

Analisi del comportamento di una cricca superficiale interna presente nella saldatura di attacco bocchello-corpo cilindrico di un modello di vessel per reattori nucleari tipo PWR.(1)

U. Lombardini (*), A. Macchi (**), G. Torsello(*)

(*) CISE S. p. A.

(**) ENEL-CRTN

1. INTRODUZIONE

Vengono presentati in questa memoria i principali risultati di calcoli effettuati nell'ambito di un vasto programma di analisi numeriche e prove sperimentali, promosso da CCR-EURATOM (ISPRA), avente come obiettivo ultimo la diagnosi dello stato di deterioramento e la stima della vita residua di un componente fondamentale per la sicurezza dei reattori nucleari: il Pressure Vessel, nel caso che in tali componenti siano presenti difetti tipo "cricca".

Le prove sperimentali come pure le analisi numeriche sono state eseguite su modelli di vessels di reattori tipo PWR in scala 1:5. In zone opportune di questi modelli sono stati inseriti, all'atto della costruzione, difetti tipo cricca. Il comportamento di questi difetti è stato ed è tuttora, seguito sia sperimentalmente sia teoricamente. Le prove sperimentali consistono sostanzialmente nella propagazione delle cricche per fatica mediante pressurizzazione ciclica dei modelli.

Al programma teorico-sperimentale sopra delineato partecipa il Centro Ricerche Termiche Nucleari (CRTN) dell'ENEL-MILANO. Le analisi numeriche di cui saranno presentati i risultati sono state eseguite, per conto del CRTN/MILANO, presso il Dipartimento Calcolo e Analisi del CISE (SEGRATE).

In particolare il presente lavoro riguarda la caratterizzazione mediante metodi numerici della cricca superficiale posta nella saldatura di attacco di un bocchello al corpo cilindrico.

(1) Il lavoro descritto nella presente memoria é stato svolto nell'ambito dello Ordine Quadro ENEL-CISE 1986 COMMESSA STRESS

2. PROBLEMA ESAMINATO E CONFIGURAZIONE INIZIALE DEL DIFETTO

La geometria e le dimensioni del modello di vessel oggetto del presente lavoro sono rappresentate nella fig. 1 tratta direttamente dai disegni costruttivi. In tale modello sono stati individuati tre piani di simmetria geometrica :

- piano individuato dall'asse longitudinale del vessel e dallo asse (comune) dei bocchelli (piano α);
- piano contenente l'asse longitudinale del vessel ed ortogonale al piano (α) (piano β);
- piano contenente l'asse (comune) dei bocchelli ed ortogonale ai piani α e β (piano γ).

La simmetria secondo tali piani non è a rigor di termini, strettamente verificata. Lo scostamento da tale condizione è stato ritenuto tuttavia, avere scarsa influenza sui risultati del calcolo.

Dopo un primo esame in regime lineare elastico, del vessel considerato integro, si è passati allo studio del modello contenente la cricca.

Allo scopo sono stati utilizzati preliminarmente rilievi agli ultrasuoni e rilievi radiografici al fine di precisare la posizione ed il dimensionamento del difetto stesso, il quale, si è già detto, è stato inserito di progetto nella saldatura di attacco di uno dei bocchelli al corpo cilindrico. L'esame dei risultati dei rilievi effettuati ha portato a ritenere la cricca, simmetrica rispetto al piano definito in precedenza ed ellittica. Le lunghezze dei due semiassi, ricavate involupando secondo i metodi delle Norme ASME sez. XI i risultati dei rilievi sopra menzionati, sono risultate: $a = 20$ mm, $c = 60$ mm., il rapporto di ellitticità, e , è quindi pari a $1/3$.

La cricca è stata poi considerata piana e completamente affiorante sulla superficie interna del corpo cilindrico escluso il "cladding". Si nota, per inciso, che l'effetto del "cladding" (spessore medio sul modello pari a 3 mm circa) sulle caratteristiche di resistenza del vessel è stato ritenuto trascurabile date le scarse caratteristiche tensili del materiale (se paragonate alle corrispondenti del materiale base del vessel) ed il ridotto spessore.

L'esistenza nel modello delle simmetrie geometriche (piani α , β , γ) ha consentito di schematizzare in elementi finiti solo $1/8$ dell'intero modello.

Nella fig. 2 è rappresentata la suddivisione in elementi finiti definitivamente adottata per i calcoli. Tale suddivisione è composta da: 359 elementi esaedri isoparametrici, parabolici, a 20 nodi e 20 elementi pentaedri sempre isoparametrici, parabolici, a 15 nodi. Numero totale di nodi: 2140.

I calcoli sono stati eseguiti alle seguenti condizioni:

- simmetria geometrica secondo i piani α , β , γ
- pressione uniforme pari a : $\sigma = pD_{ib}^2/2S_b(D_{ib}+D_{eb})$ applicata secondo il verso positivo dell'asse z alla superficie libera del bocchello
- pressione uniforme pari a $\sigma = pD_{iv}/4s_v$ alla superficie libera (sullo spessore) diretta secondo il verso positivo dell'asse x ;
- carico esplicito considerato: pressione uniforme p sulla

superficie interna del modello pari a 1.6 kg/mm^2 (è il valore di pressione interna a cui è stato ciclato a fatica inizialmente il modello);

essendo:

p = pressione interna al modello
 D_{ib} = diametro interno del bocchello
 D_{eb} = diametro esterno del bocchello
 D_{iv} = diametro interno del vessel
 s_b = spessore del bocchello
 s_v = spessore del vessel

Le facce della cricca considerate inizialmente scariche sono state, in una seconda fase dei calcoli, considerate caricate alla stessa pressione p del modello allo scopo di potere valutare l'entità delle differenze derivanti dalle due situazioni di carico.

