB6 PMK MODEL TMI 3:5 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

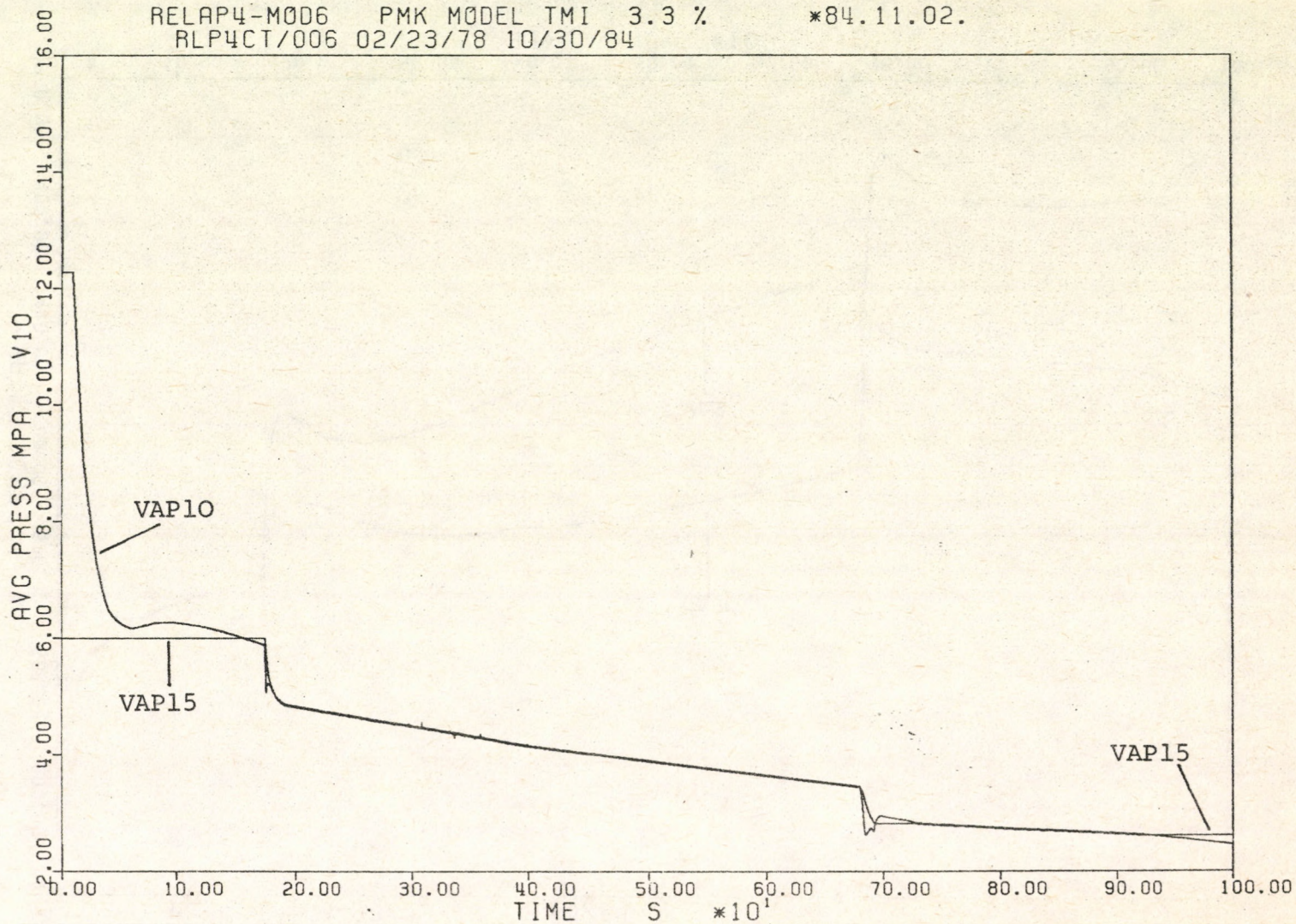
*84.10.30.



5.17 ábra

RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

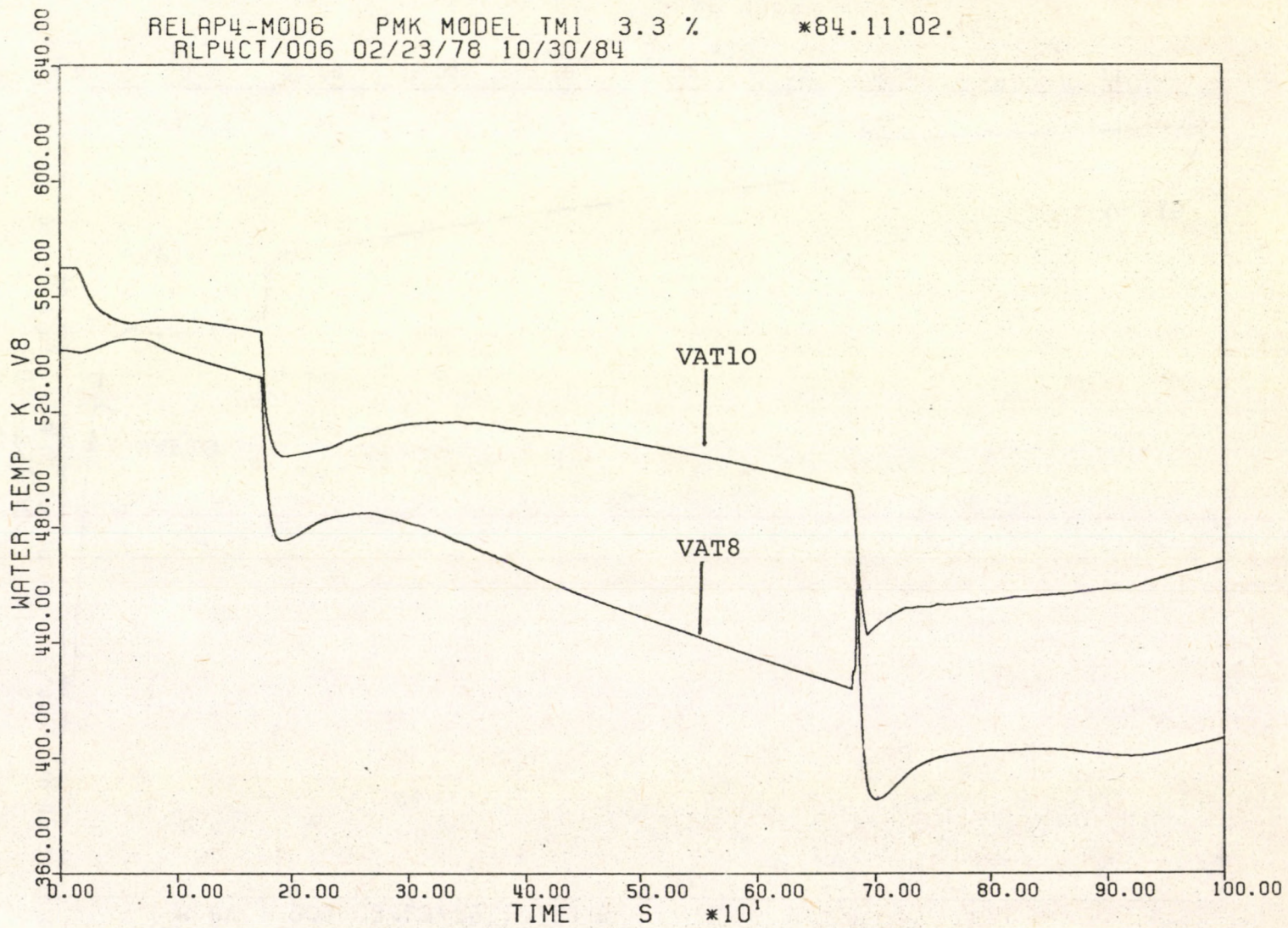
*84.11.02.



5.18 ábra

RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

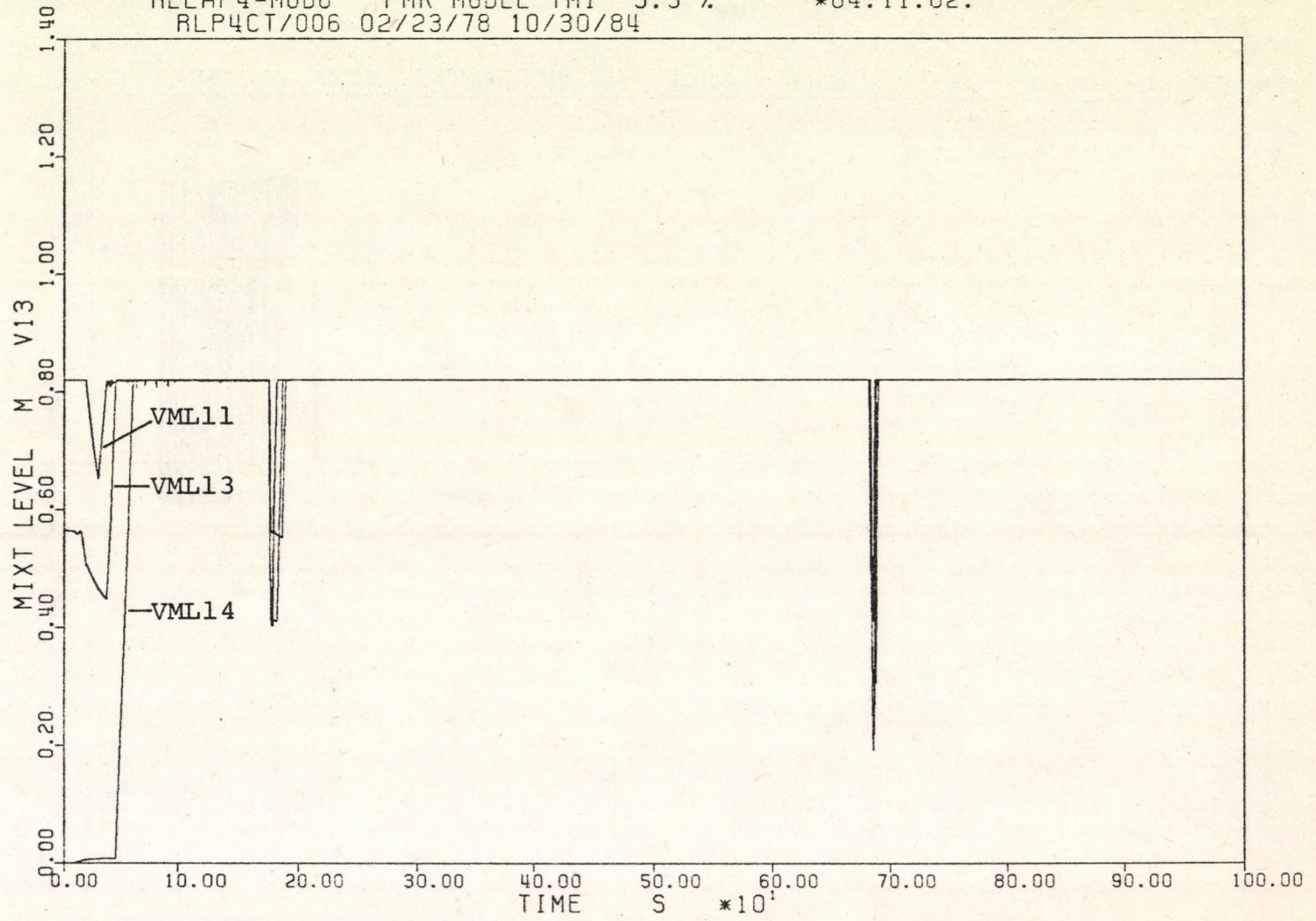
*84.11.02.



