

ANALISI NUMERICHE DI PROPAGAZIONE DI CRICCHE IN UN MODELLO DI
VESSEL NUCLEARE DI TIPO PWR.

A.Macchi (*), S. Salani (**), C. Sampietri (**)

(*) ENEL CRTN - MILANO

(**) CISE Tecnologie Innovative SpA - SEGRATE (MI)

1. INTRODUZIONE

Nell'ambito di un programma di studio promosso dal CCR EURATOM di ISPRA, a cui hanno partecipato il Centro Ricerche Termiche Nucleari dell'ENEL di Milano ed il CISE di Segrate, sono stati studiati, sia dal punto di vista sperimentale che mediante analisi numeriche, modelli in scala 1:5 di vessel per reattori nucleari di tipo PWR [1,2,3,4,5,6,11,12].

In particolare in questa memoria vengono presentati i risultati relativi alle analisi di cricche d'angolo sviluppatasi durante il ciclaggio della struttura e situate nella regione di attacco del bocchello al corpo cilindrico.

Nel corso del lavoro svolto è stato calcolato, mediante codici ad elementi finiti, il valore della grandezza J-integral lungo il fronte delle cricche ipotizzando un comportamento del materiale sia lineare elastico che elastoplastico.

I valori così ottenuti sono anche stati confrontati con quelli ricavati mediante il metodo dei coefficienti di influenza o altre formule semplificate.

Infine è stata studiata l'evoluzione della forma delle cricche durante la propagazione, confrontando i risultati ottenuti con quelli sperimentali.

Il lavoro descritto nella presente memoria è stato svolto nell'ambito della Commessa STRESS dell'Ordine Quadro ENEL CISE 1987.

2. PROBLEMA IN ESAME

Il modello di vessel in esame è rappresentato in fig. 1.

Nella struttura sono presenti difetti tipo cricca nella regione del bocchello.

La forma di tali cricche, come può essere notato in fig. 2, è da ritenersi con buona approssimazione ellittica.

La superficie su cui giacciono le cricche non è esattamente un piano, ma l'assumerla tale non introduce gravi errori.

Il piano così definito non coincide con un piano di simmetria del vessel ma ne è spostato di circa 10° come riportato in fig. 3.

Comunque, tenendo presente che in tale zona si ha una modesta variazione dello stato di sforzo (in particolare della σ di apertura della cricca secondo il modo I), in prima approssimazione si può considerare il piano su cui giacciono le cricche come coincidente con il piano di simmetria.

Per questioni di simmetria sia geometrica che di carico, è stato ritenuto possibile esaminare soltanto un ottavo della struttura completa.

In fig. 4 è riportata, relativamente all'ottavo di struttura considerato, la posizione delle cricche studiate.

Fra le configurazioni possibili (fig. 2) sono state scelte le tre più grandi.

Le dimensioni caratteristiche sono:

1) a = 33.5 mm	b = 40.00 mm	$\vartheta = 96^\circ$	a/b=0.8375
2) a = 41.5 mm	b = 46.75 mm	$\vartheta = 96^\circ$	a/b=0.8877
3) a = 50.0 mm	b = 53.25 mm	$\vartheta = 96^\circ$	a/b=0.9390

con a, b e ϑ definiti in fig. 5.

Come si vede la forma delle cricche non si discosta eccessivamente da quella circolare.

La condizione di carico a cui il vessel è sottoposto consiste in una pressione interna pari a 220 kg/cm^2 (21.582 MPa).

3. METODOLOGIA DI SOLUZIONE

La struttura è stata esaminata sia mediante metodi semplificati (ad es. il metodo dei coefficienti di influenza) sia mediante una analisi ad elementi finiti .

Le analisi condotte con la prima metodologia hanno il pregio di essere facili da eseguire e poco costose, ma la risposta che forniscono è approssimata e, a rigore, valida solo nel caso in cui la struttura rimanga in campo elastico. In effetti le differenze fra la struttura costituita da un materiale indefinitamente elastico lineare e la stessa struttura costituita da un materiale elasto-plastico si sono dimostrate, in questo caso, notevoli.

Le analisi condotte con la seconda metodologia, invece, forniscono una risposta molto più accurata, permettendo di tenere in conto un comportamento complesso per il materiale, ma a costi notevolmente superiori.

3.1. Analisi mediante metodi semplificati

Si sono utilizzati il metodo dei coefficienti di influenza e una formula proposta da Mohamed e Schroeder.

Mediante tali metodi si è calcolato il K_I in corrispondenza dei punti in cui la cricca affiora ($\vartheta = 0^\circ$, $\vartheta \approx 96^\circ$) ed a metà ($\vartheta \approx 48^\circ$).

Tutti questi metodi richiedono la conoscenza della distribuzione di sforzo che contribuisce all'apertura della cricca calcolata sulla struttura pensata priva di difetti.

Per ottenere l'espressione polinomiale che rappresenta tale distribuzione si sono utilizzati i valori ottenuti mediante l'analisi eseguita in^[2].

Dapprima si sono eseguiti i calcoli mediante il metodo dei coefficienti di influenza.

Purtroppo non si è riusciti a reperire in letteratura dati riguardanti cricche d'angolo di forma ellittica poste nella regione del bocchello; gli unici lavori che si è riusciti a rintracciare riguardano cricche di forma circolare.

Per riuscire ad applicare al nostro caso le formule a disposizione si è dovuto quindi operare una trasformazione sulle cricche reali considerandone le circolari equivalenti (fig. 6) (in questo caso l'equivalenza è stata imposta sulle aree); si noti che tale approssimazione non risulta essere eccessivamente arbitraria in quanto il rapporto fra i semiassi delle ellissi non è molto diverso dall'unità per ognuna delle cricche.

I valori dei raggi delle cricche circolari equivalenti sono dunque:

$$\begin{aligned} r_1 &= 36.61 \text{ mm} \\ r_2 &= 44.05 \text{ mm} \\ r_3 &= 51.60 \text{ mm} \end{aligned}$$

Dapprima sono stati considerati i coefficienti di influenza proposti da Heliot, Labbens e Pellissier-Tanon^[7].

Secondo tali autori è possibile esprimere la tensione di apertura della cricca secondo il modo I (σ_y nel sistema di riferimento riportato in fig. 4) nel seguente modo:

$$\sigma(x, y) = \sum_{i,j} \sigma_{ij} \left(\frac{x}{t}\right)^i \left(\frac{y}{t}\right)^j \quad (1)$$

e

$$h_{ij}(\vartheta) = \frac{\pi}{2} \frac{K_{ij}(\vartheta)}{\sigma_{ij} \left(\frac{b}{t}\right)^{i+j} \sqrt{\pi b}} \quad (2)$$

Il significato dei vari coefficienti risulta chiaro osservando la fig. 7 nella quale è anche riportato il sistema di riferimento utilizzato.

Considerando solo i termini lineari della (1) ed osservando che per la simmetria rispetto al sistema di riferimento utilizzato il termine σ_{01} è piccolo, si può quindi scrivere:

$$\frac{K(\vartheta)}{2/\pi P \sqrt{\pi b}} \approx \sigma_{00} h_{00}(\vartheta) + \sigma_{10} \frac{b}{t} h_{10}(\vartheta) \quad (3)$$

Heliot et al. hanno considerato nei loro calcoli tre cricche caratterizzate dai seguenti rapporti b/t:

$$b/t = .1462$$

$$b/t = .2615$$

$$b/t = .3385$$

mentre nel presente studio i corrispondenti valori per le tre cricche analizzate sono:

$$b/t = .4520 \quad t = 81 \text{ mm}$$

$$b/t = .5438$$

$$b/t = .6370$$

In questo modo i valori del fattore di intensificazione degli sforzi possono essere ottenuti solo mediante estrapolazione; questo fatto rende i risultati meno affidabili.

In tab. 1 sono riportati i valori ottenuti mediante questo metodo.

Sempre nell'ambito di questa metodologia si sono utilizzati i coefficienti ricavati da Sampietri^[8,9].

Anche in questo caso possiamo scrivere:

$$\sigma/P = \sigma_{00} + \sum_i \sigma_{i0} \left(\frac{x}{t}\right)^i + \sum_j \sigma_{0j} \left(\frac{y}{t}\right)^j \quad (4)$$

dove il sistema di riferimento è quello riportato in fig.5

Sono disponibili i dati riguardanti tre cricche caratterizzate dai seguenti rapporti b/t:

$$b/t = .3$$

$$b/t = .5$$

$$b/t = .7$$

E' allora possibile effettuare l'interpolazione dei risultati ottenuti.