I materiali di cui è costituito il modello sono:

- acciaio ASME SA 508 cl. 2 per il bocchello
- acciaio ASME SA 533 Gr. B per il corpo cilindrico.

Una caratterizzazione di questi materiali, mirata agli scopi di questo lavoro, è stata eseguita presso il "Laboratorio Materiali" dell'ENEL di MILANO ed i risultati sono riportati nel rif. (3) dal quale sono stati attinti i dati necessari per i calcoli.

3. CARATTERIZZAZIONE DEL DIFETTO NELLA SUA CONFIGURAZIONE INIZIALE

I risultati esposti nel seguito sono stati ottenuti utilizzando il codice ADINA (4) per la determinazione dello stato di sforzo ed in cascata il codice LEGAD 77 (5) per il calcolo della energia potenziale.

E' stato utilizzato un modello elastoplastico nel quale la condizione di snervamento è definita dal criterio di Von Mises con incrudimento isotropo.

E' stato deciso di caratterizzare la cricca mediante la determinazione della grandezza "J Integral". Allo scopo è stata utilizzata la seguente procedura: è stata calcolata anzitutto l'energia potenziale della struttura con la cricca nella sua configurazione iniziale, quindi è stata calcolata la energia potenziale, a parità di carico, considerando la cricca propagata omoteticamente di una piccola quantità. E' stata infine scritta la relazione incrementale:

$$J = - \frac{\Delta U}{\Delta A}$$

dove :

- ΔA variazione di area della cricca nel passare dalla configurazione iniziale a quella propagata
- ΔU variazione della energia potenziale della struttura conseguente alla variazione ΔA

Questa procedura di calcolo è stata ripetuta per più propagazioni di cricca con valori ΔA via via decrescenti. La funzione interpolante i punti ottenuti ($\Delta A_j, J_j$) ha consentito, mediante estrapolazione al valore $\Delta A=0$ (fig.3), di determinare il valore di J cercato che è risultato pari a : 0.1057 kg/mm.

L'esame dello stato di sforzo che si instaura nella struttura mette in luce che nelle zone in vicinanza del contorno di cricca il materiale non plasticizza. In queste condizioni, per stati di deformazione piana, può essere assunto (6): $K_I = \sqrt{J \cdot E / (1 - \nu^2)}$ da cui, per il valore di J sopra riportato si ottiene: $K_I = 49.84 \text{ kg/mm}^{3/2}$.

Questo valore di K_I ed il valore di J, da cui esso deriva, sono da ritenere, per le modalità utilizzate per il calcolo, dei valori medi sul contorno di cricca. Tali valori inoltre sono relativi ad un carico di sola pressione interna ($p=1.6 \text{ kg/mm}^2$) e facce della cricca scariche. I risultati corrispondenti, quando alla condizione di carico di sola pressione interna si sommi la condizione di facce della cricca caricate alla stessa pressione sono i seguenti:

$$J = 0.1574 \text{ kg/mm}$$
$$K_I = 60.8238 \text{ kg/mm}^{3/2}$$

Il passo successivo in questo lavoro è stato quello di valutare la grandezza J lungo il contorno della cricca. I punti scelti a questo scopo sono stati i nodi appartenenti al contorno

di cricca e risultanti di vertice per gli elementi di appartenenza.

Nella procedura di calcolo utilizzata, analoga a quella già descritta, la variazione di area ΔA è stata ottenuta facendo avanzare di volta in volta il solo nodo oggetto del calcolo.

In fig. 4 sono riportati i risultati dei calcoli ora accennati.

Essi mostrano, come era da attendersi, che il valore minimo di J viene raggiunto al vertice del semiasse maggiore, quello massimo, invece, al vertice del semiasse minore (nella fig. 4 i valori di J sono espressi in funzione degli angoli ϑ_i relativi ai nodi, determinati col metodo delle circonferenze interne. Il vertice del semiasse maggiore ha angolo $\vartheta=0$). Nelle ipotesi sopra viste, dalla fig. 4 è stata ricavata la figura 5 corrispondente per i valori di K_I .

La variazione di K_I lungo il fronte della cricca è stata interpolata con la seguente relazione:

$$K_I = 46.066 (1 + 0.221 \cdot \vartheta) \cdot f(\vartheta)$$

(ϑ in radianti) dove $f(\vartheta)$ è la funzione di IRWIN:

$$f(\vartheta) = (\sin^2 \vartheta + 12 \cos^2 \vartheta)^{1/4}$$

Si conclude questa parte notando che i valori di K_I calcolati come sopra detto dovrebbero essere sovrastimati di un fattore non superiore al 3%, secondo valutazioni riportate in (7), per il fatto che non esiste, come qui implicitamente supposto, in posizione simmetrica rispetto alla cricca studiata una seconda cricca di pari dimensioni.

4. VERIFICHE DEI RISULTATI OTTENUTI PER IL DIFETTO NELLA SUA CONFIGURAZIONE INIZIALE

Dei risultati ottenuti sono state eseguite alcune verifiche per via indipendente. Esse possono essere sintetizzate come segue:

- a) determinazione di K_I basata sul metodo degli sforzi
- b) determinazione di K_I basata sul metodo degli spostamenti
- c) determinazione di K_I basata sul metodo delle funzioni peso

- a) Nella ipotesi di apertura della cricca, al vertice del semiasse maggiore e del semiasse minore, esclusivamente in modo I, i valori di K_I calcolati utilizzando lo stato di sforzo che viene a determinarsi nell'immediato intorno dei vertici dei semiassi sono risultati pari a :

$$K_I = 23.98 \text{ kg/mm}^{3/2} \text{ al vertice del semiasse maggiore}$$

$$K_I = 50.82 \text{ kg/mm}^{3/2} \text{ al vertice del semiasse minore}$$

(I valori corrispondenti calcolati col metodo energetico erano rispettivamente : $26.64 \text{ kg/mm}^{3/2}$ e $61.47 \text{ kg/mm}^{3/2}$).