5.19 ábra

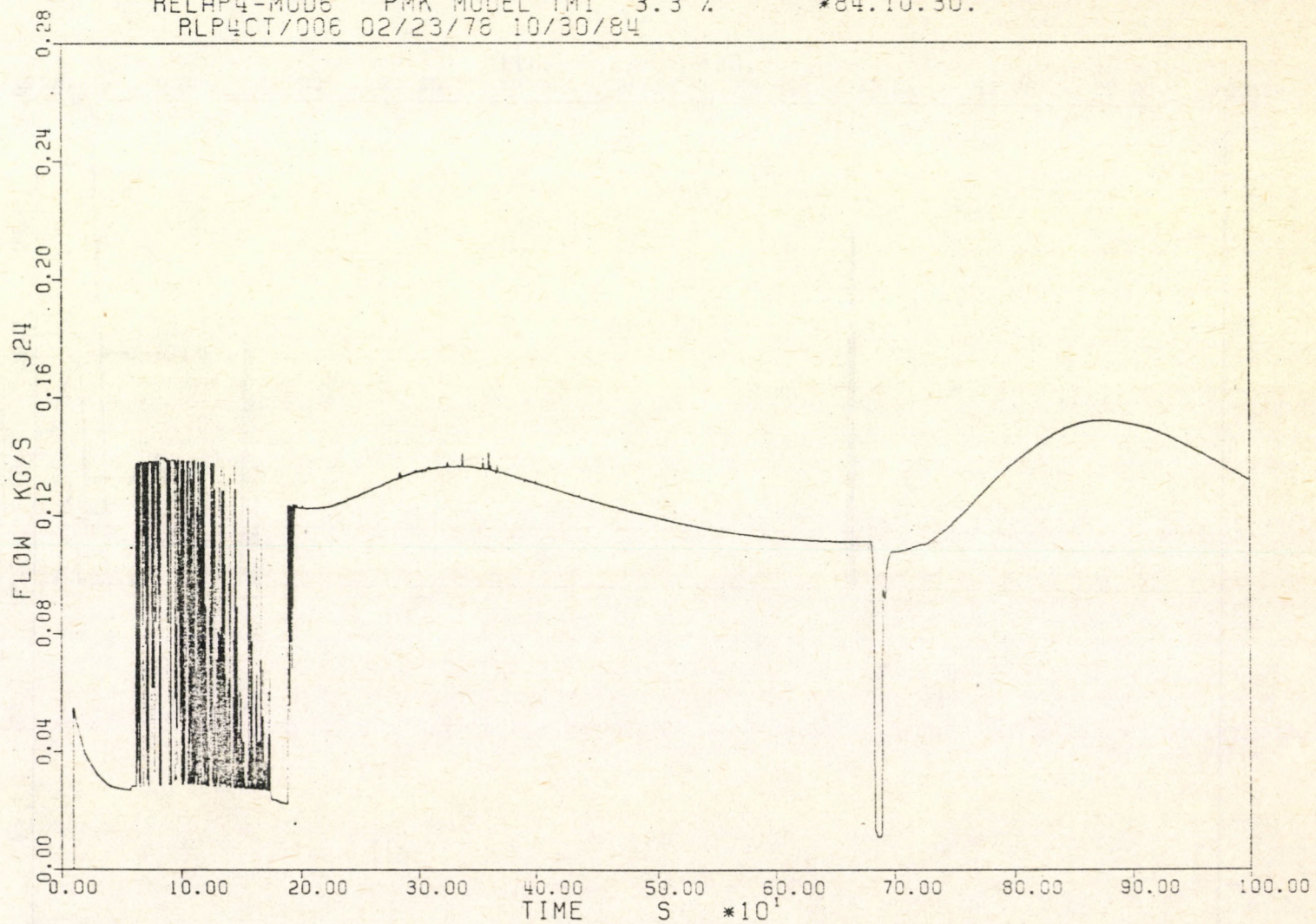
RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

*84.11.02.



5.20 ábra

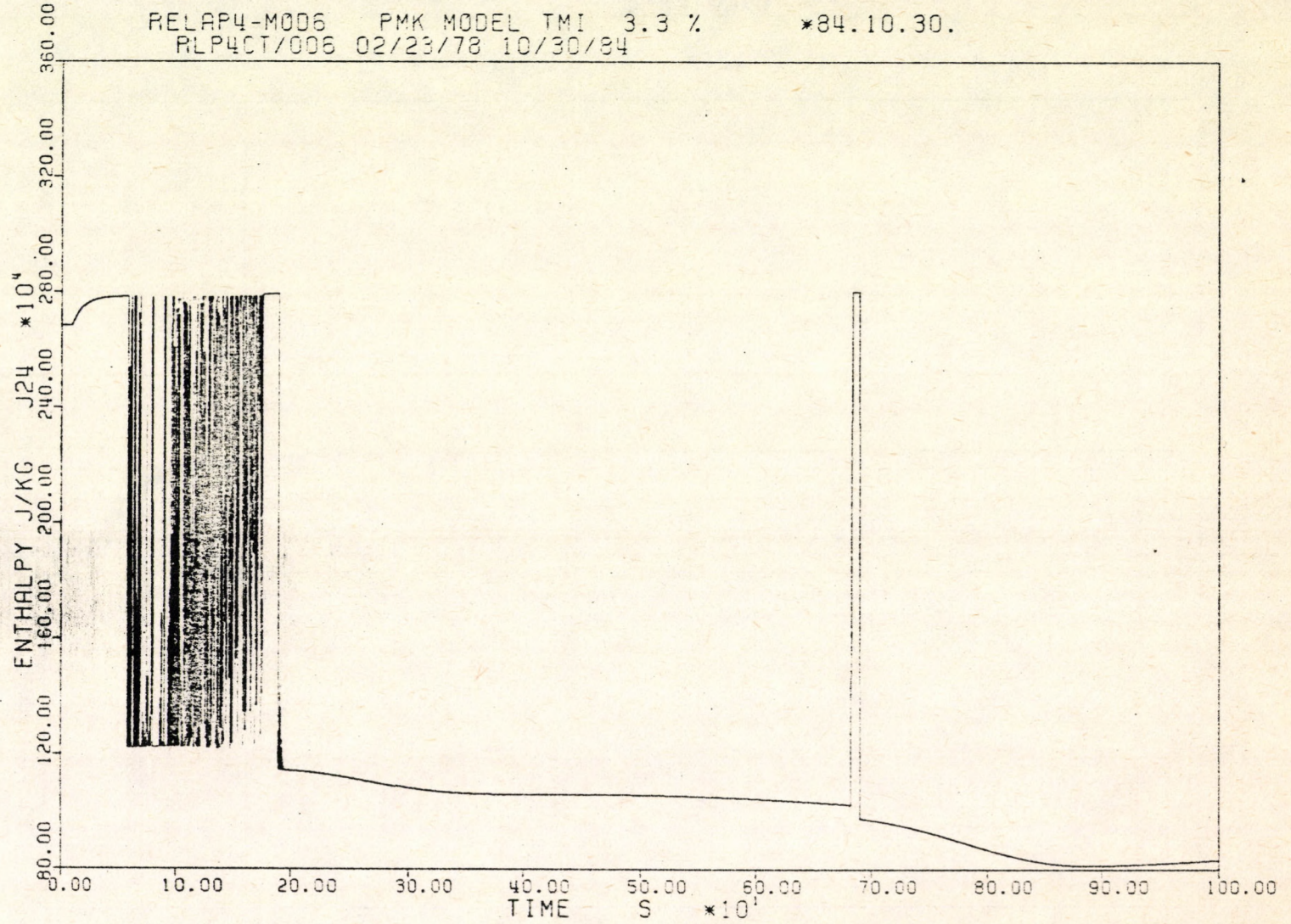
RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 % *84.10.30.
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84



5.21 ábra

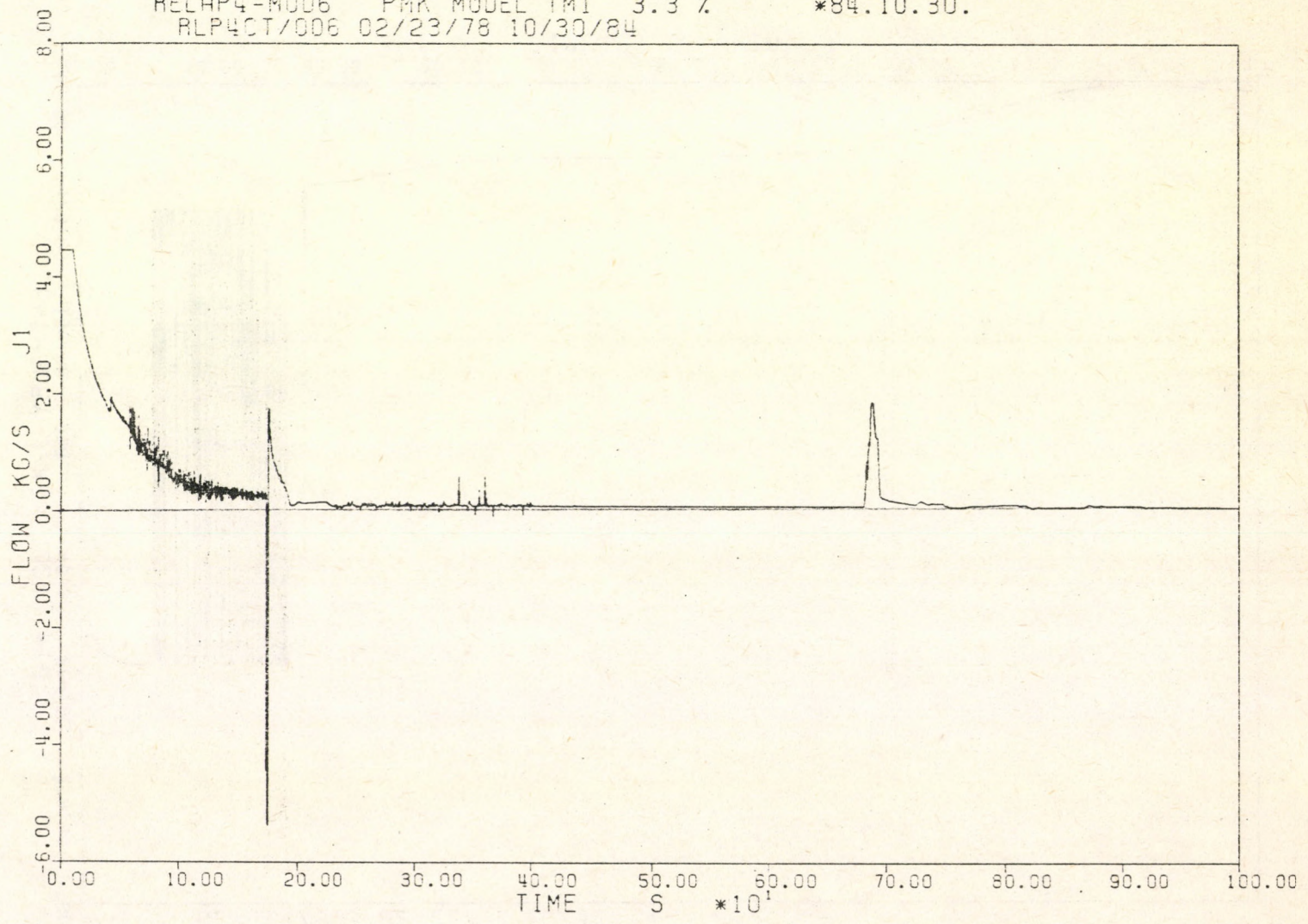
RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

*84.10.30.