Tale procedura rende i valori intrinsecamente più affidabili.

Anche in questo caso vale la⁽²⁾, mentre possiamo esprimere il fattore di intensificazione degli sforzi come:

$$\frac{K(\theta)}{\sqrt{\pi P \sqrt{\pi b}}} = \sigma_{00} h_{00}(\theta) + \sum_i \sigma_{i0} \left(\frac{b}{t}\right)^i h_{i0} + \sum_j \sigma_{0j} \left(\frac{b}{t}\right)^j h_{0j} \quad (5)$$

I risultati dell'interpolazione sono riportati in tab. 1.

Infine sono stati calcolati i valori del K_I nei medesimi punti lungo i fronti delle varie cricche utilizzando una formula approssimata proposta da Mohamed-Schroeder^[10].

Tale formula fornisce il K_I come somma dei K dovuti a singoli stati di sollecitazione di tipo costante, lineare, parabolica, ecc.:

$$K_I = \frac{2}{\pi} \sqrt{\pi b} (\sum_{ij} M_{0ij}(\vartheta) \sigma_{ij}) \quad (7)$$

essendo i σ_{ij} i coefficienti così definiti:

$$\sigma = \sigma_{00} + \sigma_{10} (1-x/a) + \sigma_{01} (1-y/a) + \sigma_{20} (1-x/a)^2 + \sigma_{02} (1-y/a)^2$$

I K_I così calcolati sono riportati in tab. 1.

Nelle figg. 8, 9, 10, infine, per ognuna delle tre cricche sono riportati gli andamenti dei $K(\vartheta)$ secondo ciascuno dei metodi visti.

I valori ricavati per $\vartheta = 0^\circ, 48^\circ, 96^\circ$ sono stati interpolati mediante parabole.

3.2. Analisi ad elementi finiti

E' stato studiato un ottavo della struttura completa (fig. 4), supponendo un comportamento di tipo elasto-plastico per il materiale; la curva σ - ϵ è stata schematizzata attraverso una spezzata bilineare, caratterizzata dai seguenti parametri:

$$\begin{aligned} E &= 21383 && \text{kg/mm}^2 = 209767 \text{ MPa} \\ E_T &= 95.44 && \text{kg/mm}^2 = 936.27 \text{ MPa} \\ \sigma_{sn} &= 51.44 && \text{kg/mm}^2 = 504.6 \text{ MPa} \\ \epsilon_{sn} &= .2406 \cdot 10^{-2} \end{aligned}$$

essendo E il modulo di elasticità, E_T il modulo tangente in fase plastica, σ_{sn} lo sforzo di snervamento, ϵ_{sn} la deformazione al limite di elasticità.

Per la discretizzazione della struttura sono stati utilizzati 450 elementi esaedrici a 20 nodi per un totale di 2549 nodi; in fig. 11 è riportata una delle 3 discretizzazioni utilizzate.

Dai calcoli eseguiti sono emerse le seguenti indicazioni: per il valore di carico considerato (220 kg/cm^2) non è possibile trascurare il comportamento non lineare del materiale. Infatti, per la cricca di dimensioni maggiori il carico al quale si ha plasticizzazione è pari a 66.5 kg/cm^2 (circa il 30% del carico nominale).

La deformazione plastica equivalente media è risultata pari al 43.6% della deformazione equivalente allo snervamento nel primo caso, al 46.7% nel secondo caso e al 50.8% nell'ultimo caso.

La deformazione plastica equivalente massima è risultata 2.16 volte la deformazione equivalente allo snervamento per la cricca minore, 2.46 volte per quella intermedia, 3.13 volte nel caso della cricca maggiore.

La deformazione equivalente massima, inoltre, è risultata sempre localizzata in un punto al di là del fronte di cricca, in corrispondenza della superficie interna del contenitore, dalla parte del vessel (fig. 12).

In ogni caso la maggior parte della plasticizzazione ha avuto luogo in corrispondenza degli estremi del fronte di cricca.

Essendo la plasticizzazione della struttura non trascurabile non risulta significativo calcolare il fattore di intensificazione degli sforzi; in queste condizioni il parametro di interesse è il J-integral. Per i calcoli si è utilizzato il post-processor DELOR.

Nelle tabb. 2, 3, 4 sono riportati i valori ottenuti per ognuna delle tre cricche, in funzione dell'angolo mentre nelle figg. 13, 14, 15 sono mostrate sotto forma di grafico le medesime grandezze insieme alla loro approssimazione mediante minimi quadrati.

4. ANALISI DEI RISULTATI OTTENUTI

Come si può notare, i risultati ottenuti con i metodi approssimati sono molto dispersi tra loro e, a parte quelli ottenuti con le formule del CISE, si discostano notevolmente da quelli ricavati con l'analisi più raffinata.

Ciò è spiegabile con il fatto, già segnalato, che i coefficienti di influenza ottenuti da Heliot et al. sono stati ricavati per cricche di dimensioni notevolmente inferiori a quelle di interesse, mentre i coefficienti di influenza ricavati al CISE, sono stati ottenuti per cricche di dimensioni vicine a quelle di interesse; per quel che riguarda la formula dovuta a Mohamed e Schroeder, non si può che rilevare come la poca affidabilità riscontrata in questo caso sia dovuta essenzialmente alla sua natura semiempirica.

In fig. 16 ed in tabella 5 sono inoltre riportati i risultati relativi ad una analisi ad elementi finiti della struttura con la cricca più ampia, ipotizzando un comportamento elastico del materiale, confrontati con i corrispondenti valori ottenuti in campo elastoplastico. Come si nota le maggiori differenze sono riscontrabili nelle zone dove sono concentrate le deformazioni plastiche. Nella stessa figura si vede che il valore del J-integral calcolato con comportamento elastoplastico è minore del corrispondente elastico, come rilevato anche nel lavoro di de Lorenzi. (14)

A conferma della validità dei risultati ottenuti si è calcolato il valore del J-integral sia in campo elastico che in campo elasto-plastico nel punto in cui la cricca affiora, dalla parte del bocchello, anche mediante la relazione

$$J = -\partial U / \partial A \approx -\Delta U / \Delta A$$

con ΔA , in questo caso determinato da un avanzamento omotetico pari a circa l'1% dell'ampiezza di cricca.

I risultati ottenuti sono:

$$J_{el} = 42.91 \text{ kJ/m}^2$$

$$J_{ep} = 29.84 \text{ kJ/m}^2$$

e differiscono da quelli valutati con il programma Delor di circa il 10%.

In fig. 17 sono inoltre messi a confronto i risultati del calcolo lineare elastico ad elementi finiti con quelli ottenuti mediante l'uso dei coefficienti di influenza ricavati al CISE; si può notare come l'accordo sia buono.

5. PROPAGAZIONE DI CRICCA

Le analisi ad elementi finiti eseguite hanno consentito di verificare il criterio di Sih^[15] sulla predizione di come le cricche in strutture sottoposte sia a carichi monotonicamente crescenti che ciclici si propagano, avendo a disposizione in questo caso, per il confronto, cricche reali rilevate sperimentalmente.

Si richiamano brevemente le ipotesi fondamentali di tale criterio, denominato anche criterio della minima densità di energia di deformazione (strain energy density criterion).

Per un elemento di un continuo la funzione densità di energia di deformazione dW/dV è data da:

$$\frac{dW}{dV} = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad i,j = 1,2,3 \quad (8)$$

con σ_{ij} e ϵ_{ij} componenti, rispettivamente, dei tensori di sforzo e di deformazione.

Ad una distanza r misurata dal fronte di cricca, dW/dV può essere espresso in termini di un fattore di densità di energia di deformazione S :

$$\frac{dW}{dV} = \frac{S}{r} \quad (9)$$

Tali relazioni sono valide qualunque sia il legame costitutivo del materiale.

Le ipotesi alla base di questa teoria possono essere enunciate in questo modo:

- i) la cricca si propaga nella direzione in cui la funzione densità di energia di deformazione è minima.
- ii) la cricca avanza di una quantità Δr quando la grandezza $(dW/dV)_{min}$ raggiunge un valore critico, $(dW/dV)_c$; in un elemento davanti alla cricca.

Questo valore critico è caratteristico del materiale.

iii) l'instabilità globale corrispondente all'inizio della frattura rapida avviene quando il fattore di densità di energia di deformazione S raggiunge un valore critico S_c .

Inoltre si ipotizza che l'avanzata relativa di cricca possa essere espressa dalla:

$$\frac{S_{min,i}}{\Delta r_i} = \text{cost.} \quad (10)$$

essendo i il generico nodo appartenente al fronte di cricca.