- b) Nelle medesime ipotesi del punto a), utilizzando però il metodo degli spostamenti, il valore di K_I al vertice del semiasse minore è risultato pari a: $51.79 \text{ kg/mm}^{3/2}$.

- c) Sempre al vertice del semiasse minore, e nella ulteriore ipotesi che la presenza del bocchello provochi, nella zona di cricca variazioni trascurabili nello stato di sforzo rispetto a quello previsto nel corpo cilindrico in assenza del bocchello, è stato calcolato il valore di K_I mediante l'uso dei coefficienti di influenza relativi ad un cilindro criccato.

Di tali coefficienti in letteratura si possono reperire diversi valori a seconda dell'autore considerato. Quelli a cui si è fatto riferimento in questa sede sono dovuti a tre autori: (8, 9, 10).

Per questi calcoli è stato utilizzato lo stato di sforzo a struttura esente da cricca già citato nel cap. 2. I risultati ottenuti sono i seguenti:

$$K_I = 50.62 \text{ kg/mm}^{3/2} \quad \text{coeff. di influenza rilevati dal rif. (8)}$$

$$K_I = 53.00 \text{ kg/mm}^{3/2} \quad \text{coeff. di influenza rilevati dal rif. (9)}$$

$$K_I = 55.40 \text{ kg/mm}^{3/2} \quad \text{coeff. di influenza rilevati dal rif. (10)}$$

5. RISULTATI OTTENUTI SU CRICCHE PROPAGATE

Al fine di ottenere elementi utili ad una analisi di propagazione, sono state esaminate altre tre configurazioni del difetto, con dimensioni maggiorate.

Le procedure di calcolo accennate nei capitoli precedenti sono state applicate ad alcune configurazioni propagate della cricca iniziale.

Le dimensioni (lunghezza dei semiassi a,c) delle cricche propagate che sono state studiate sono le seguenti:

- 1) a = 30 mm, c = 60 mm e=1/2
- 2) a = 30 mm, c = 90 mm e=1/3
- 3) a = 40 mm, c = 120 mm e=1/3

Le dimensioni delle cricche dei punti 2 e 3 sono relative a configurazioni di cricche propagate mantenendo il rapporto tra i semiassi pari allo stesso nella cricca iniziale: 1/3.

Le dimensioni della prima cricca invece sono il risultato di una ipotizzata propagazione basata sui valori di J in corrispondenza dei vertici dei semiassi della cricca iniziale (a = 20 mm, c = 60 mm) secondo la relazione.

$$\Delta c = \Delta a (J_c/J_a)^n$$

Da questa relazione, assunto n = 3.31 per gli acciai costituenti il modello, supposta una propagazione pari a: $\Delta a = 10\text{mm}$ sul semiasse minore ed essendo (fig.4) $J_a = 0.1604 \text{ kg/mm}$ e $J_c = 0.0302 \text{ kg/mm}$ consegue per il semiasse maggiore: $\Delta c = 0.63 \text{ mm}$

Una tale variazione è stata ritenuta trascurabile e la lunghezza del semiasse maggiore è stata conservata rispetto alla cricca iniziale. I risultati dei calcoli eseguiti sono raccolti nella tab. 1 ed evidenziano tra l'altro che:

- per cricche per le quali la penetrazione massima (semiasse minore) nello spessore è contenuta (valori massimi compresi in un intorno del 50% dello spessore) il valore di K_I medio sul contorno di cricca ricavato con metodi energetici, si colloca tra i valori minimi e massimi di K_I calcolati col metodo degli spostamenti o col metodo degli sforzi. Tale circostanza risulta meglio verificata nei riguardi dei valori calcolati col metodo degli spostamenti, coerentemente col fatto che gli spostamenti sono determinati, in generale, con una accuratezza maggiore rispetto agli sforzi.

- Un confronto orizzontale evidenzia una sostanziale uniformità dei valori di J (o di K_I) calcolati, al variare degli incrementi percentuali di area di cricca imposti, almeno entro i valori estremi utilizzati.

Nella tab.2 sono riassunti i risultati relativi al KI omotetico per tutte le configurazioni esaminate e al valore adimensionale $\tilde{K} = K_{I,0m} / \sqrt{\pi a} \cdot p_0$ ($p_0 = 1 \text{ kg/mm}^2$).

In fig. 6 sono riportati i valori di \tilde{K} in funzione del rapporto a/s_v (s_v spessore del vessel).

Nel caso in cui il rapporto di ellitticità (a/c) rimanga costante i valori di K sono stati interpolati con un polinomio di grado pari in a/s_v , come suggerito in (12):

$$\tilde{K} = 6.389 \left\{ 1 - 0.528 (a/s_v)^2 + 2.638 (a/s_v)^4 \right\}; \quad (e = 1/3)$$

per

$$0.4 \leq a/s_v \leq 0.8$$

Nel caso in cui e aumenti da $1/3$ ad $1/2$, la modesta variazione di K ha suggerito una interpolazione lineare:

$$K = 5.29 \left\{ 1 + 0.463 (a/s_v) \right\}$$

per

$$0.4 \leq a/s_v \leq 0.6$$

L'utilizzo delle predette espressioni, unitamente alla legge di propagazione (relazione di Paris), consentirà di dare delle stime sull'accrescimento del difetto.