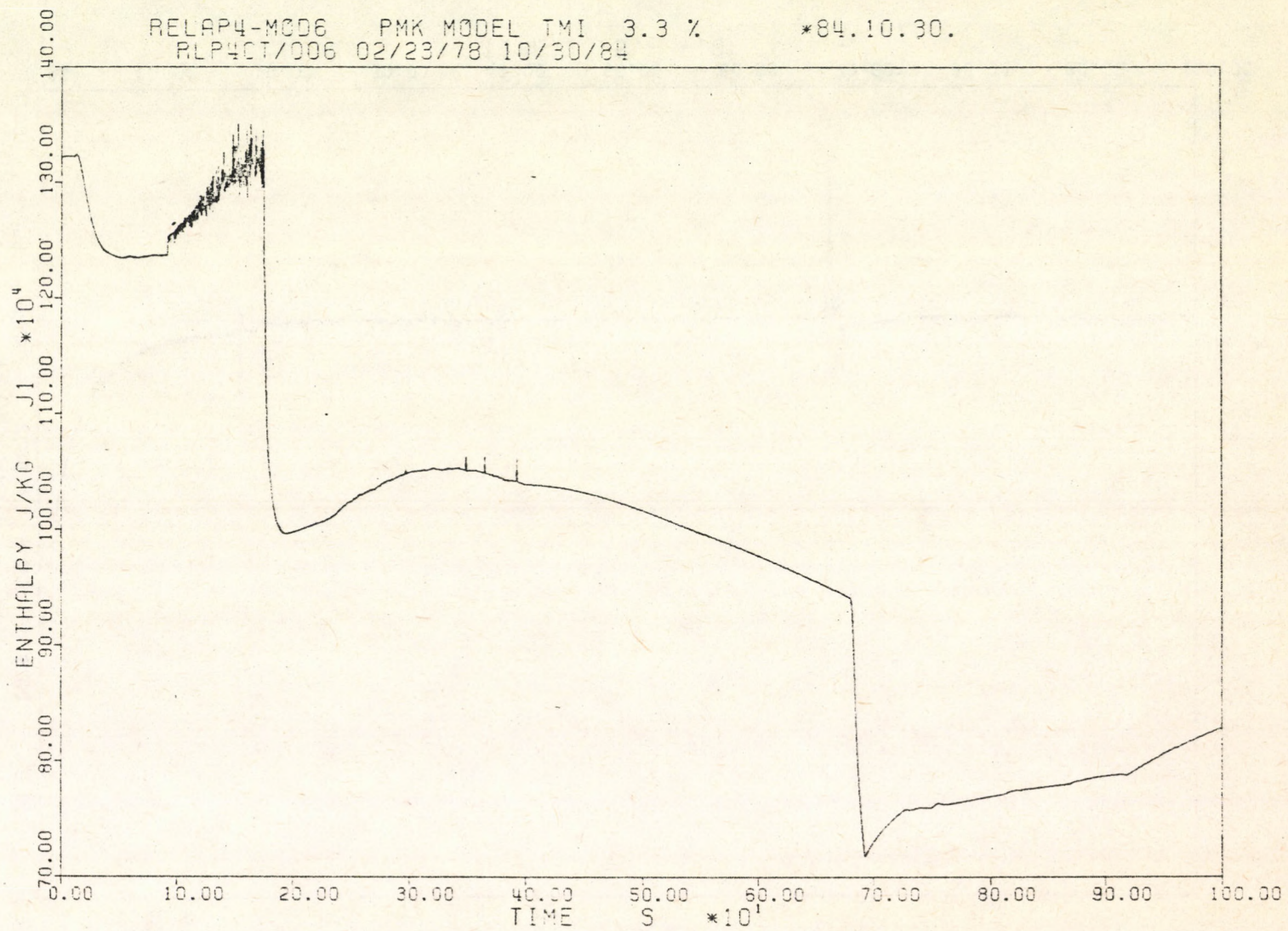
5.22 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 % *84.10.30.
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84



5.23 ábra

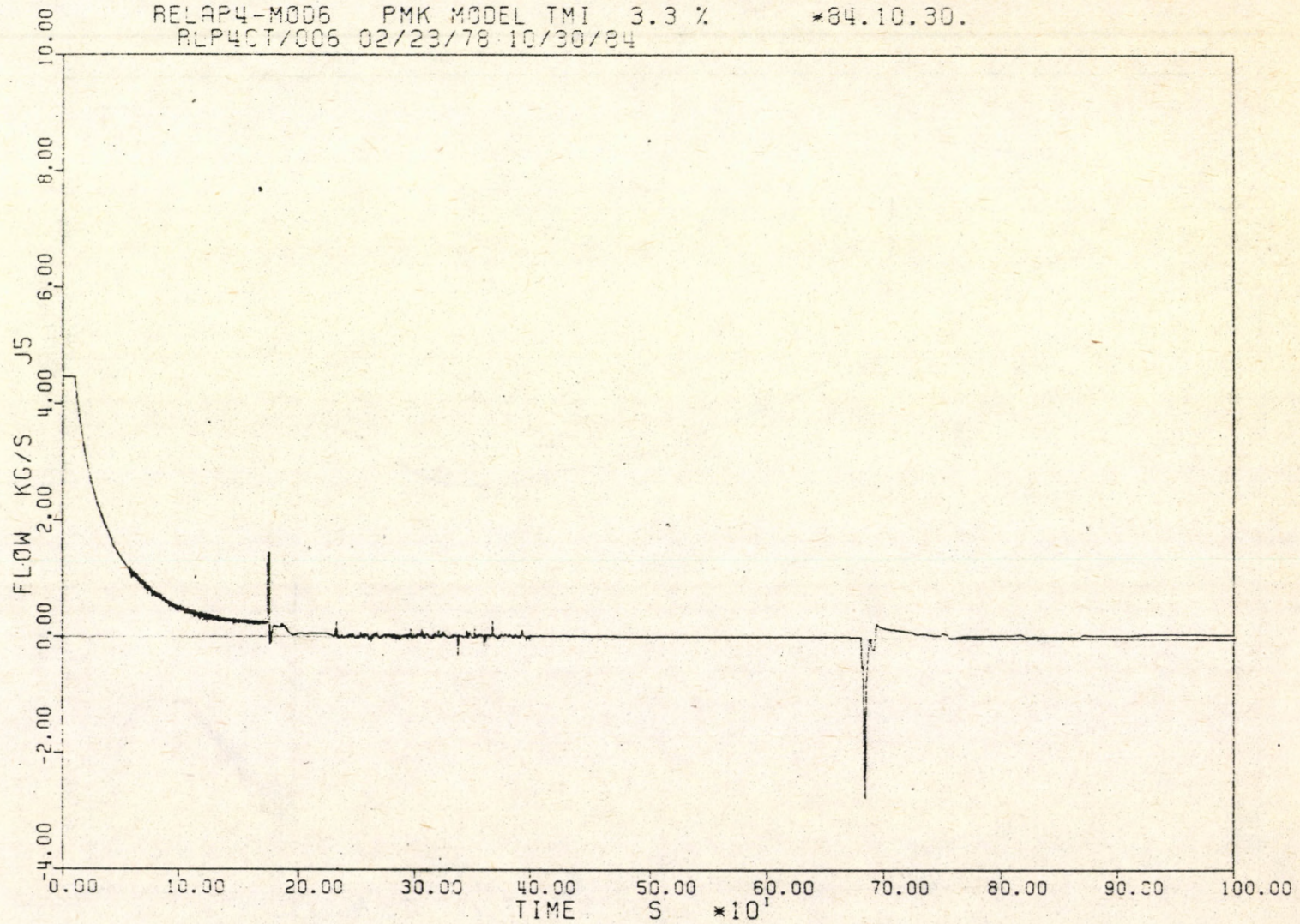
RELAP4-MODE PMK MODEL TMI 3.3 % *84.10.30.
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84



5.24 ábra

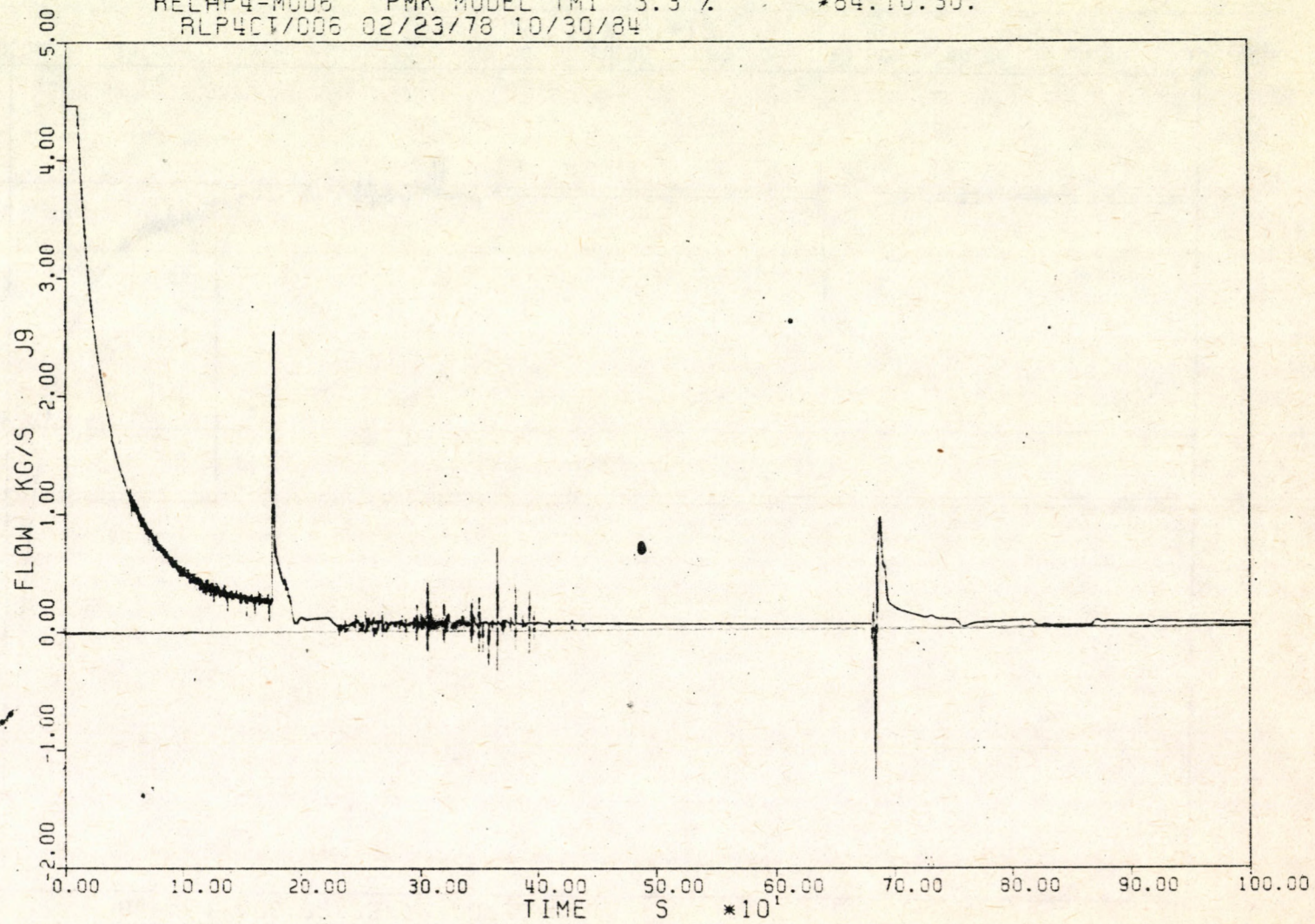
RELAP4-M006 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

*84.10.30.