Se a questo punto interessa conoscere esclusivamente la forma che tenderà ad assumere la cricca nell'avanzamento sarà inessenziale il valore della costante; infatti imponendo un valore Δr_j nel nodo j gli altri Δr saranno calcolati di conseguenza.

Nel nostro caso si è calcolato il valore della grandezza dW/dV nei punti di Gauss più vicini al fronte di cricca, al di là di esso.

Per questioni di simmetria la cricca avanza lungo il piano xz , per cui la funzione dW/dV risulta minima in tale piano.

Nelle figg. 18 e 19 sono mostrate le forme previste per le cricche 2 e 3, in base al criterio, confrontate con le forme effettive; come si può notare l'accordo fra i risultati è più che soddisfacente.

6. CONCLUSIONI

Sono state analizzate 3 cricche d'angolo poste nella regione del bocchello di un modello di vessel tipo PWR.

Si sono utilizzati metodi semplificati, validi in campo lineare elastico, ed il metodo degli elementi finiti supponendo un comportamento non lineare del materiale.

I risultati ottenuti con i metodi semplificati si sono dimostrati molto dispersi tra loro e, a parte quelli ottenuti con le formule ricavate al CISE, non in buon accordo con i risultati provenienti dalle analisi ad elementi finiti.

Il comportamento elasto-plastico del materiale causa notevoli effetti nelle zone di estremità, nelle quali è praticamente concentrata la deformazione plastica.

L'effetto risultante è, nel caso e per il valore di carico considerati, una diminuzione del valore della grandezza J agli estremi, rispetto al valore della stessa grandezza ottenuta con una analisi elastica.

Infine si è valutato il criterio proposto da Sih (Strain energy density criterion) circa la propagazione delle cricche e si è visto come la previsione fornita da tale criterio risulti in buon accordo con i rilievi sperimentali.

BIBLIOGRAFIA

- 1) 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 2236. Dicembre 1983.
- 2) 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.
- 3) 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.
- 4) F. Luppi: "Utilizzo delle metodologie degli elementi di contorno per la caratterizzazione di una cricca superficiale posta nella saldatura di attacco di un bocchello al corpo cilindrico di un modello di vessel" - CISE 3194. Agosto 1986.
- 5) F. Luppi: "Utilizzo dei coefficienti di influenza per la caratterizzazione di cricche semi-ellittiche nel corpo cilindrico di un modello di vessel" - CISE 3086. Maggio 1986.
- 6) S. Salani: "Caratterizzazione di cricche semi-ellittiche poste nella saldatura longitudinale di un modello di vessel". CISE 3421. Gennaio 1987.
- 7) J. Heliot, R. Labbens, A. Pellissier-Tanon: "Solution of three dimensional crack problems using the boundary integral equation method". Proc. of the Second International Conference on Numerical Methods in Fracture Mechanics, 1980.

- 8) C. Sampietri: "Calcolo dei coefficienti di influenza per cricche d'angolo nella regione del bocchello di un recipiente PWR" - CISE 2431. Novembre 1984.
- 9) P.P. Milella, C. Sampietri: "Influence Functions for Surface Flaws in Pressure Vessels". Proc. VIII SMIRT, G4/4, 1985.
- 10) M.A. Mohamed and J. Schroeder: "Stress Intensity Factor Solution for Croctch-corner cracks of Tec-intersections of Cylindrical Shells". Int. Journ. of Fracture. Vol. 14, N. 6, December 1978.
- 11) U. Lombardini, A. Macchi, G. Torsello: "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", III convegno nazionale IGF, Torino, 1986.
- 12) A. Macchi, S. Salani, C. Sampietri: "Confronto tra varie metodologie di calcolo dei parametri della meccanica della frattura", French-Italian Joint Meeting, Bordighera, May 1987.
- 13) C. Lusso, C. Sampietri e S. Salani: "DELOR: Codice di calcolo per la valutazione del J-integral in campo elastoplastico per strutture tridimensionali" - CISE 3391. Dicembre 1986.
- 14) H.G. de Lorenzi: "Elastic-Plastic Analysis of the Maximum Postulated Flaw in the Beltline Region of a Reactor Vessel". Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 104, Pag. 278, November 1982.
- 15) G.C. Sih: Mechanics of Fracture, Vol. 2 "Three Dimensional Crack Problems", Noordhoff, LEYDEN, 1975.

Tab. 1 - Valori del K_I e del corrispondente J-integral ricavati mediante metodi semplificati

Cricca	(gradi)	Heliot et al.		CISE		Mohamed-Schroeder	
		K(MPa·√m)	J(KJ/m ²)	K(MPa·√m)	J(KJ/m ²)	K(MPa·√m)	J(KJ/m ²)
1	0	102.9	50.45	64.06	18.83	81.27	31.48
	48	70.76	21.72	65.77	19.85	73.89	23.69
	96	96.46	44.36	74.03	25.14	111.6	59.37
2	0	122.2	71.22	73.29	24.64	81.14	31.39
	48	74.53	24.10	70.23	20.59	76.65	25.49
	96	113.5	61.42	81.99	32.05	120.8	69.57
3	0	141.9	95.94	85.52	33.55	80.14	30.62
	48	78.36	26.64	73.23	22.39	78.68	26.86
	96	130.8	81.57	91.58	38.48	129.8	80.32

Tab. 2 - Andamento del J-integral

Cricca n.1

J
(KJ/m²)

0°	26.02
10.7°	31.59
26.7°	25.85
48°	21.87
69.3°	21.85
85.3°	27.07
96°	25.17

Tab. 3 - Andamento del J-integral

Cricca n.2

	J (KJ/m ²)
0°	27.86
10.7°	33.02
26.7°	28.16
48°	23.82
69.3°	23.83
85.3°	30.77
96°	29.01

Tab. 4 - Andamento del J-integral

Cricca n. 3

	J (KJ/m ²)
0°	32.63
10.7°	37.77
26.7°	30.07
48°	26.10
69.3°	26.28
85.3°	35.50
96°	33.80

Tab. 5 - Andamento del J-integral

Cricca n. 3

	J (KJ/m ²)
0°	50.00
10.7°	38.69
26.7°	31.42
48°	26.97
69.3°	27.59
85.3°	35.98
96°	47.85