6. CONCLUSIONI

Considerazioni riguardanti le procedure di calcolo adottate ed i risultati ottenuti sono state riportate via via nel testo. Rimane da sottolineare tuttavia a conclusione, che la caratterizzazione effettuata sia che la si consideri in riferimento alla cricca iniziale, sia che la si consideri in riferimento alle configurazioni propagate, mette in luce che la eventuale propagazione reale della cricca è tale da non conservare il valore iniziale del rapporto tra i semiassi. K_I infatti, varia in modo notevole lungo il contorno raggiungendo, in particolare, il valore massimo al vertice del semiasse minore in ogni caso.

BIBLIOGRAFIA

- 1) G. Torsello, A. Verga : "Caratterizzazione di una cricca superficiale posta nella saldatura di attacco di un bocchello al corpo cilindrico di un modello di vessel tipo PWR". CISE 2492 - Gennaio 1985.
- 2) G. Torsello: "Analisi dello stato di sforzo, in campo lineare elastico di un modello di vessel in scala 1:5 per reattori nucleari tipo PWR" CISE 2336 - Dicembre 1983.
- 3) ENEL CRTN/U.M. : Determinazione delle caratteristiche tensili per l'acciaio ASTM A 508" Giugno 1984.
- 4) K.J.Bathe: "ADINA User Manual"
- 5) A. Cella, E. Dacò : "Calcolo della grandezza J - Integral mediante il codice ADINA" CISE Ottobre 1983.
- 6) B.R. Lawn, T.R. Wilshaw: "Fracture of Brittle Solids" Cambridge University Press 1975.
- 7) J.S. Raju, J. C. Newman, Jr.: "Stress-intensity Factors for Internal and External Surface Cracks in Cylindrical Vessels". Journal of Pressure Vessel Technology, Novembre 1982
- 8) P.P. Milella, C. Sampietri : "Influence Functions for Surface Flaws in Pressure Vessels" 8th Int. Conf. on Struc. Mech. of Rea. Tech. 1985.
- 9) J.J. Mc Gowan, M. Raymond: "Stress Intensity Factor Solutions for Internal Semi-elliptical Surface Flaws in a Cylinder under Arbitrary Loadings".
- 10) J. Helliot, R.G. Lobbens, A. Pellissier - Tanon: "Semi-elliptical cracks in a Cylinder Subjected to Stress Gradients", 1978
- 11) U. Lombardini, G. Torsello: "Determinazione del fattore di intensificazione degli sforzi per cricche ellittiche nella saldatura di attacco del bocchello al vessel di un modello scala 1/5 di PWR". CISE 2745 ,dicembre 1985.
- 12) J. Newman, I. Raju: "An empirical stress intensity factor equation for the surface crack. Eng. Fract. Mech. 15, 185-192(1981)

TABELLA 1

- La prima colonna riporta i simboli dei parametri calcolati con il seguente significato:
- U1 - energia potenziale della struttura con cricca di date dimensioni
- U2 - energia potenziale della struttura con cricca propagata
- ΔU - variazione di energia potenziale in relazione ad una variazione di area ΔA
- ΔA - variazione di area dovuta all'incremento % di propagazione virtuale
- J - J integral
- K_I - SIF medio sul contorno della cricca
- WF - metodo delle funzioni peso
- σ_n - metodo degli sforzi
- d_n - metodo degli spostamenti

Le colonne dalla 2 alla 9 riportano i valori calcolati per le cricche di dimensioni indicate dalla 1^a riga della tabella e per i corrispondenti incrementi percentuali riportati in seconda riga della tabella stessa.

Dimensioni	30 * 60	30 * 60	30 * 90	40 * 120	40 * 120	40 * 120	40 * 120	40 * 120
	1%	0.5%	1%	1%	0.5%	0.4%	0.3%	0.2%
U1	79545.64	79545.64	79689.22	80373.66	80373.66	80373.66	80373.66	80373.66
U2	79550.89	79548.22	79698.51	80423.68	80398.29	80393.28	80388.25	80383.35
ΔU	5.2456	2.5792	9.2871	50.0200	24.6300	19.6200	14.5900	9.6900
ΔA	28.0053	13.9593	42.6240	73.8645	36.6371	29.3213	21.8885	14.5786
$\frac{\Delta U}{\Delta A}$	0.1873	0.1848	0.2179	0.6772	0.6723	0.6691	0.6666	0.6647
K_I	66.34	65.90	71.55	125.14	125.69	125.39	125.15	124.97
WF K_I max								
Olise	63.42	63.42	98.58	147.56	147.56	147.56	147.56	147.56
WF K_I max								
Mc Gowan	67.68	67.68	101.31	145.35	145.35	145.35	145.35	145.35
WF K_I max								
Heliot	70.76	70.76	104.66	155.06	155.06	155.06	155.06	155.06
$C_m \rightarrow K_{I \max}$	71.92	71.92	88.74	65.85	65.85	65.85	65.85	65.85
$C_m \rightarrow K_{I \min}$	45.00	45.00	52.07	52.16	52.16	52.16	52.16	52.16
$d_n \rightarrow K_{I \max}$	67.89	67.89	88.16	125.10	125.10	125.10	125.10	125.10
$d_n \rightarrow K_{I \min}$	51.08	51.08	62.49	80.97	80.97	80.97	80.97	80.97

TABELLA 2

a x c	20x60	30x60	30x90	40x120
e	1/3	1/2	1/3	1/3
$K_{lom.}$ ($kg/mm^{3/2}$)	49.84	65.90	71.55	124.97
$\frac{K_{lom.}}{\sqrt{\pi a \cdot \rho_0}}$	6.29	6.79	7.37	11.15

($\rho_0 = 1 \text{ kg/mm}^2$)