5.25 ábra

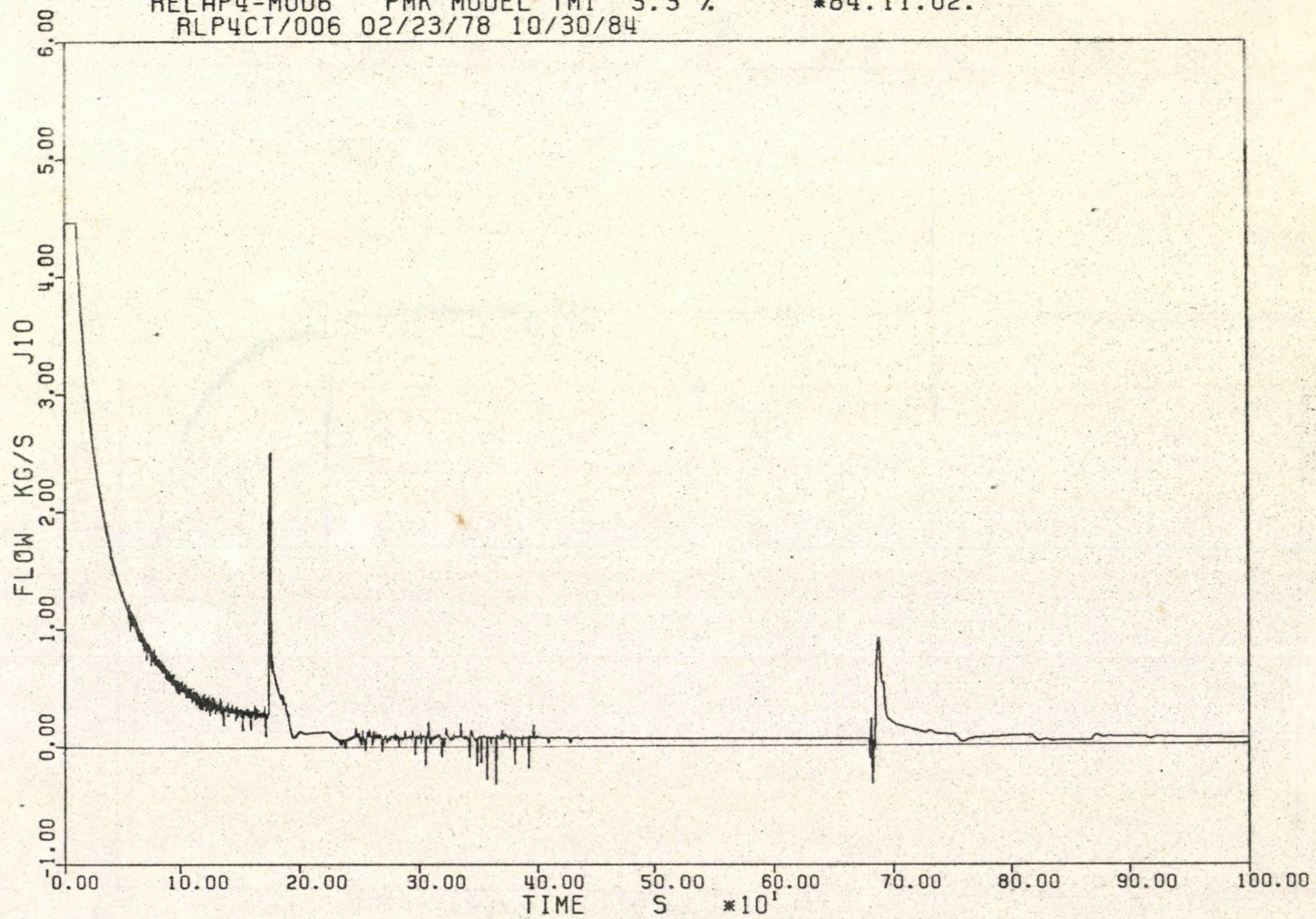
RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 % *84.10.30.
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84



5.26 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

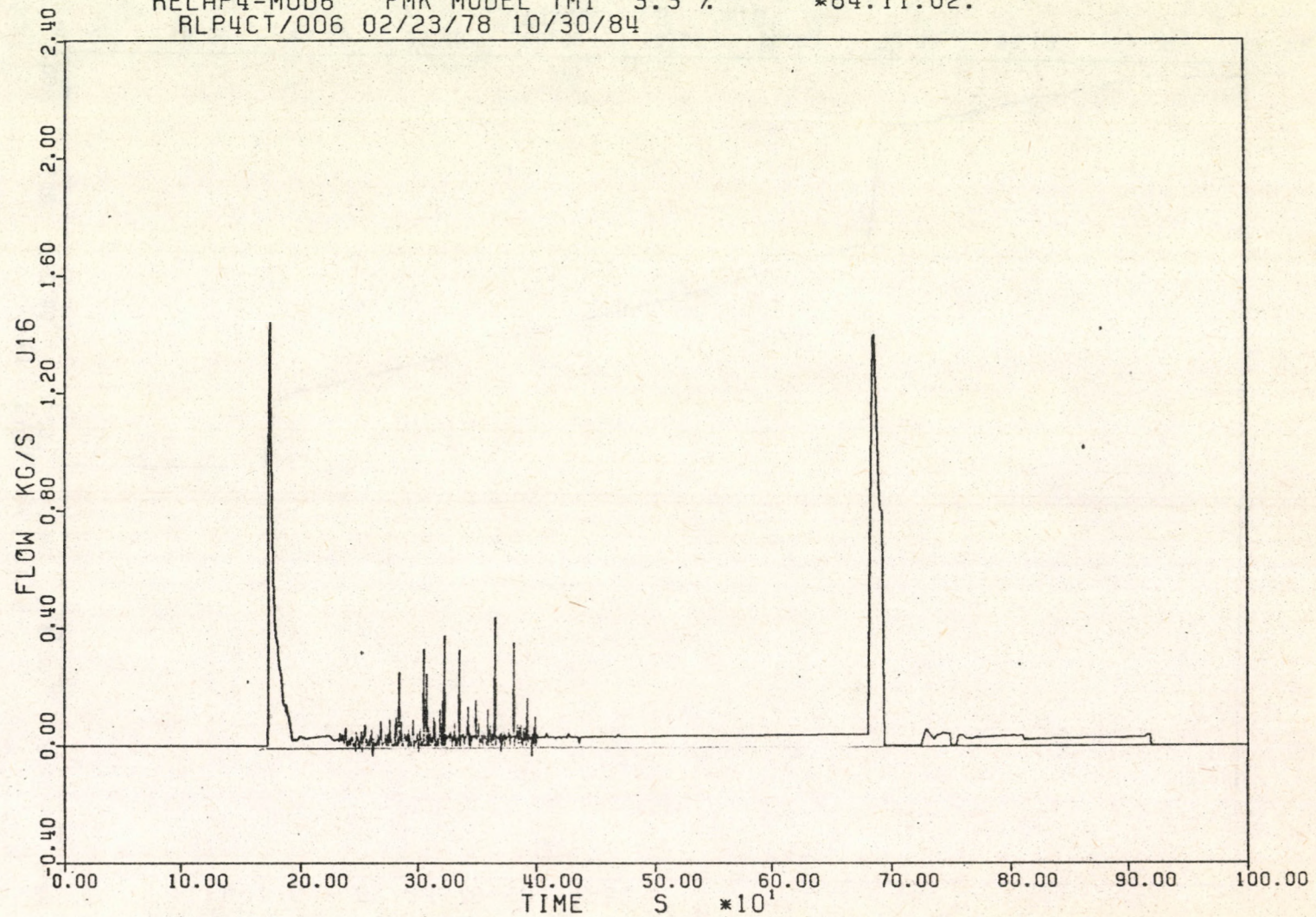
*84.11.02.



5.27 ábra

RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

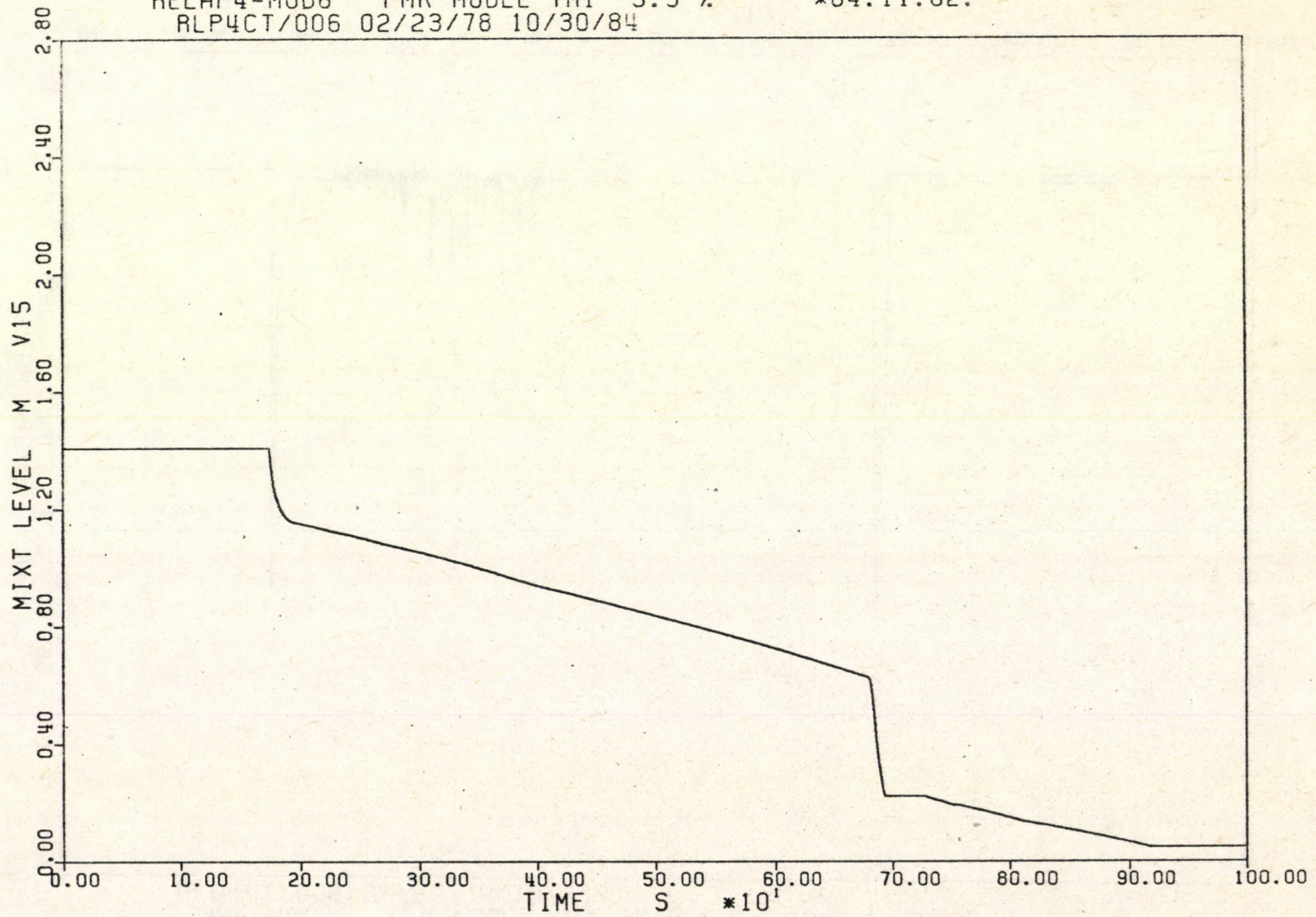
*84.11.02.