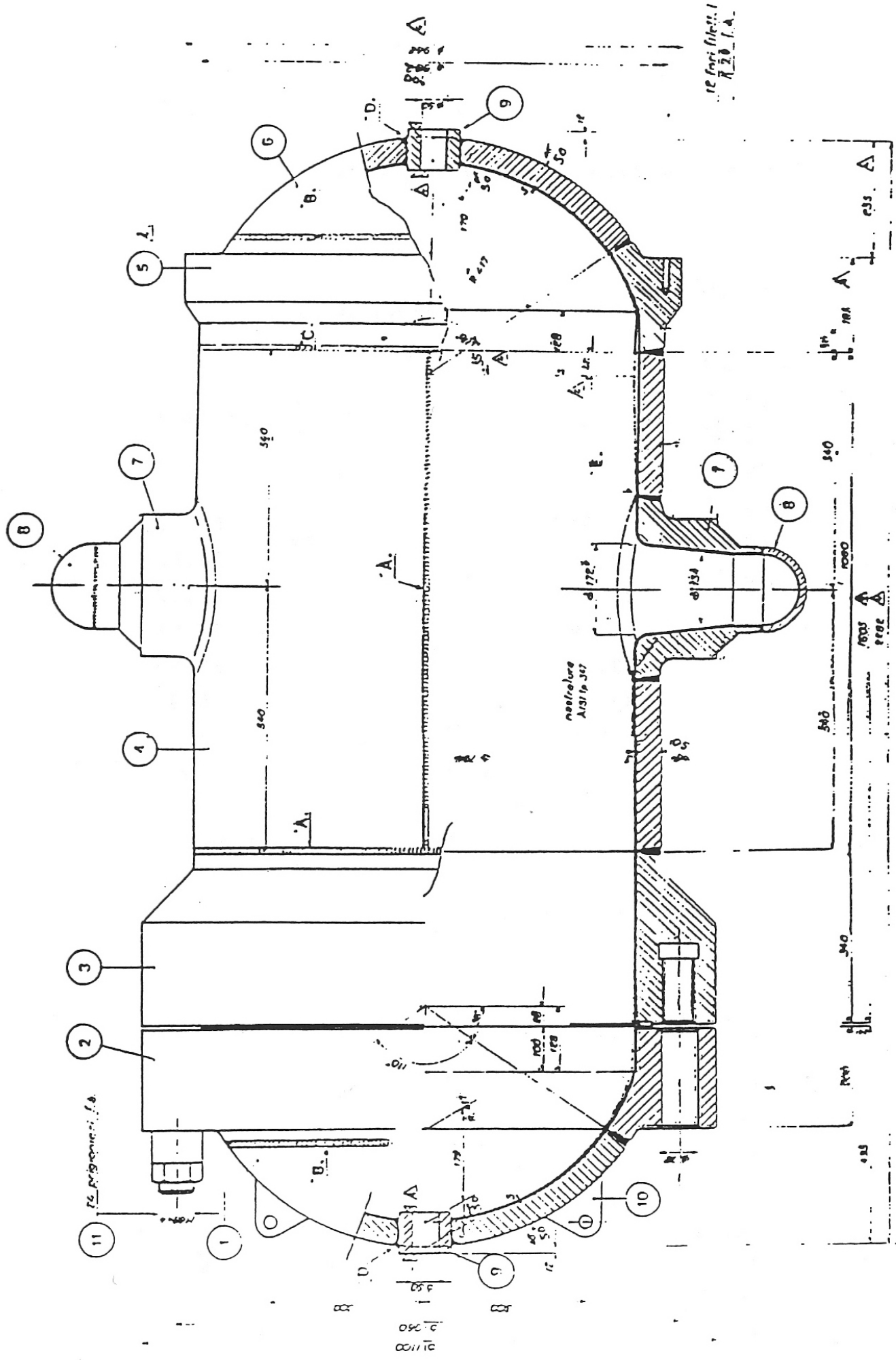


Fig 1

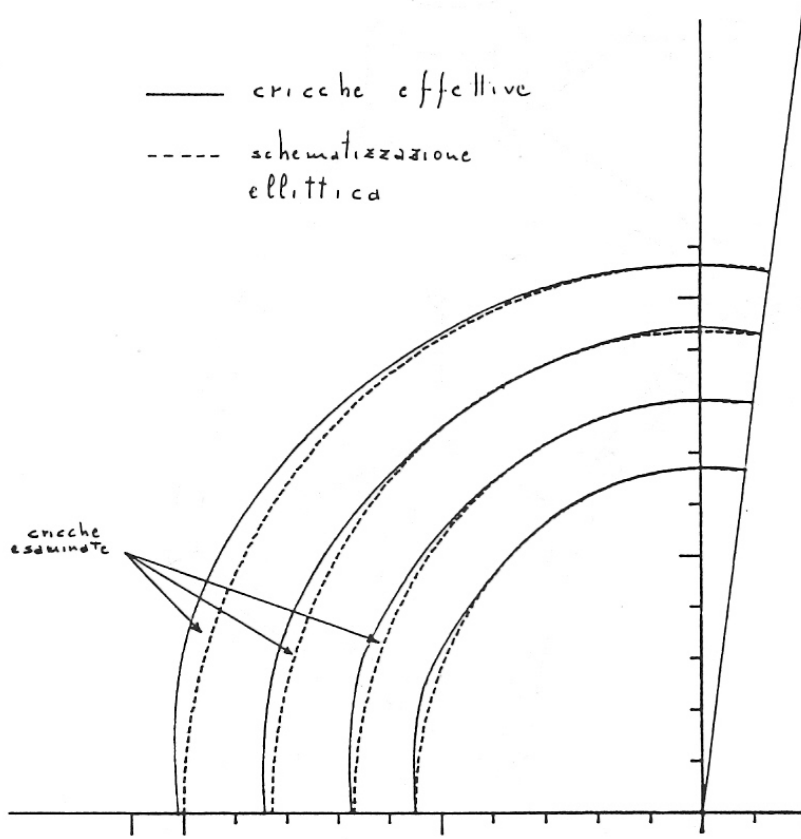


Fig. 2

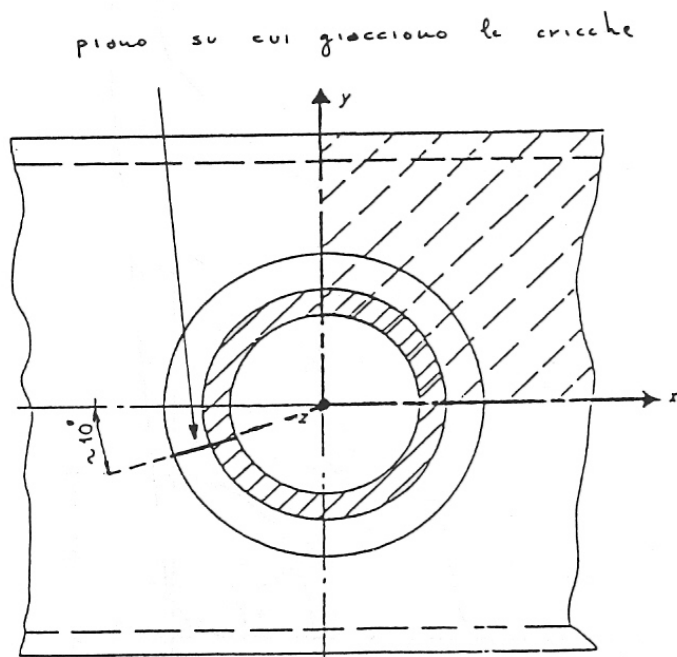


Fig.