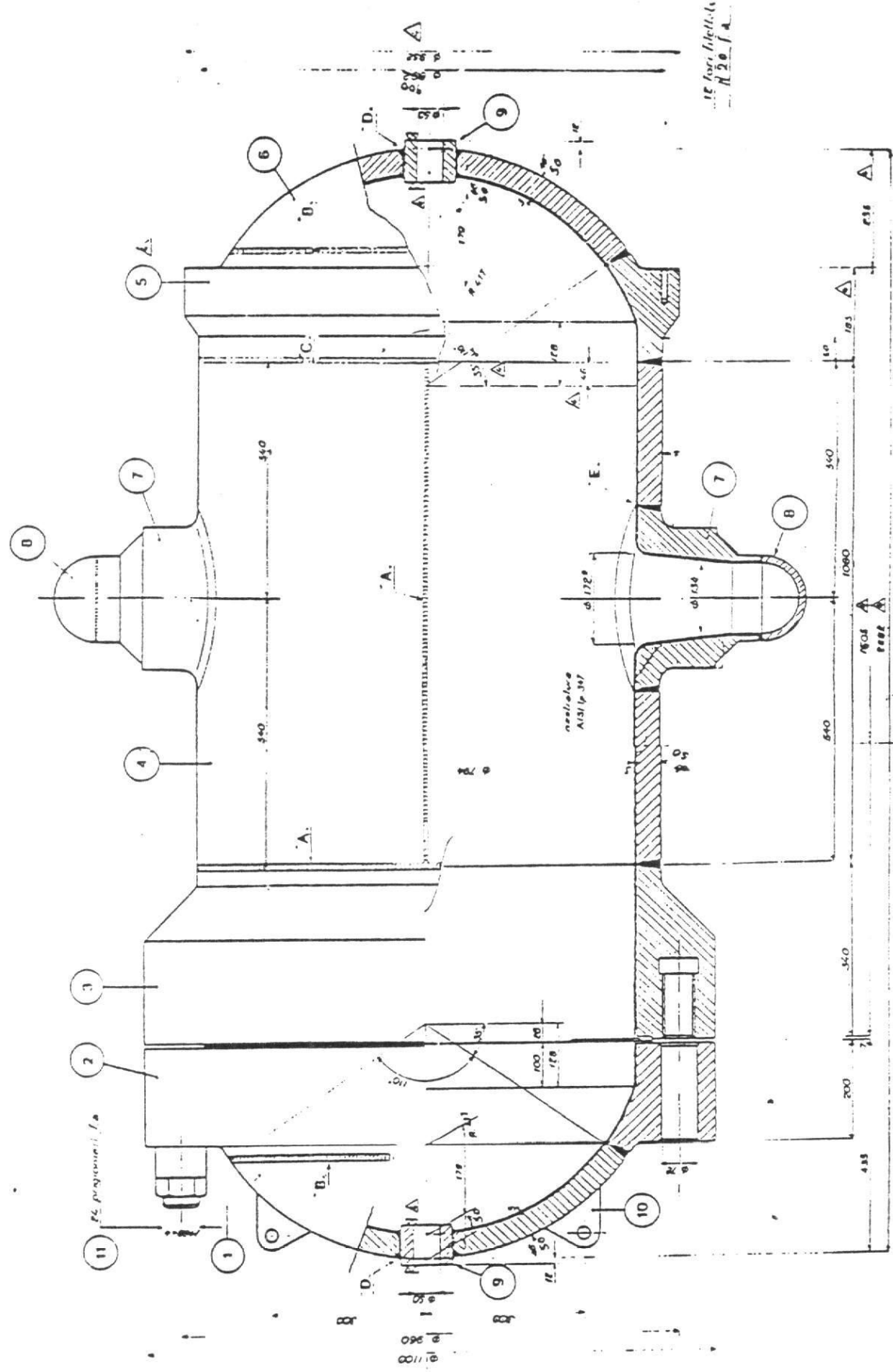


Fig. 1-