5.28 ábra

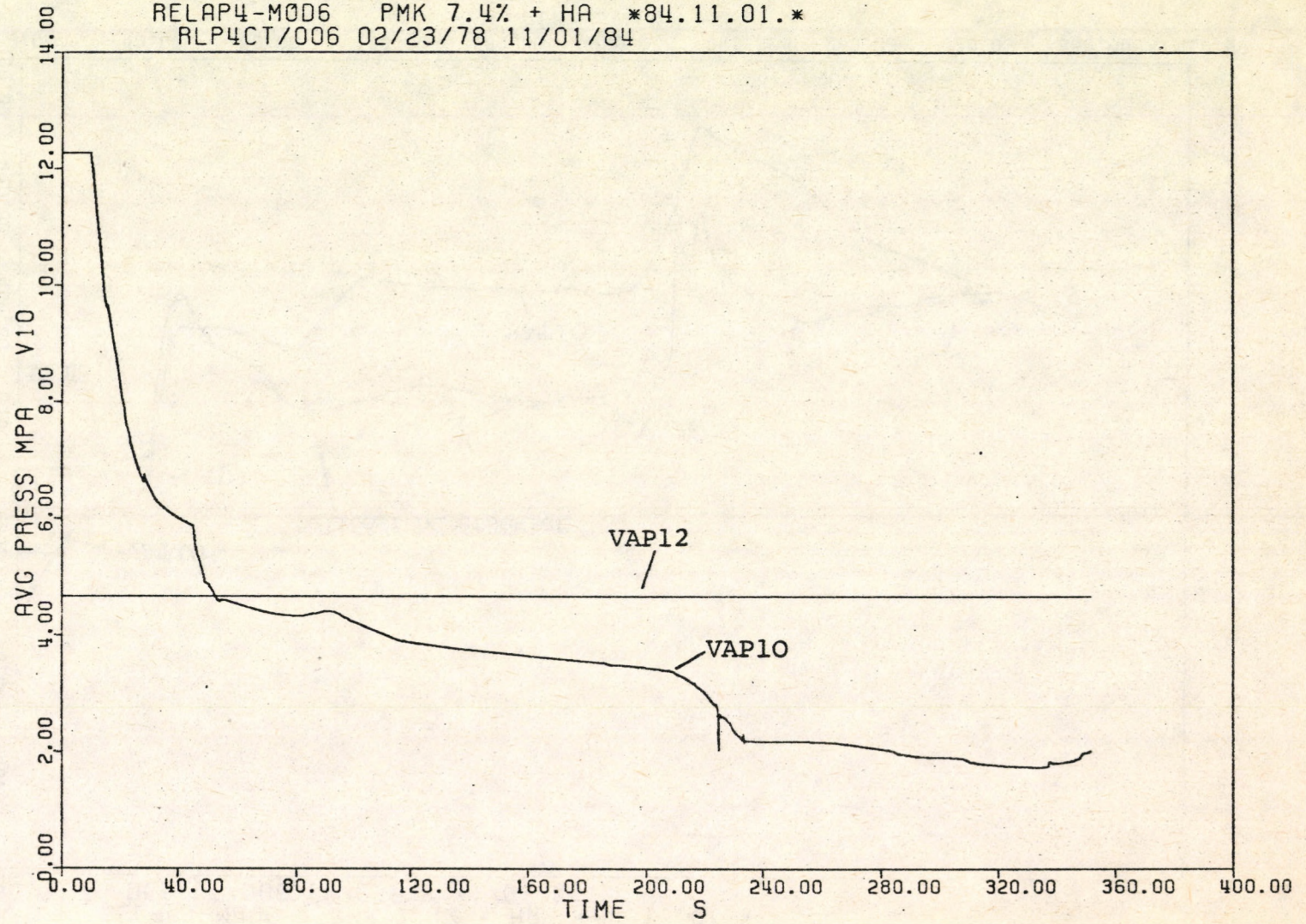
RELAP4-MOD6 PMK MODEL TMI 3.3 %
RLP4CT/006 02/23/78 10/30/84

*84.11.02.