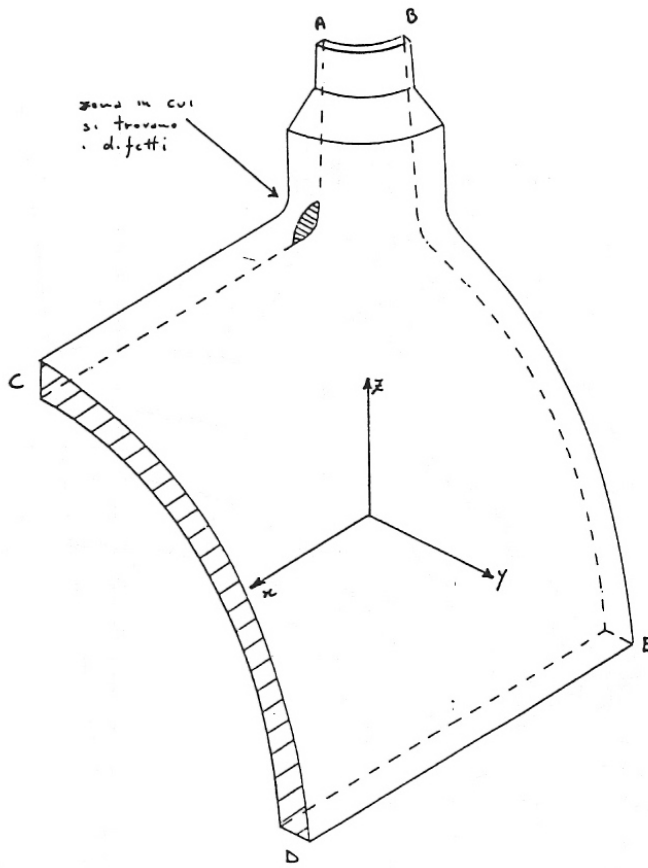


Fig. 4

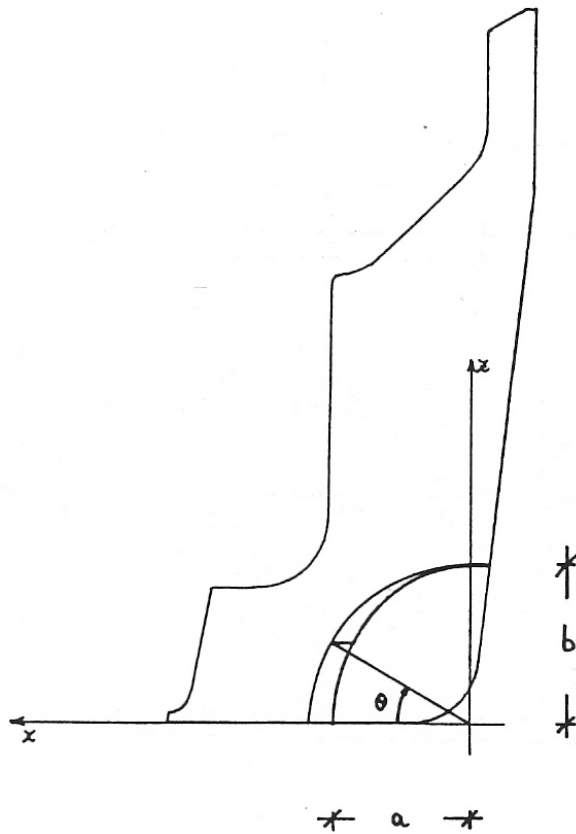


Fig. 5

----- schematizzazione
 ellittica

————— cricche circolari
 equivalenti

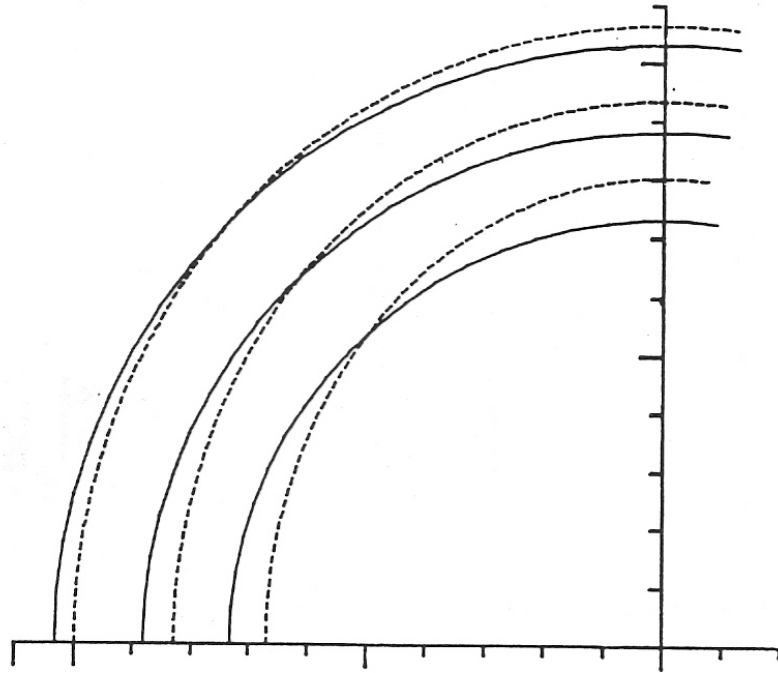


Fig. 6

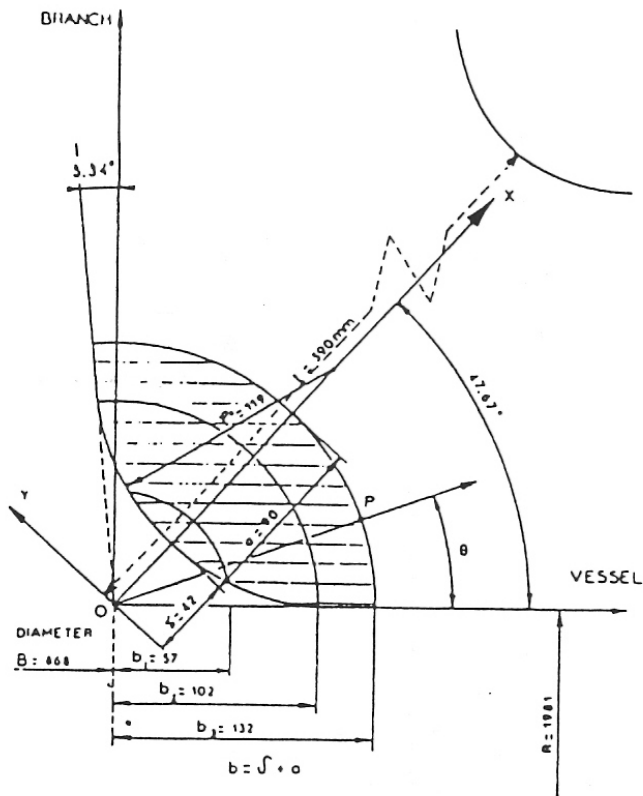


Fig. 7 - Zona di raccordo fra bocchello e vessel

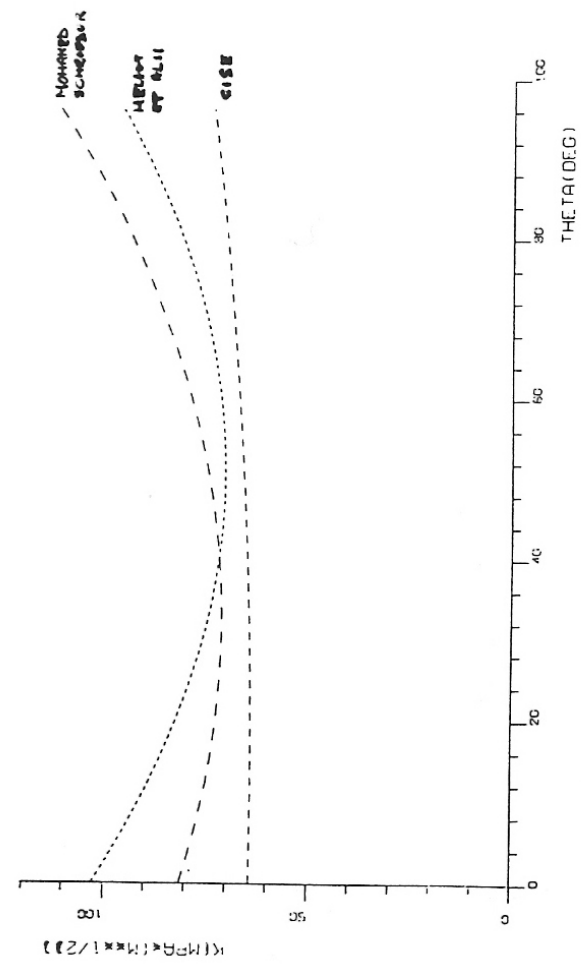


Fig. 8 - Cricca n. 1

Analisi mediante metodi semplificati

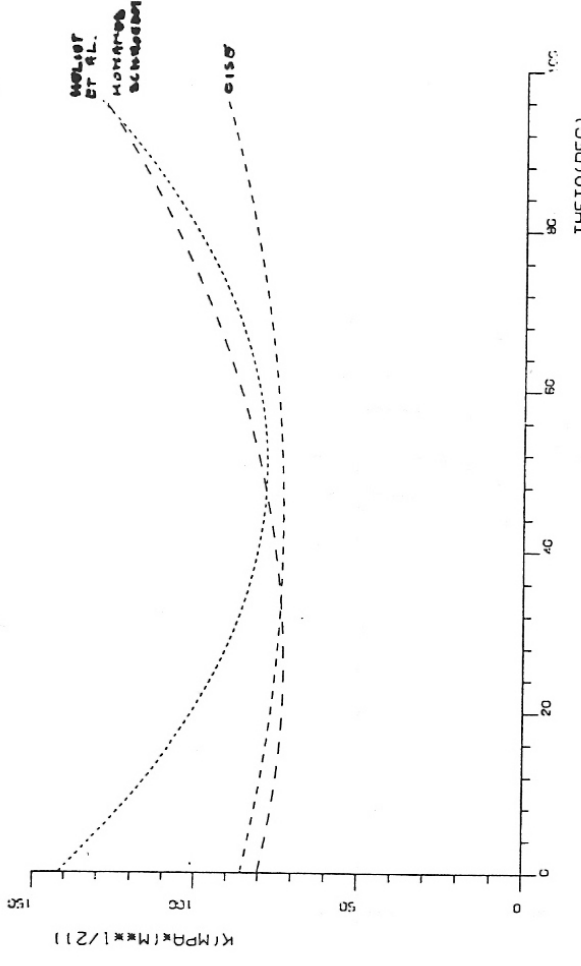