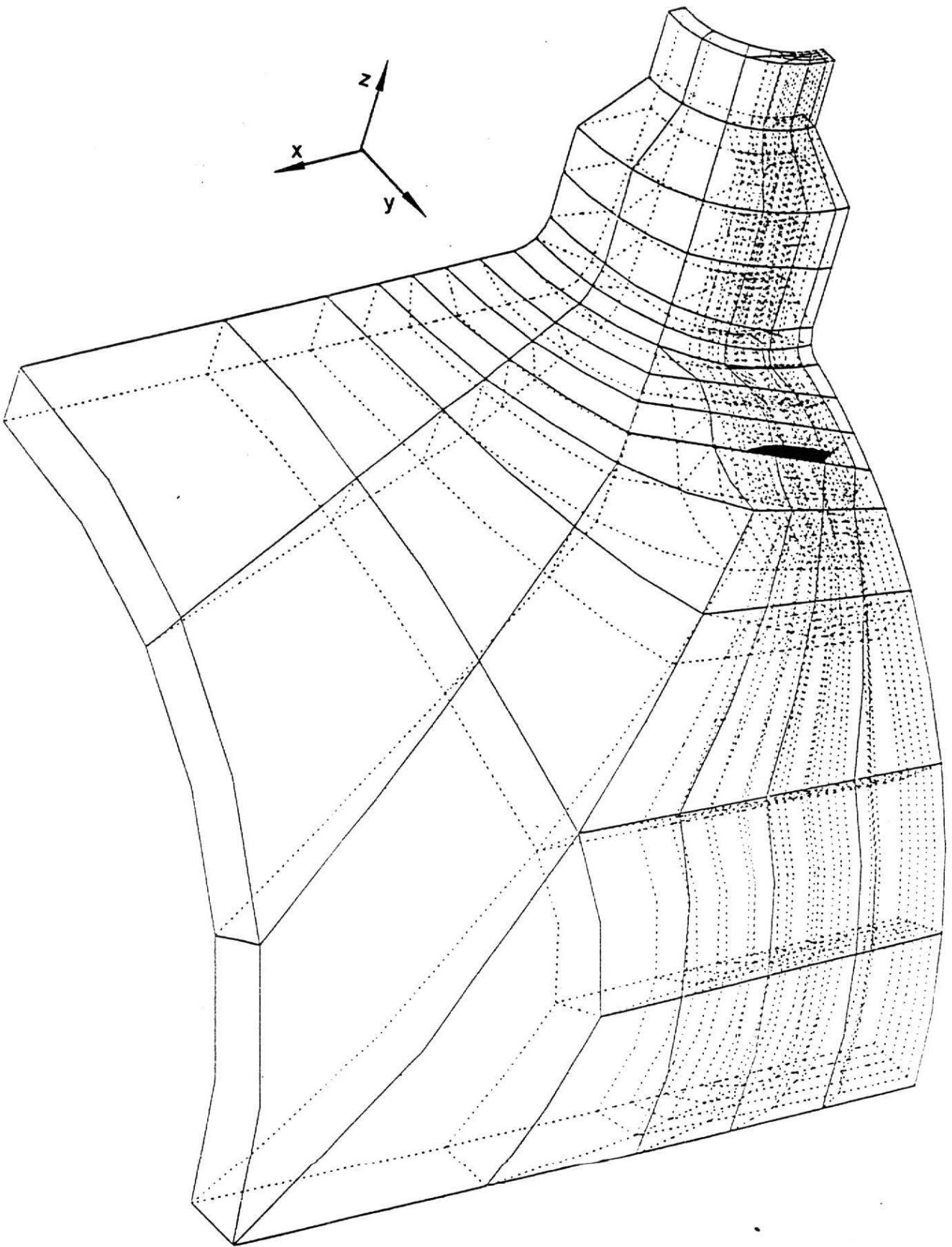
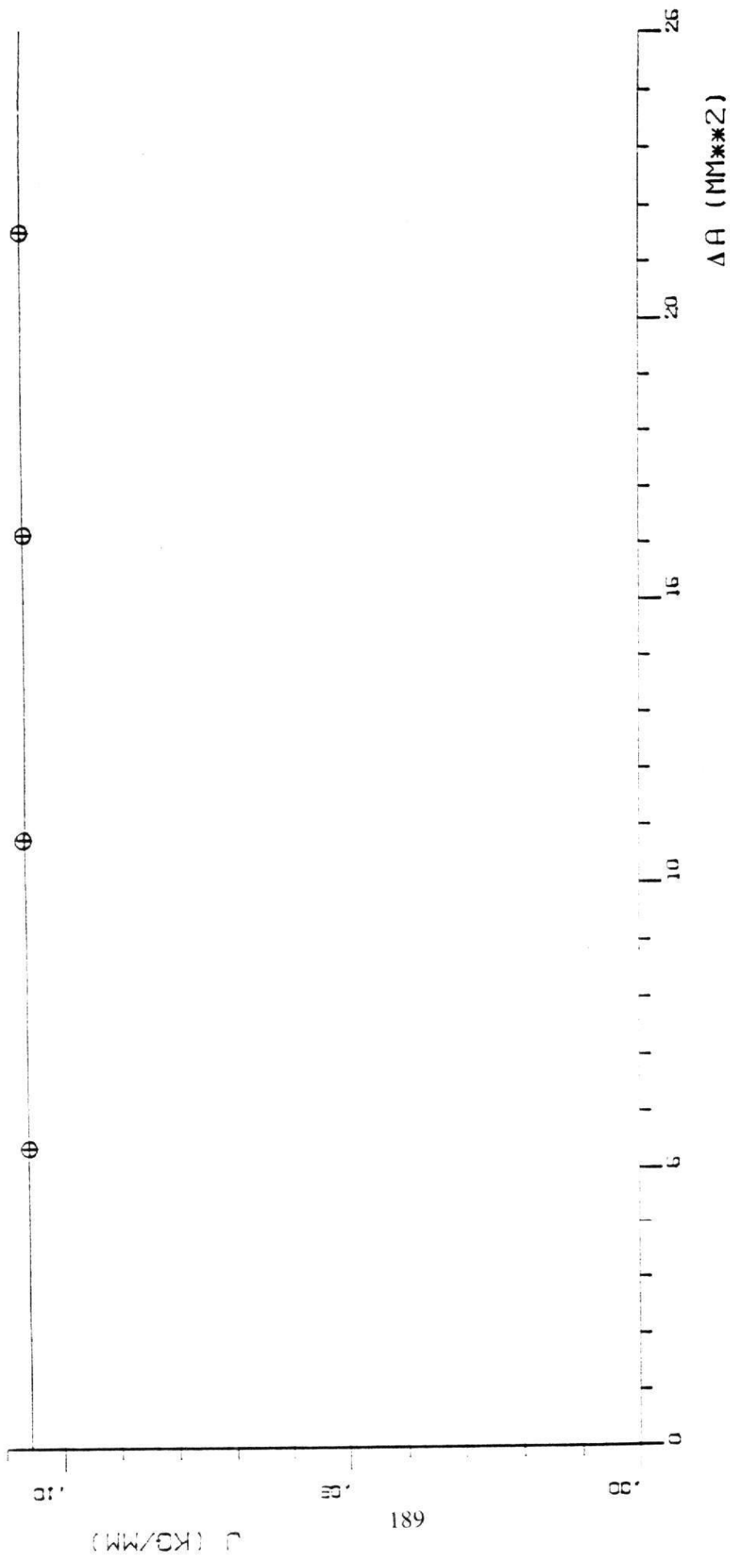