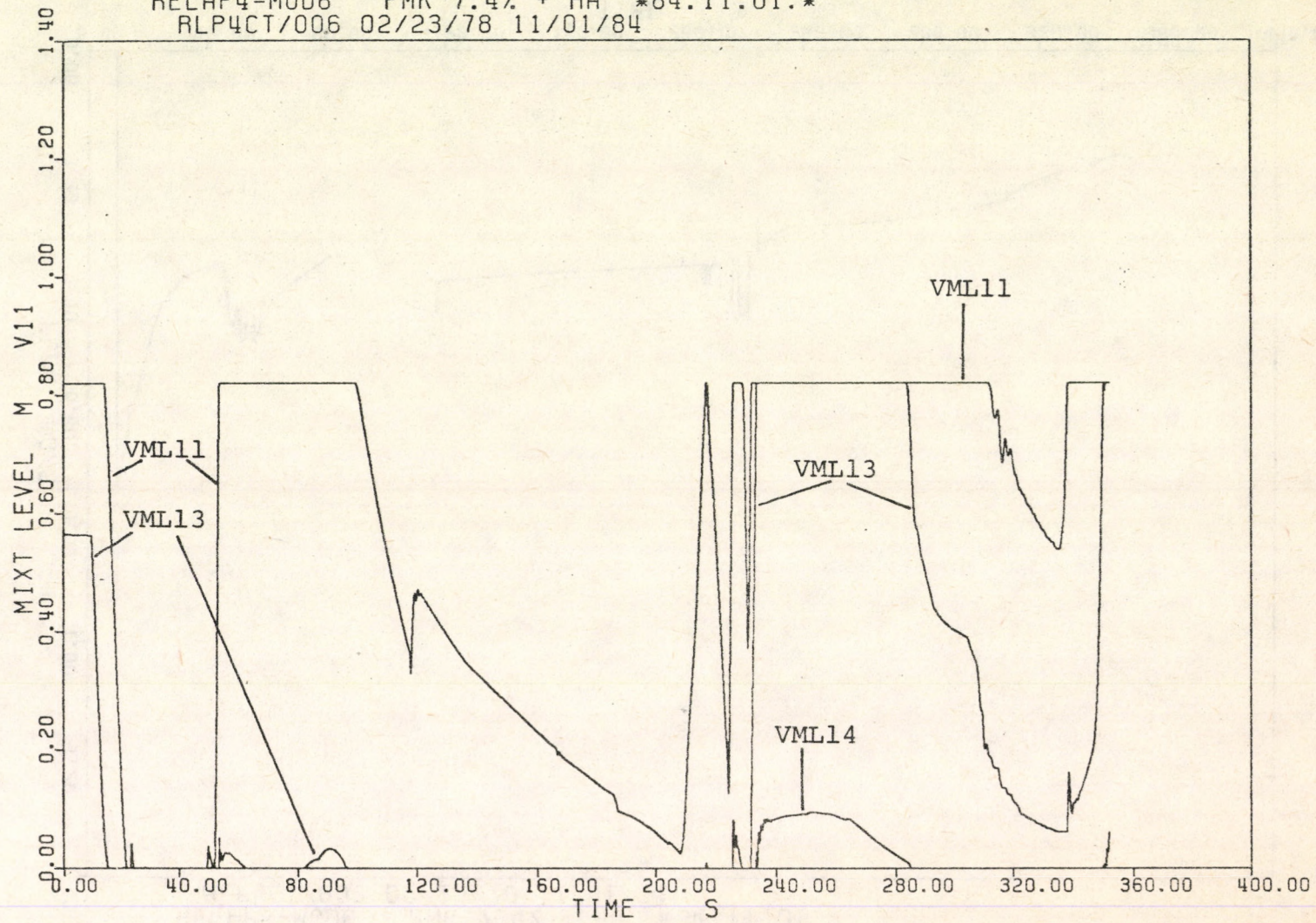
5.29 ábra

RELAP4-M0D6 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



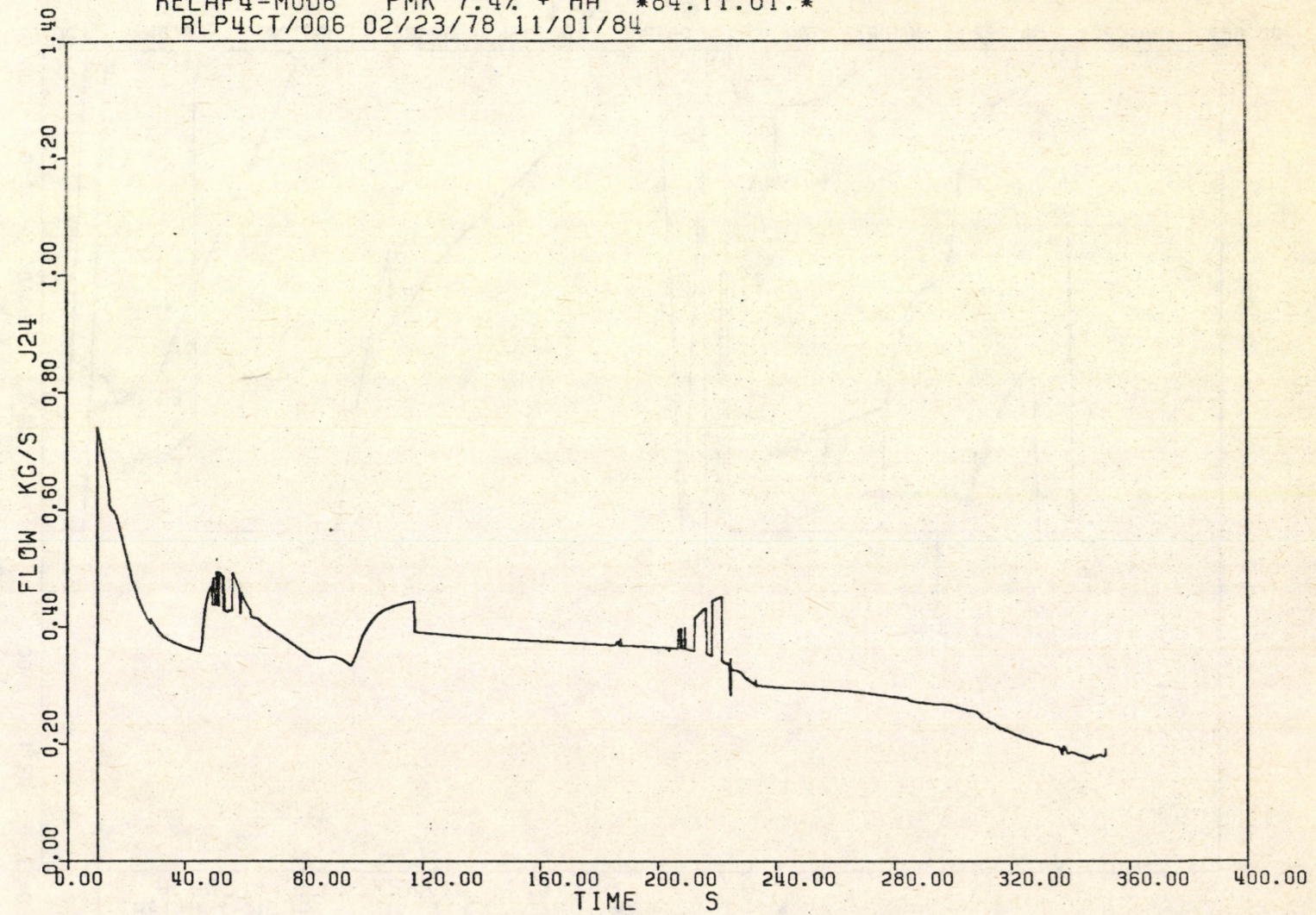
6. 1 ábra

RELAP4-M006 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



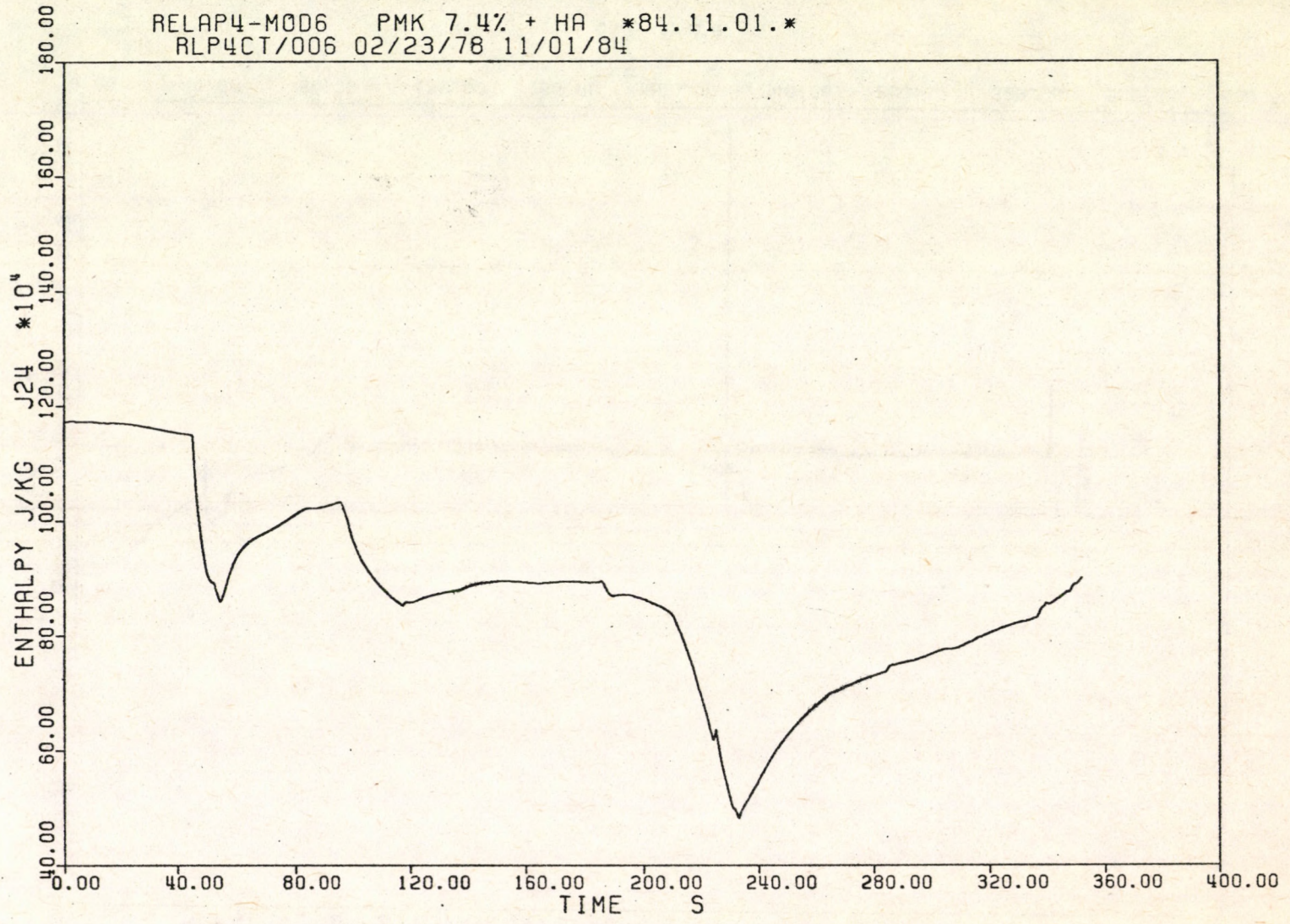
6.3 ábra

RELAP4-M006 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



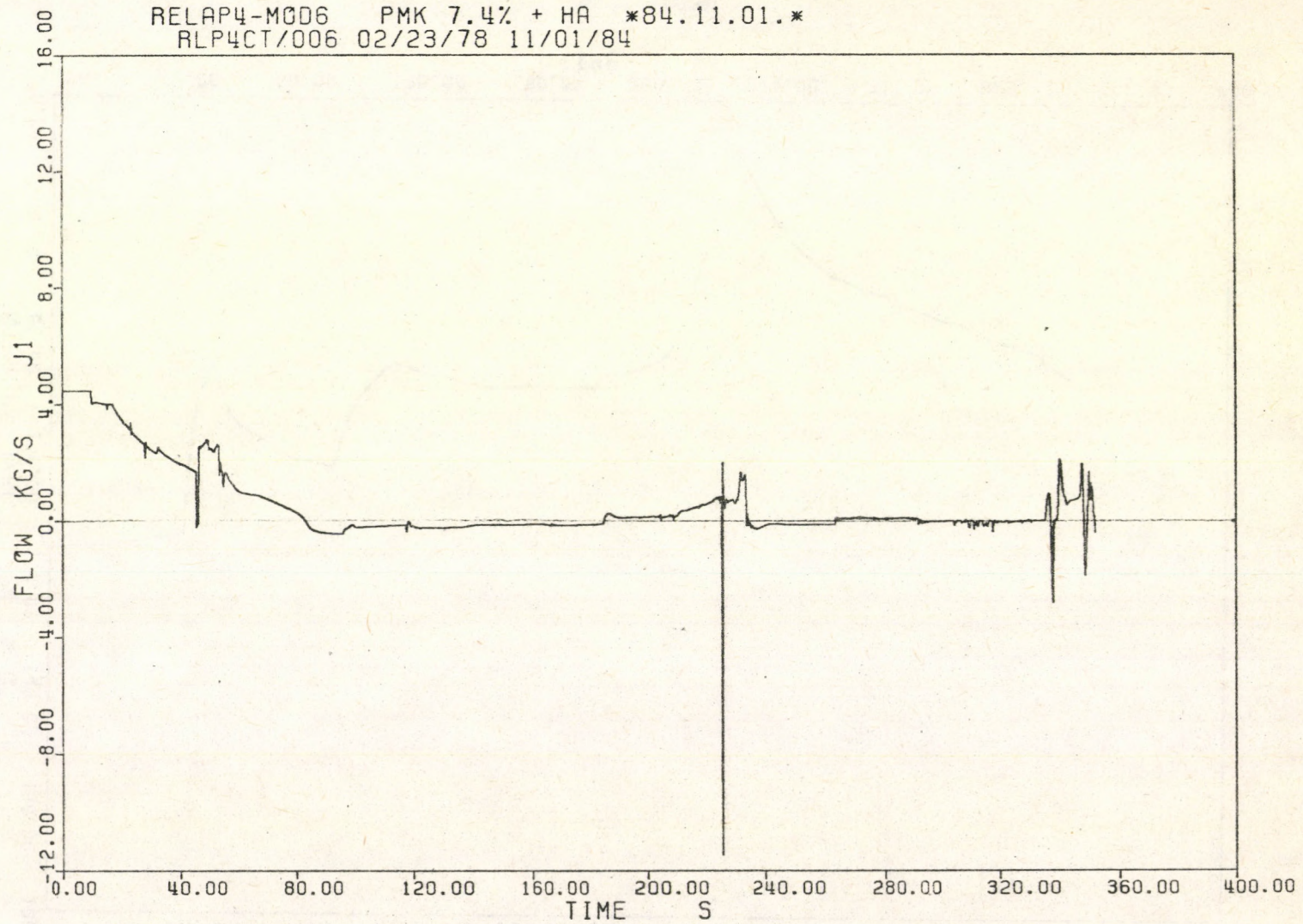
6.4 ábra

RELAP4-MOD6 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



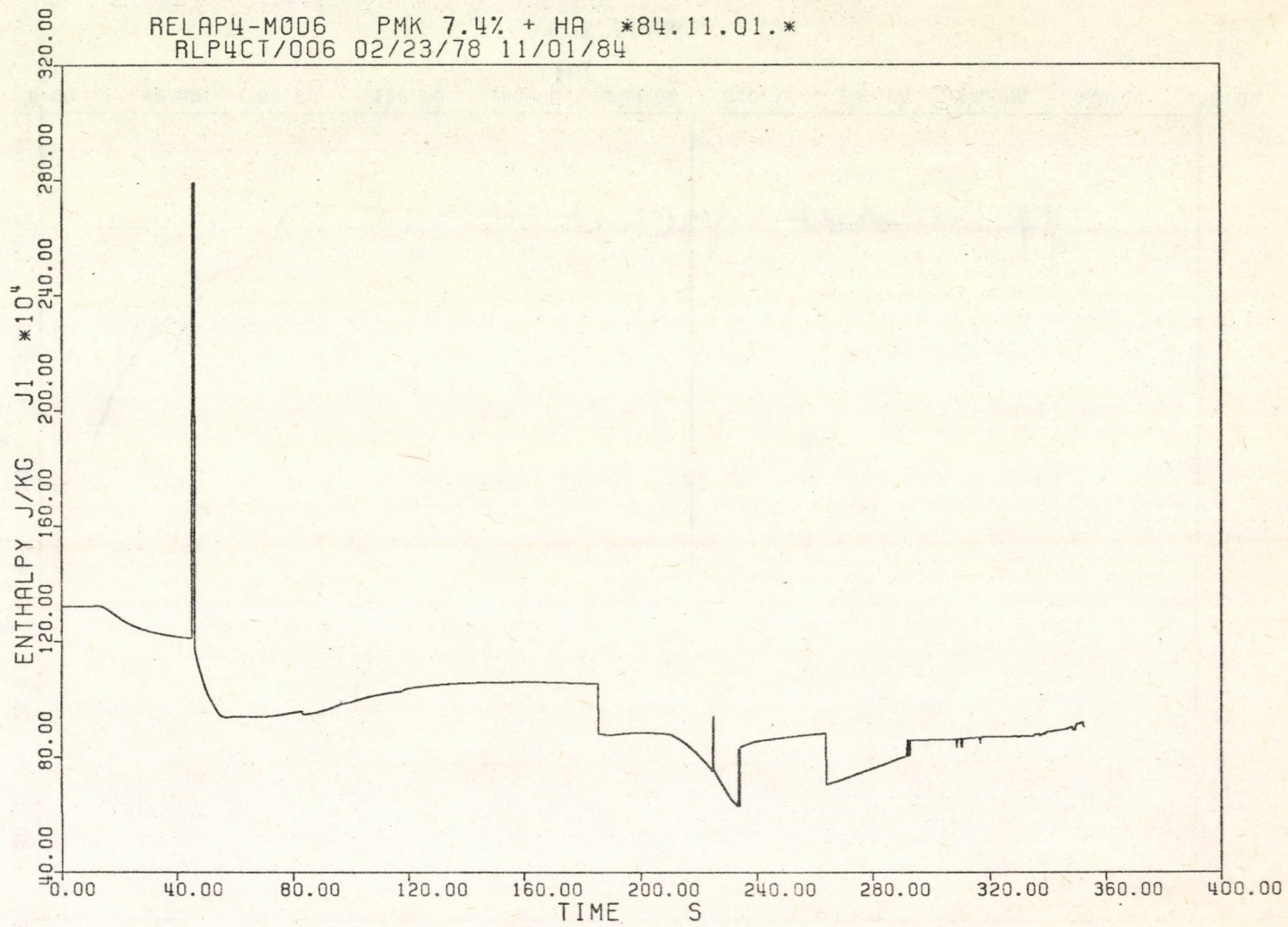