Fig. 10 - Cricca n. 3

Analisi mediante metodi semplificati

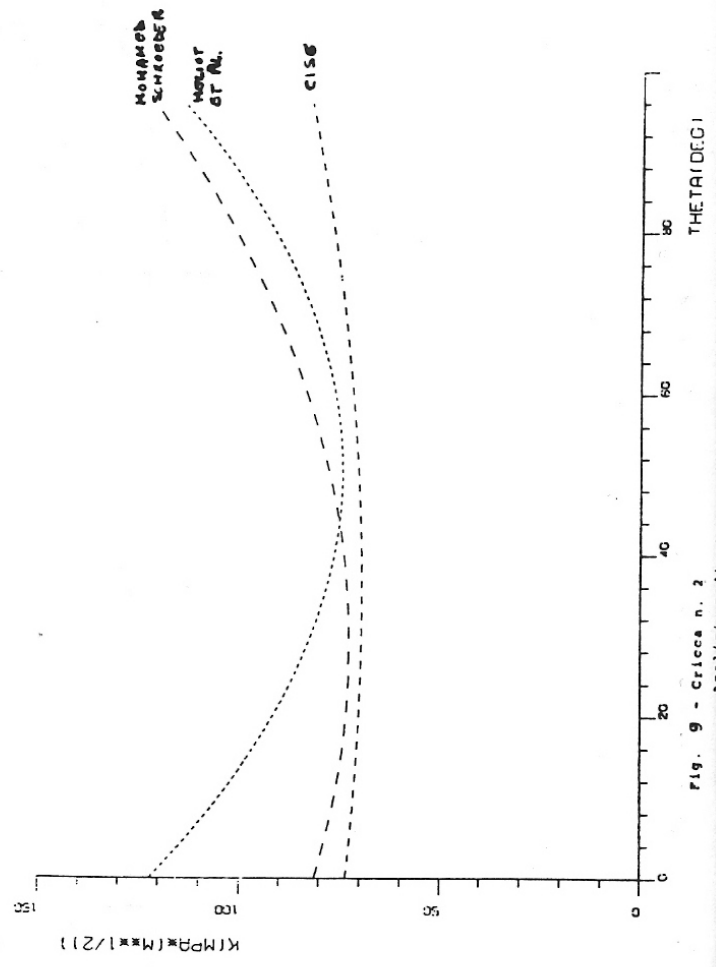


Fig. 9 - Cricca n. 2

Analisi mediante metodi semplificati

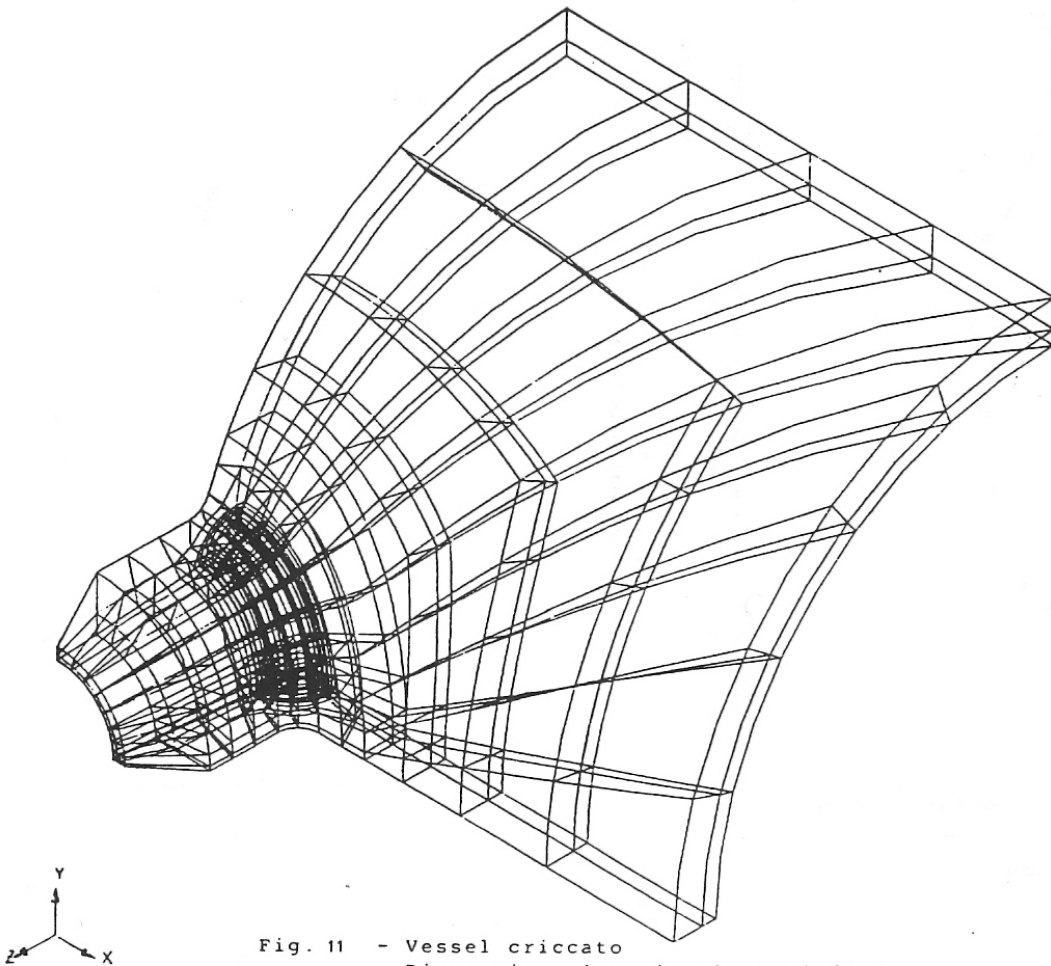


Fig. 11 - Vessel criccato
Discretizzazione in elementi finiti

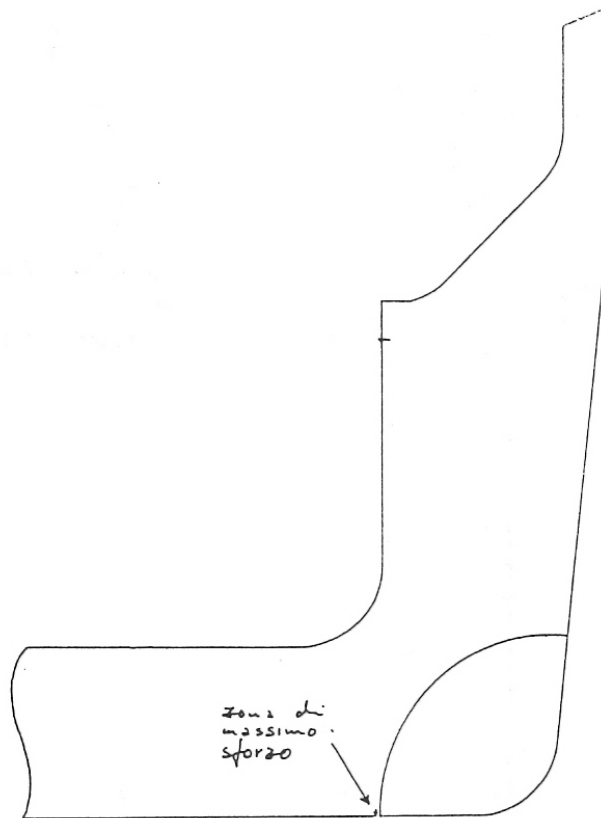


Fig. 12

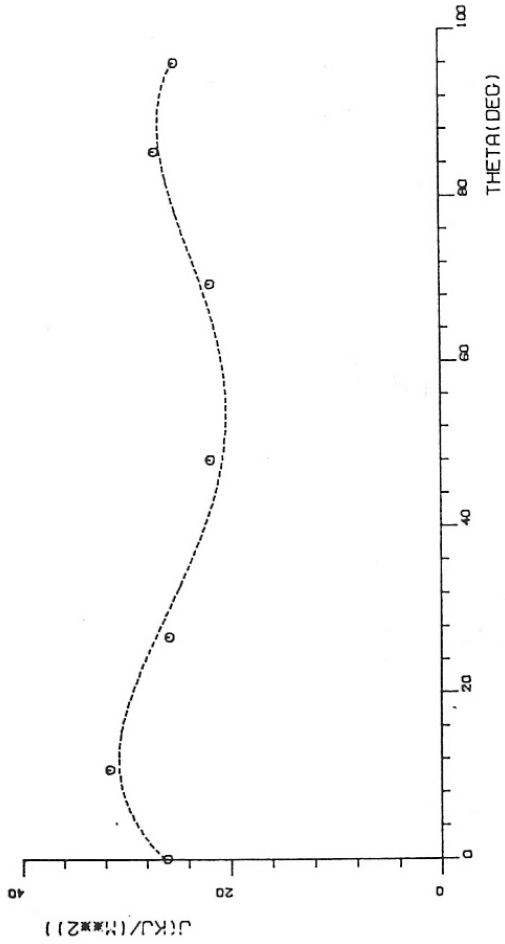


Fig. 13 - Cricca n. 1
J-integral lungo Theta