Fig. 2 -



VALORI DI J AL VARIARE DI ΔA
 CRICCA : A/T=0.4 A/C=1/3

DRAM-C
 CI6E-DCA

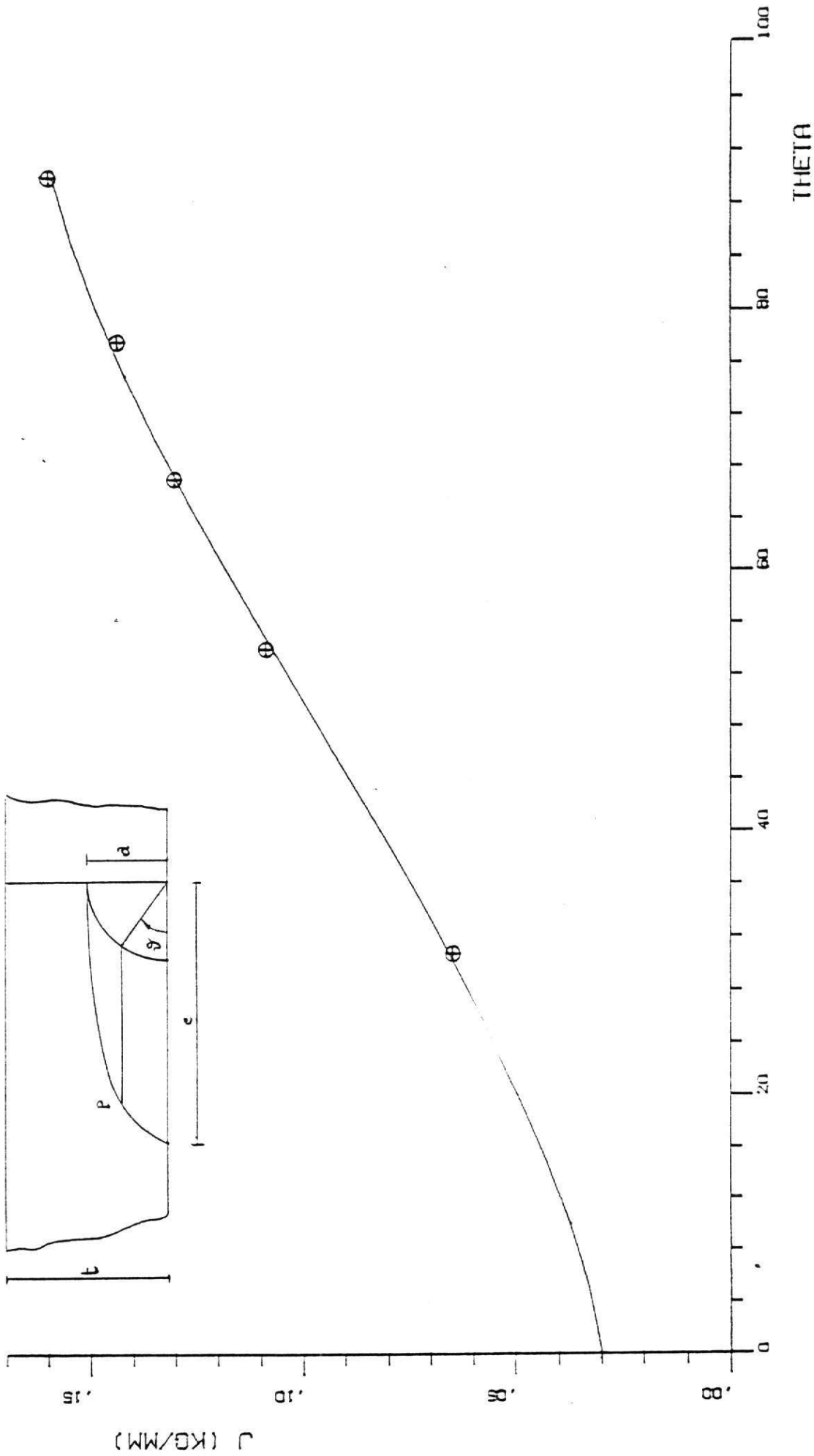
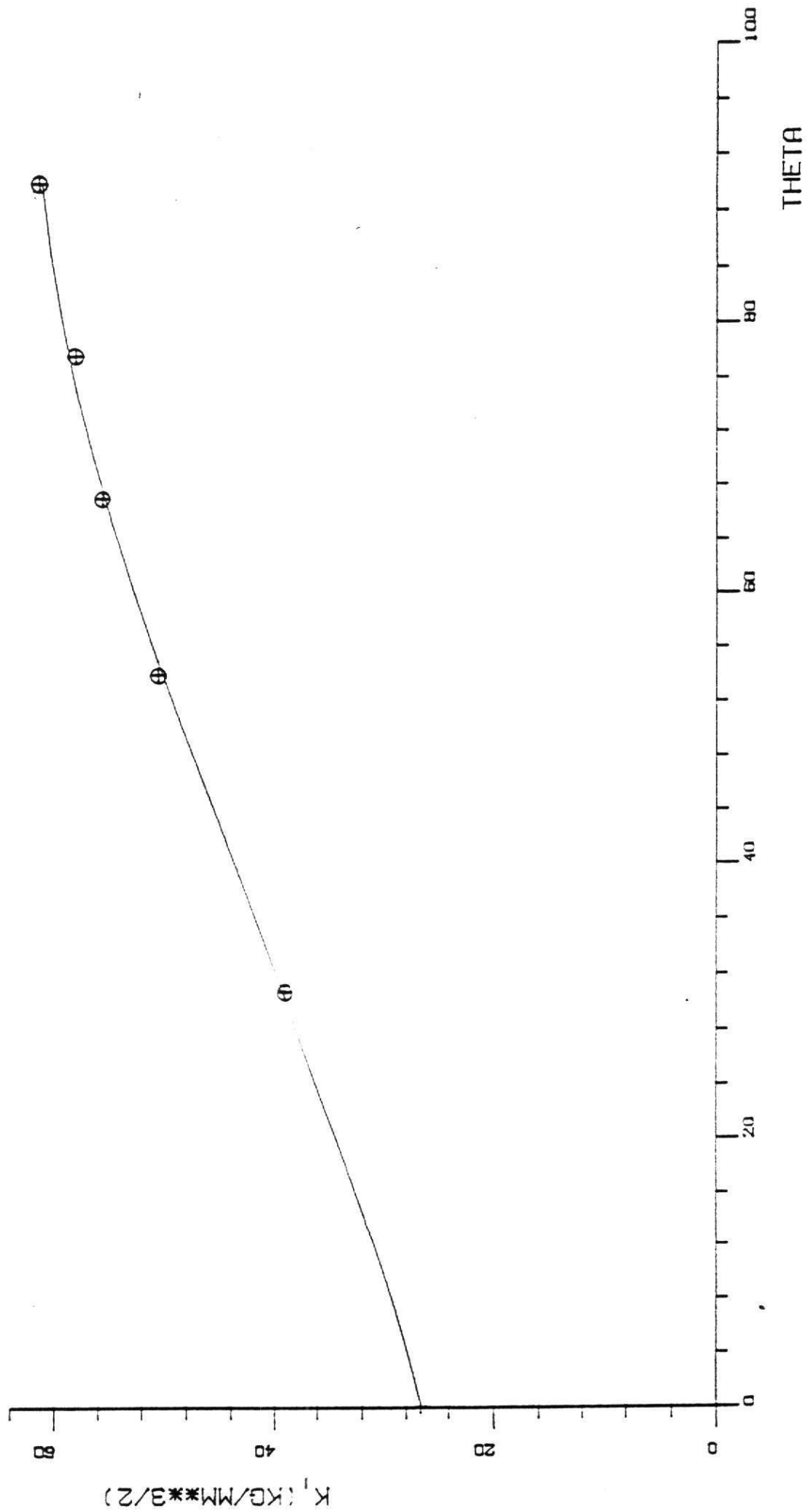