6.5 ábra

RELAP4-M006 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



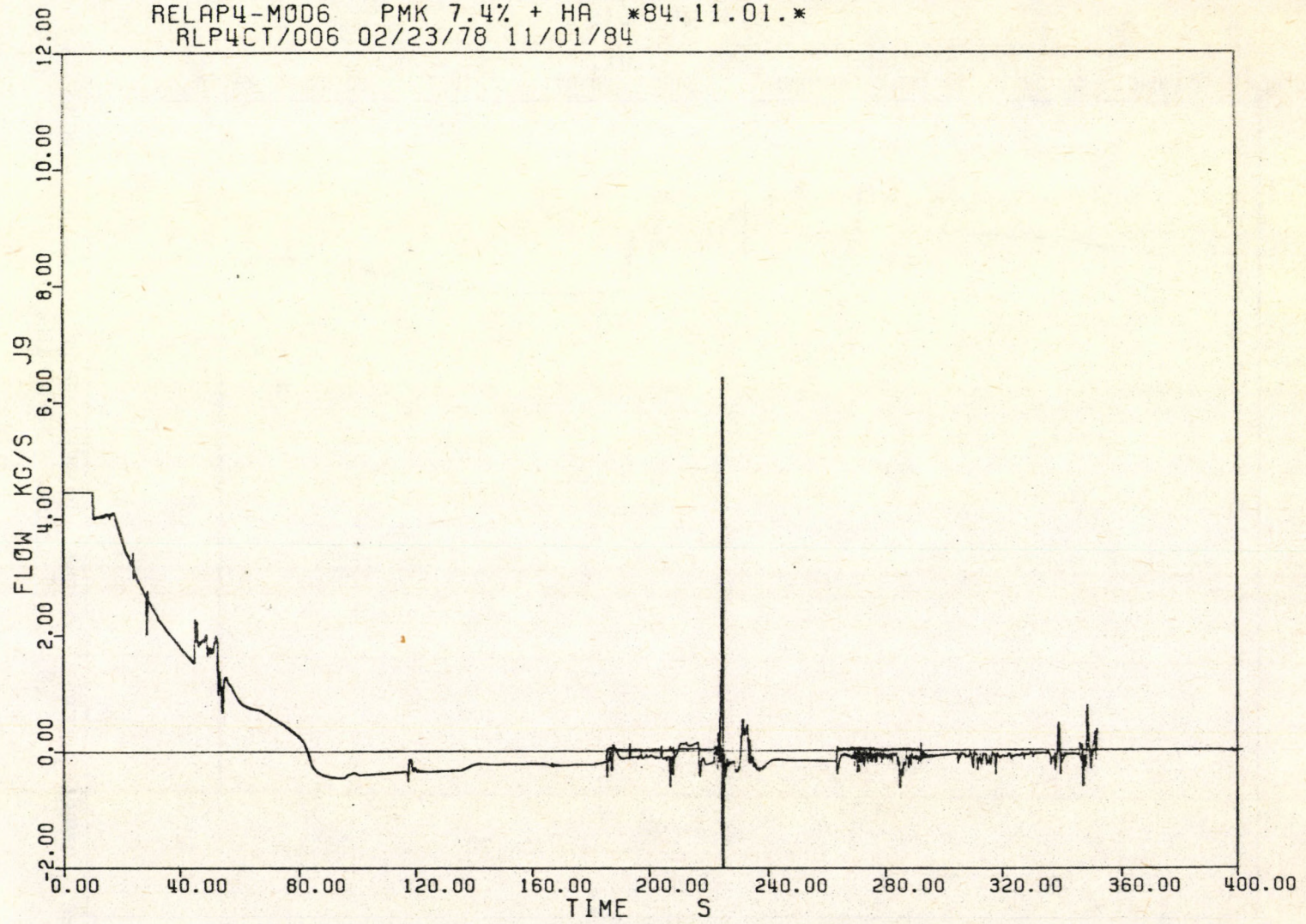
6.6 ábra

RELAP4-M006 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



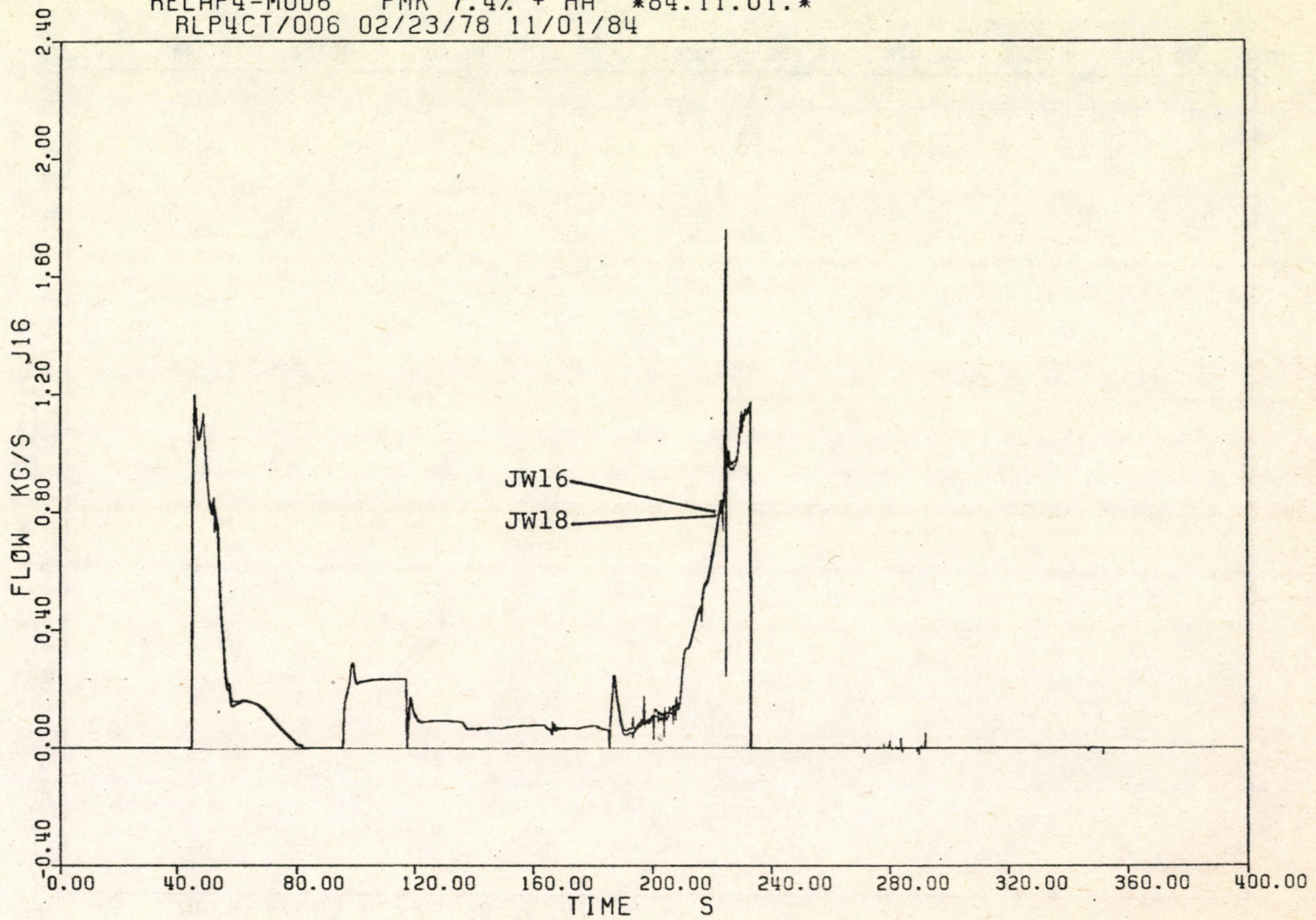
6.7 ábra

RELAP4-M006 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



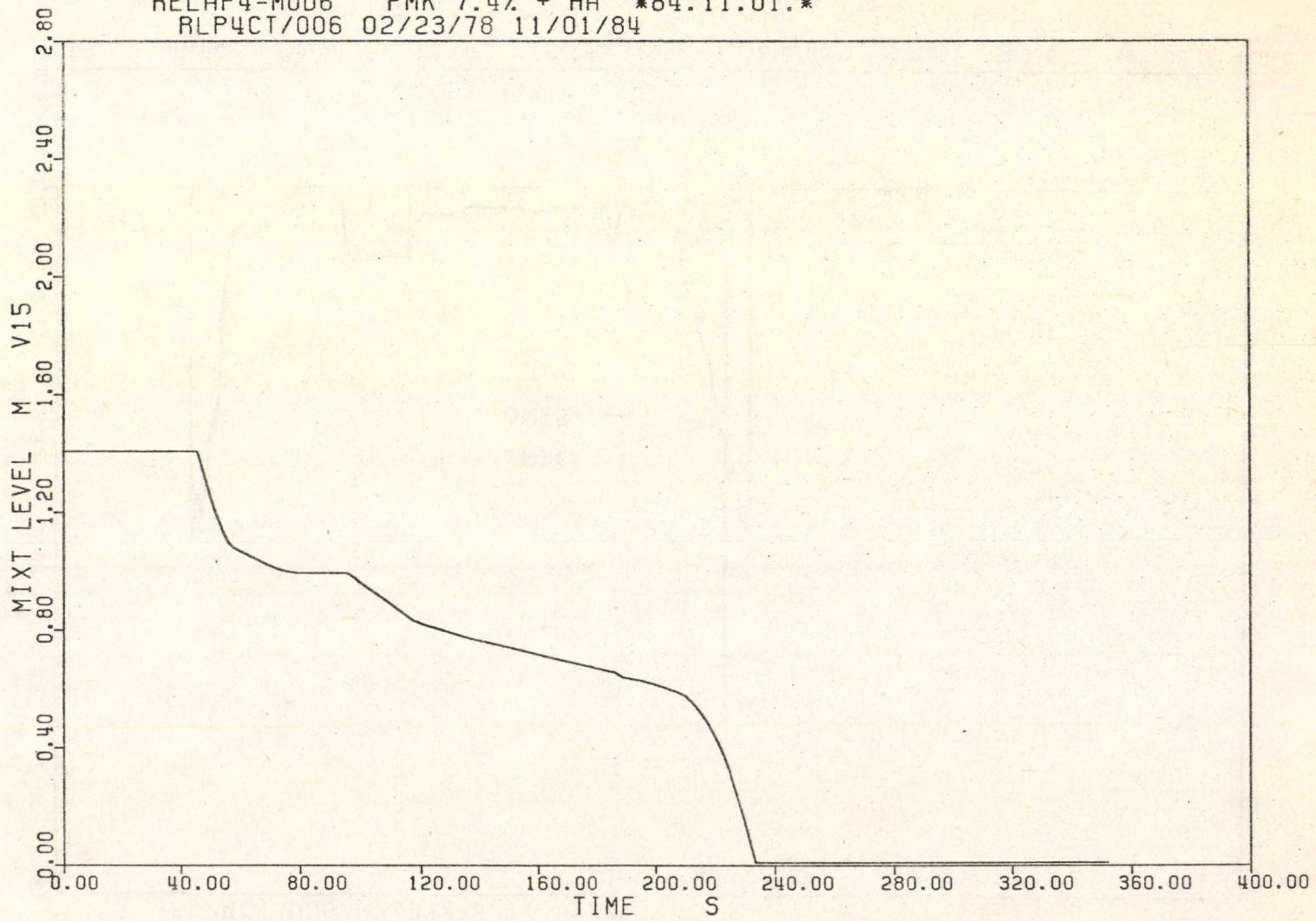
6.8 ábra

RELAP4-M0D6 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



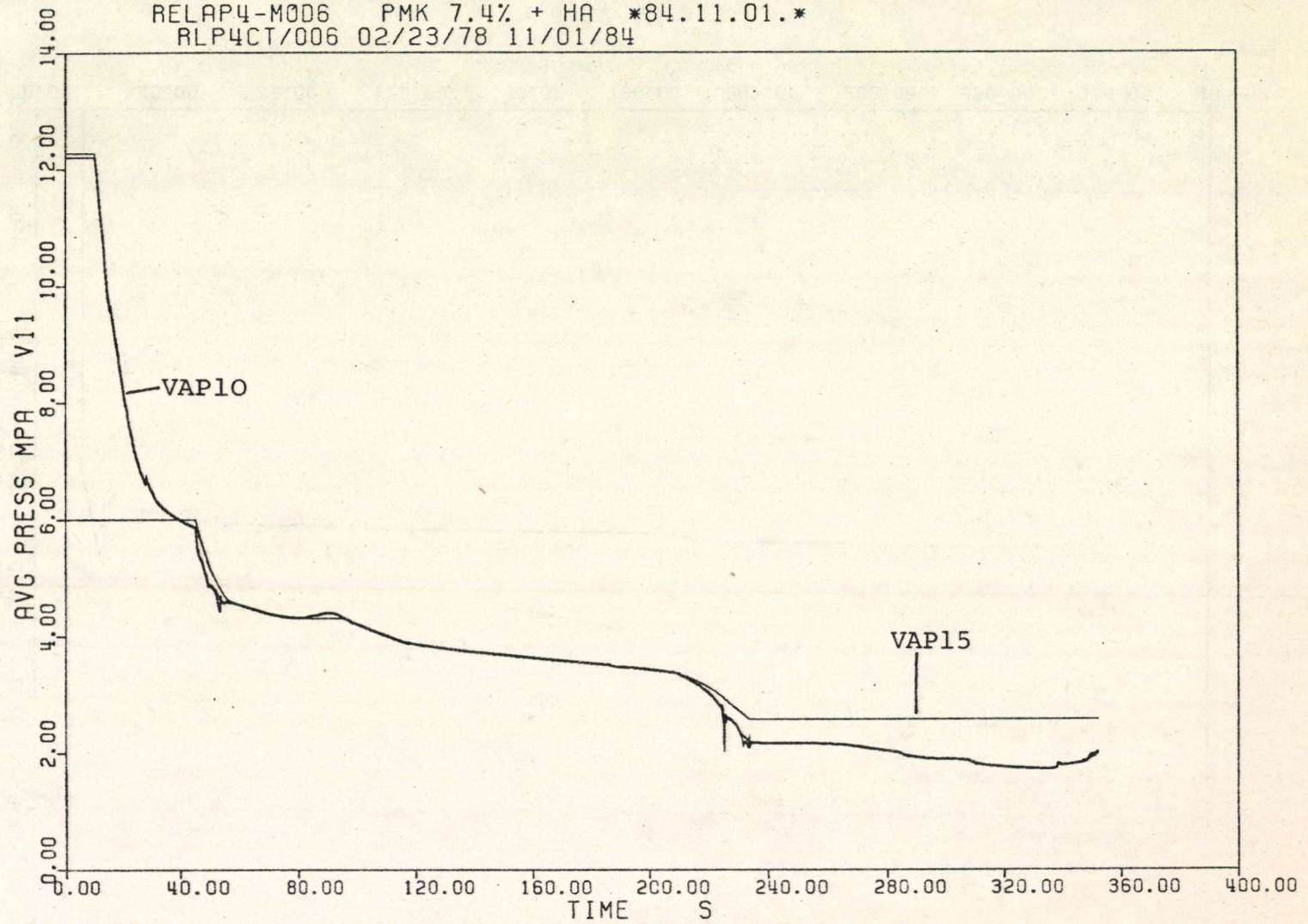
6.9 ábra