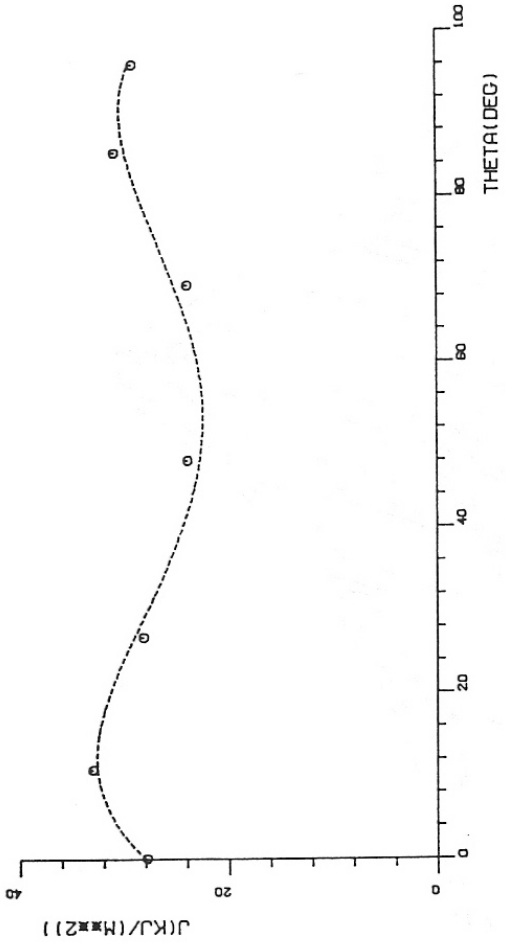


Fig. 14 - Cricca n. 2
J-integral lungo Theta

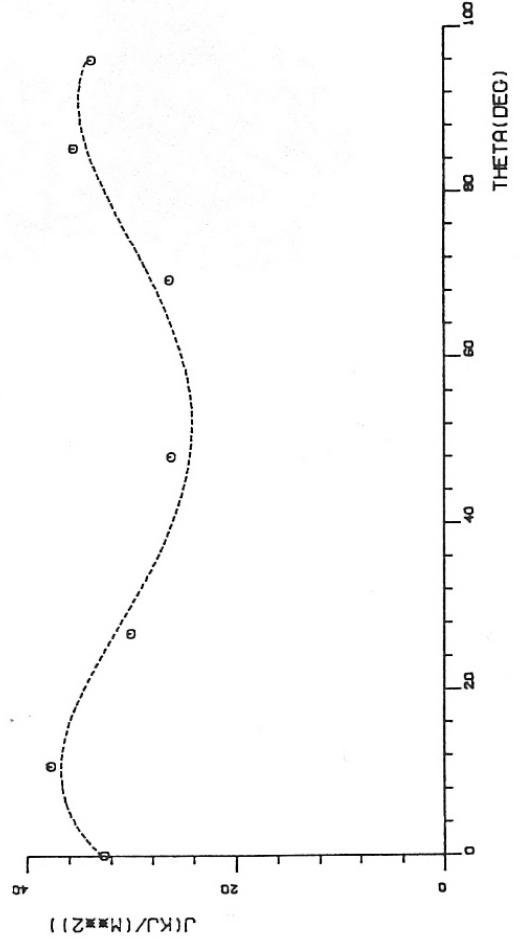


Fig. 15 - Cricca n. 3
J-integral lungo Theta

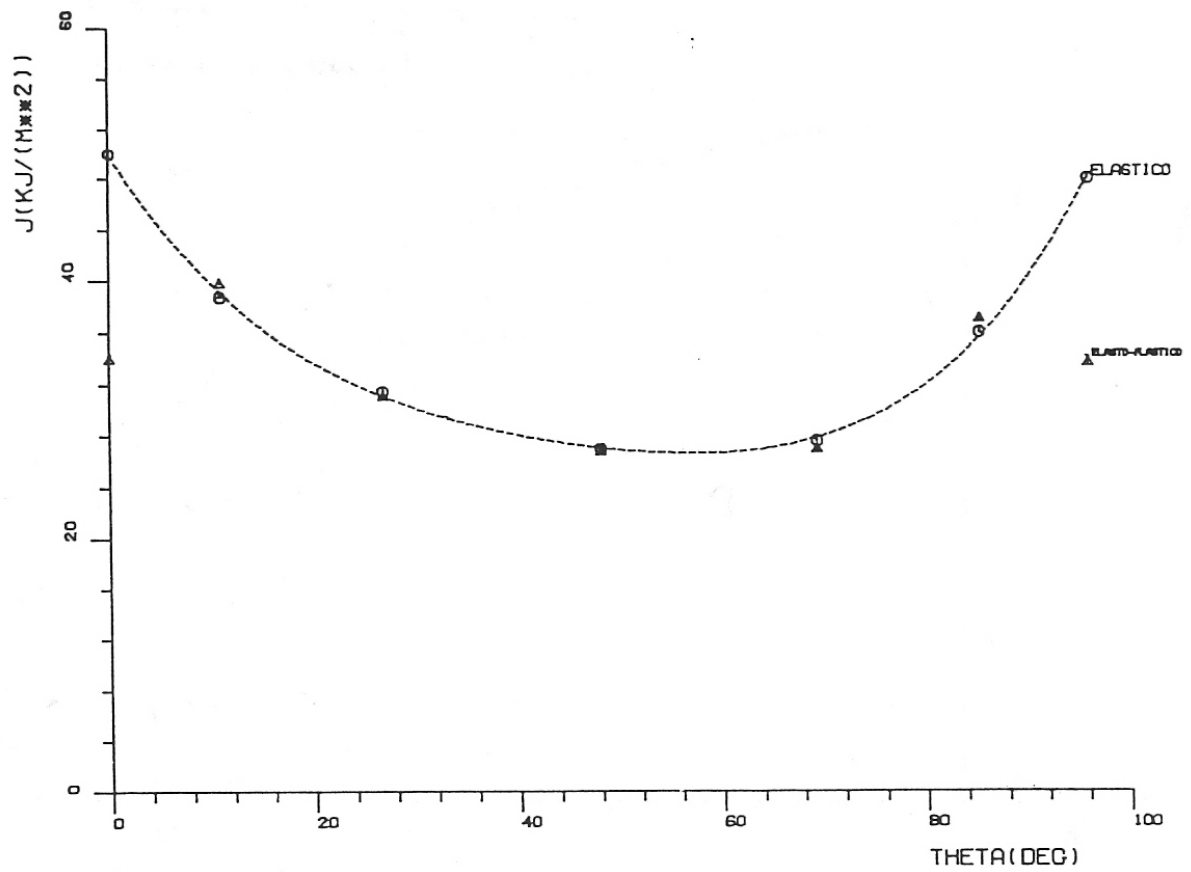


Fig. 16 - Cricca n. 3 - Confronto comportamento elastico ed elasto-plastico
J- integral lungo Theta

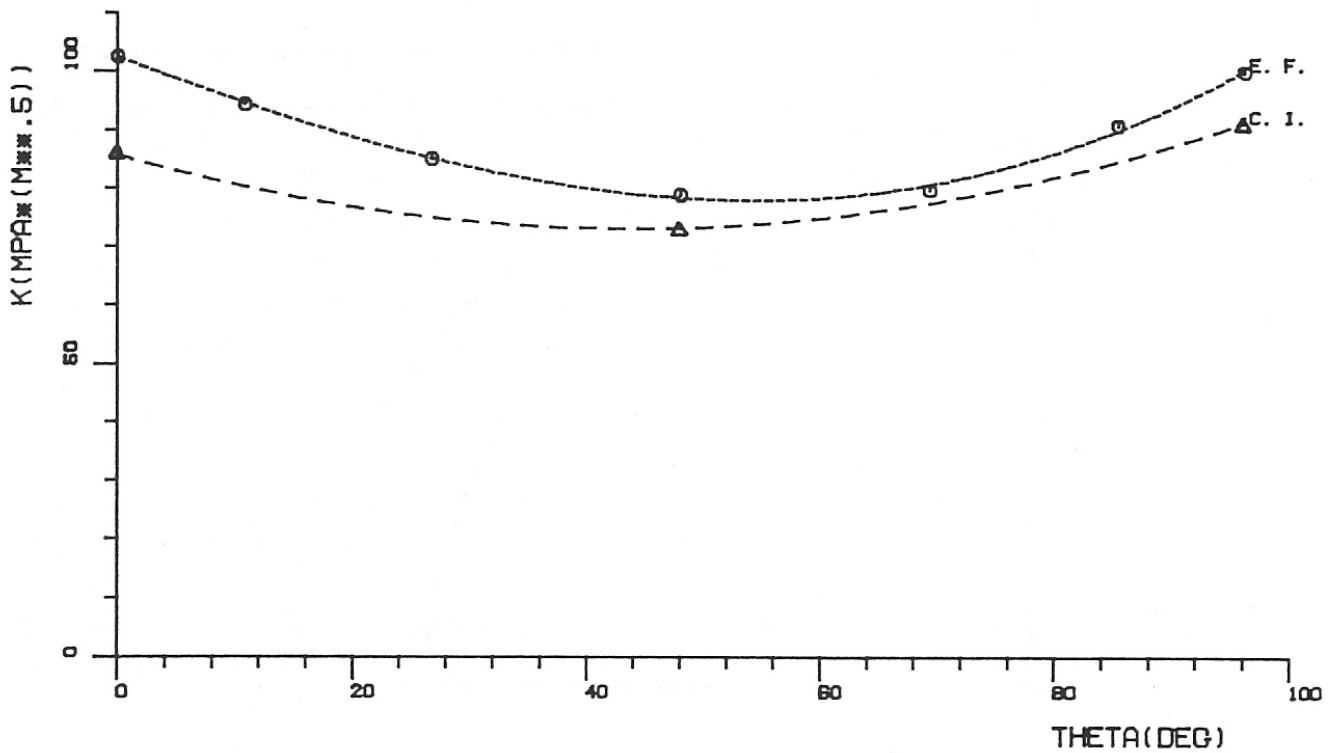


Fig. 17 - Cricca n. 3
Confronto analisi E.F. e coefficienti di influenza
S.I.F. lungo Theta