Fig. 4 -

VALORI DI J LUNGO IL FRONTE
 CRICCA : $A/T=0.4$ $A/C=1/3$

DRAM-C

CI6E-DCA



VALORI DI K₁ LUNGO IL FRONTE
 CRICCA : A/T=0.4 A/C=1/3

URAM-C

C16E-DCA

Fig. 5 -

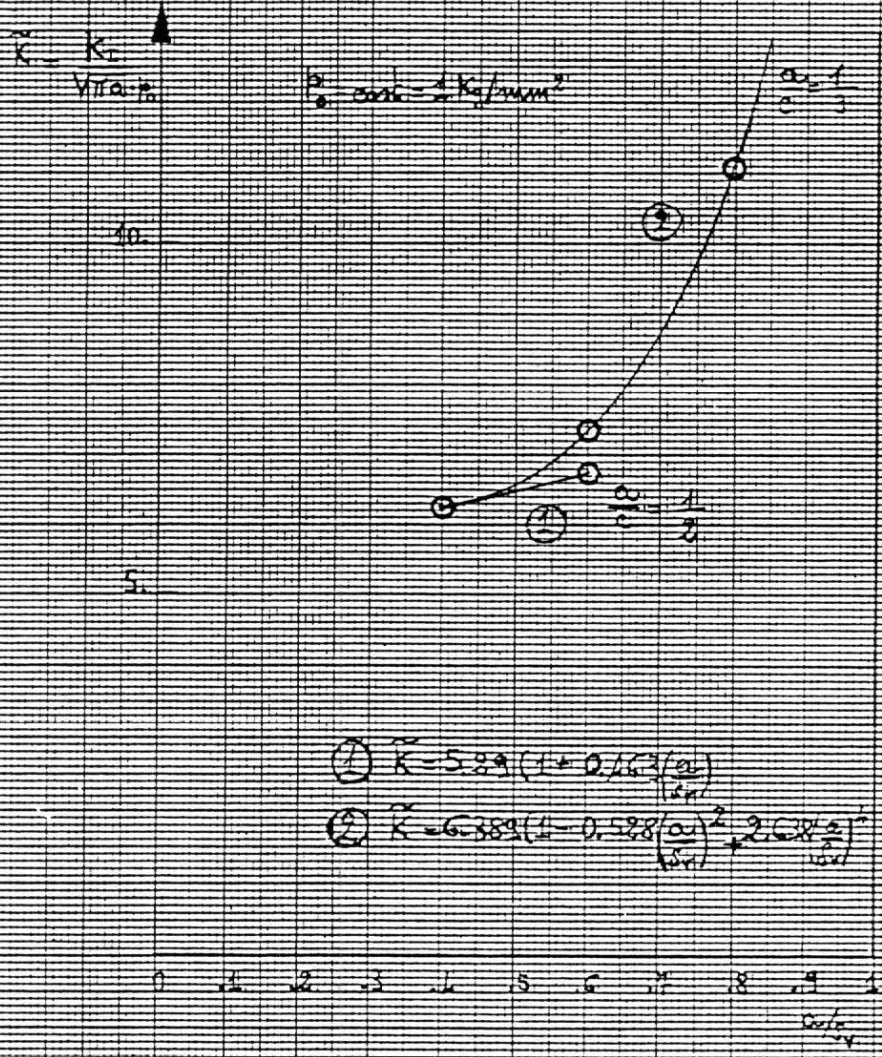


Fig. 6 -