RELAP4-M006 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



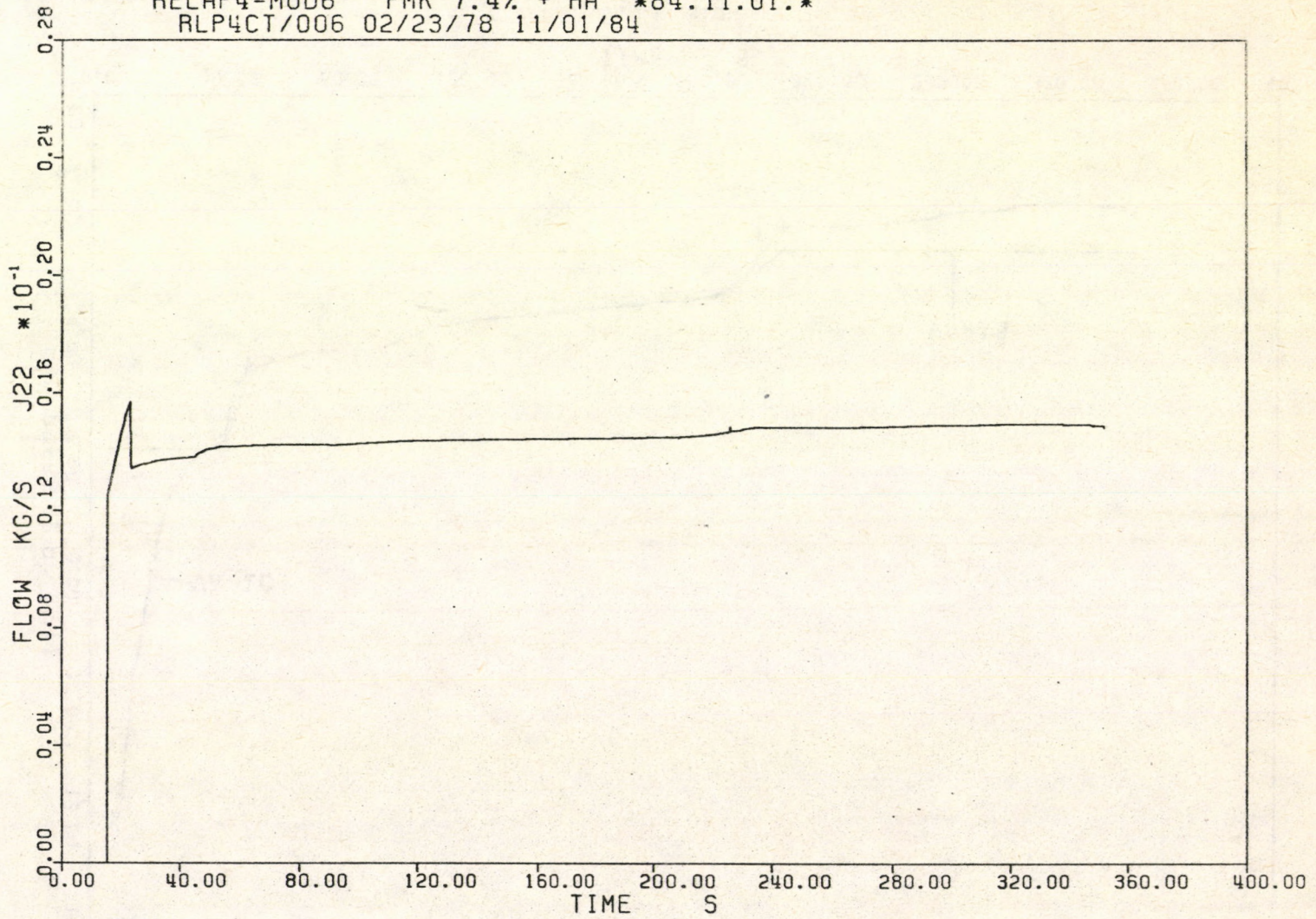
6.10 ábra

RELAP4-MOD6 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



6.11 ábra

RELAP4-MOD6 PMK 7.4% + HA *84.11.01.*
RLP4CT/006 02/23/78 11/01/84



6.12 ábra



Kiadja a Központi Fizikai Kutató Intézet
Felelős kiadó: Gyimesi Zoltán
Szakmai lektor: Vigassy József
Példányszám: 53 Törzsszám: 85-52
Készült a KFKI sokszorosító üzemében
Felelős vezető: Tőreki Béláné
Budapest, 1985. január hó