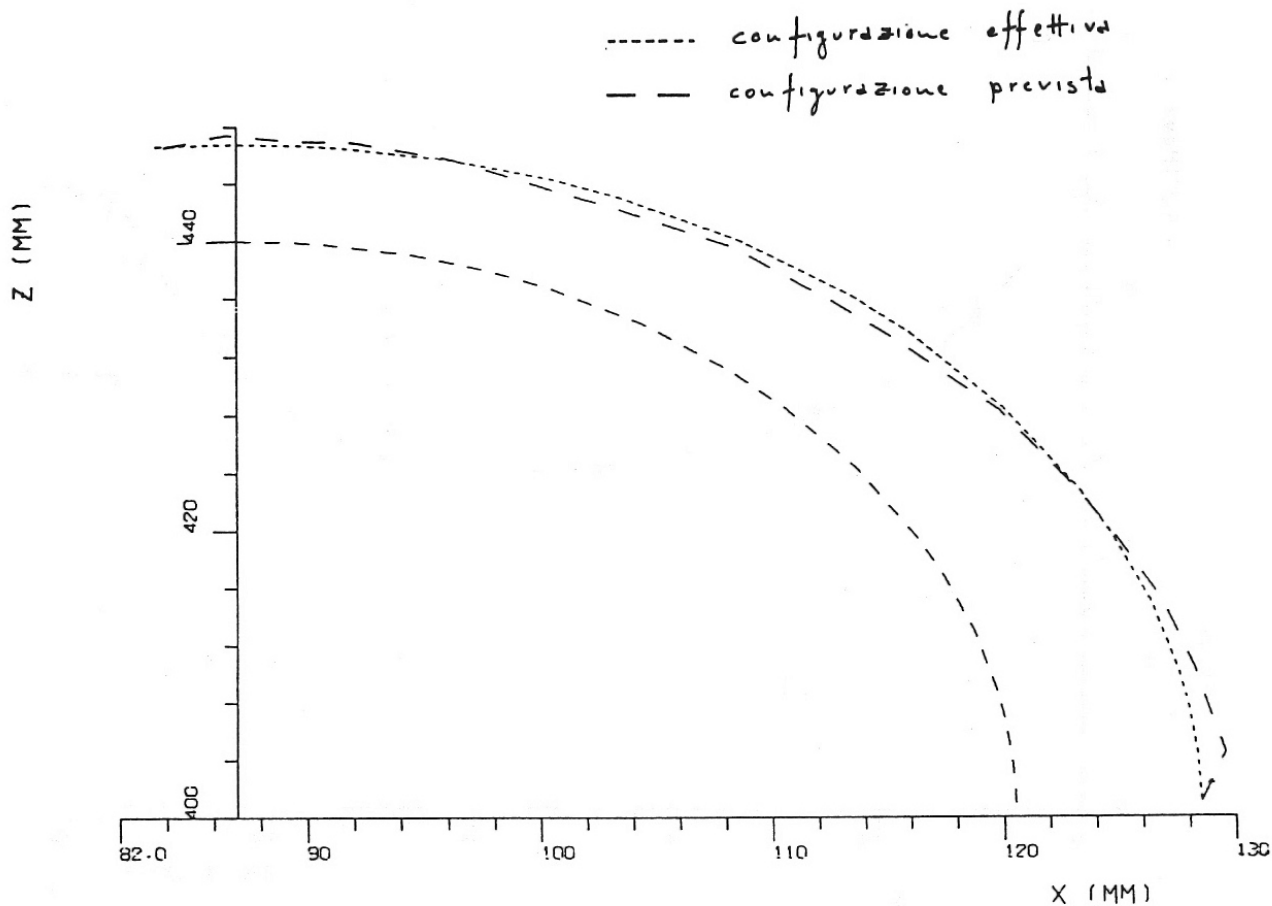


Fig. 18 - Cambiamento di forma durante la propagazione avanzata di cricca (da 33.5*40. a 41.5* 46.75)

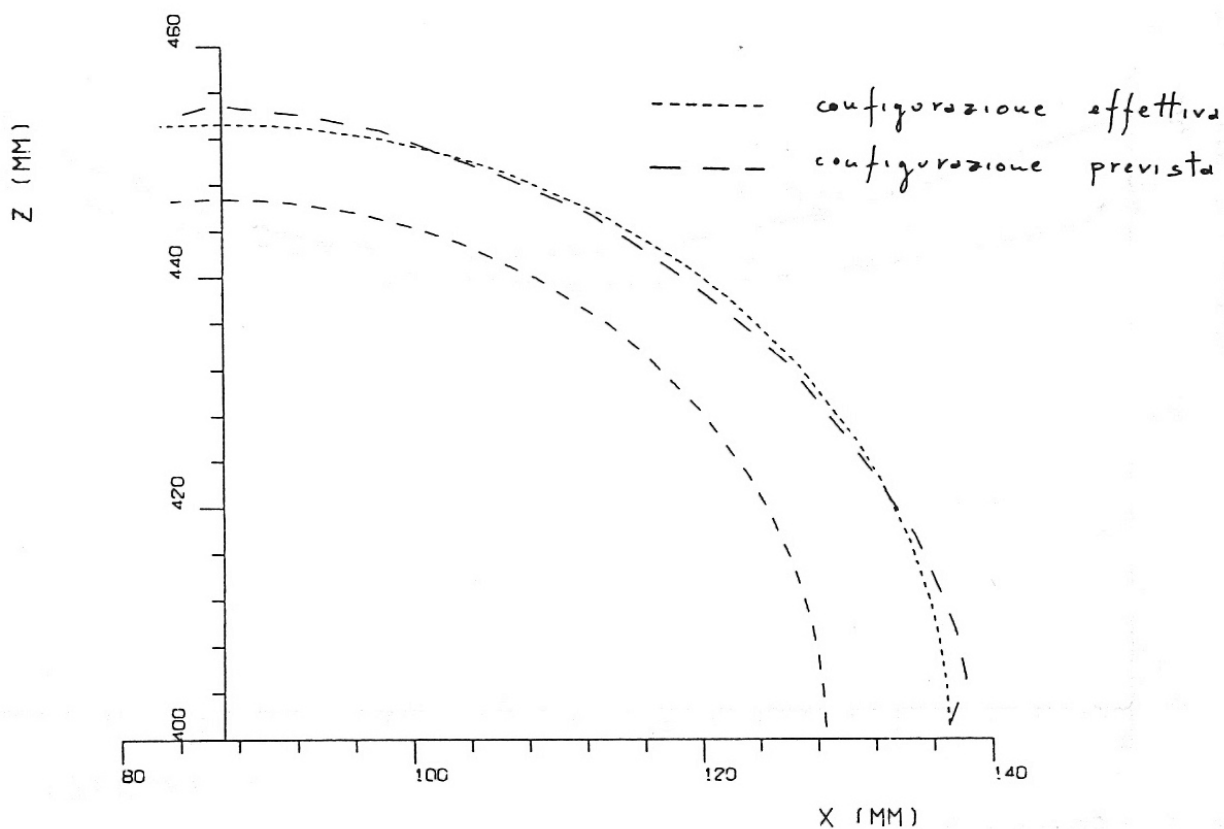


Fig. 19 - Cambiamento di forma durante la propagazione avanzata di cricca (da 41.5*46.75 a 50.*53.25)