

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Distrib.	Pag. di
	NNFISS – LP3 - 037	L	1/80

Titolo

Ricognizione ad ampio spettro, individuazione e studio degli effetti strutturali caratteristici dei transitori termici in reattori di quarta generazione

Descrittori

Tipologia del documento: **Rapporto tecnico**
 Collocazione contrattuale: **Accordo di programma ENEA-MSE: tema di ricerca "Nuovo nucleare da fissione"**
 Argomenti trattati: **Reattori di IV generazione, Meccanica dei materiali, Software agli elementi finiti.**

Sommario

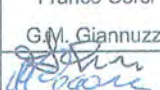
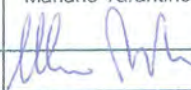
Oggetto dell'attività è stata la definizione e studio degli effetti strutturali tipici di componenti operanti ad elevata temperatura, per regimi e transitori termici caratteristici dei reattori di IV generazione.
 In particolare lo studio ha riguardato:
 • gli elementi descrittivi dei modelli interpretativi del comportamento in campo plastico per carichi ciclici degli acciai, con particolare attenzione al modello Chaboche.
 • la definizioni e descrizione dei possibili modi di danneggiamento ad alta temperatura: buckling, fatica, creep, interazione creep-fatica e ratcheting.
 Per questi tipi di danneggiamento è stata data una descrizione dei criteri e delle formulazioni proposte per la valutazione del danno stesso.
 Il documento descrive infine uno studio termico-strutturale in campo non lineare, con simulazione tramite il codice agli elementi finiti Cast3M, di uno dei casi più critici di carico termico in reattori di IV generazione: la variazione di livello di sodio nel contenitore primario. Lo studio viene fatto prendendo in considerazione gli acciai AISI 316L e P91 che sono i materiali proposti per componenti di reattori di IV generazione.

Note



Copia n.

In carico a:

2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMISSIONE	16-09-2011	NOME	Franco Corsi	Mariano Tarantino	Paride Meloni
			FIRMA	G.M. Giannuzzi		
REV.	DESCRIZIONE	DATA	REDAZIONE	CONVALIDA	APPROVAZIONE	

Indice

Introduzione	6
1 Modelli di incrudimento ciclico. Il modello di Chaboche	9
1.1 Modello di Chaboche senza danneggiamento	12
1.2 Modello di Chaboche con danneggiamento	14
2 Modi di danneggiamento	16
2.1 Buckling	16
2.2 Fatica	19
2.3 Creep	24
2.4 Creep-Fatica	26
2.5 Ratcheting	29
3 Analisi con codice FEM	34
3.1 Descrizione della struttura	34
3.2 Condizioni di prova	38
3.3 Descrizione codice e modello FEM	40
4 Problema termico	43
5 Problema meccanico	47
5.1 SS316L	47
5.2 P91	60
6 Conclusioni	72
A Cenni di meccanica della frattura	75
A.1 Meccanica della frattura lineare elastica	75
A.2 Modi di frattura	77
Bibliografia	80


Elenco delle tabelle

3.1	Composizione chimica del SS316L	35
3.2	Caratteristiche per analisi termica del SS316L	35
3.3	Caratteristiche per analisi meccanica del SS316L	36
3.4	Composizione chimica del P91	37
3.5	Caratteristiche per analisi termica del P91	37
3.6	Caratteristiche per analisi meccanica del P91	38
3.7	Parametri Chaboche a 5 costanti	42

Elenco delle figure

1.1	Criteri di Tresca e Von Mises	10
1.2	Criteri di Tresca e Von Mises	11
2.1	Sollecitazione ciclica	19
2.2	Curva di Wöhler	21
2.3	Rette di Goodman e Soderberg	23
2.4	Curva di Creep	25
2.5	Energia di attivazione per il creep	26
2.6	Diagramma ASME creep-fatica	28
2.7	Ratcheting	29
2.8	Variazione della deformazione da ratcheting	30
2.9	a.) Cicli di isteresi per l'acciaio 25CDV4.11 b.) Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli	31
2.10	a.) Cicli di isteresi per l'acciaio inossidabile SS304 b.) Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli	32
2.11	Variazione dell'ampiezza del carico ciclico : +20% a.) Cicli di isteresi per l'acciaio inossidabile SS304 b.) Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli	32
2.12	Variazione dell'ampiezza del carico ciclico : +62.5% - Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli	33
3.1	Grafico di variazione del livello	39
3.2	Variazione del livello	39
3.3	Punti di calcolo meccanica	40
3.4	Coefficienti di scambio termico	41
4.1	Campo di temperature iniziale	44
4.2	Temperatura del contenitore ad inizio e fine del transitorio di salita	45
4.3	Temperatura lato interno all'istante 0	45

4.4	Temperatura lato interno al livello massimo	46
4.5	Temperatura lato interno all'istante finale	46
5.1	Deformata contenitore SS316L	49
5.2	SS316L:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ II ciclo	50
5.3	SS316L:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ II ciclo	51
5.4	SS316L:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ III ciclo	52
5.5	SS316L:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ IV ciclo	53
5.6	SS316L:Distribuzione delle sigma al tempo 0	54
5.7	SS316L:Distribuzione delle sigma	55
5.8	SS316L:Distribuzione delle sigma	56
5.9	SS316L:Distribuzione delle sigma	57
5.10	SS316L:Distribuzione delle sigma	58
5.11	SS316L:Distribuzione delle sigma	59
5.12	Deformata contenitore P91	60
5.13	Deformate P91	61
5.14	P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ I ciclo	62
5.15	P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ II ciclo	63
5.16	P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ III ciclo	64
5.17	P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ IV ciclo	65
5.18	P91:Distribuzione delle sigma al tempo 0	66
5.19	P91:Distribuzione delle sigma	67
5.20	P91:Distribuzione delle sigma	68
5.21	P91:Distribuzione delle sigma	69
5.22	P91:Distribuzione delle sigma	70
5.23	P91:Distribuzione delle sigma	71
6.1	Deformate della struttura in SS316L	73
6.2	Deformate della struttura in P91	74
A.1	Teoria di Griffith 1	76
A.2	Teoria di Irwin	77
A.3	Modi di frattura	77
A.4	Apice della cricca	78

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	6/80	

Introduzione

Oggetto dell'attività è la definizione e studio degli effetti strutturali tipici di componenti operanti ad elevata temperatura, per regimi e transitori termici caratteristici dei reattori di IV generazione.

In particolare lo studio ha riguardato:


- gli elementi descrittivi dei modelli interpretativi del comportamento in campo plastico per carichi ciclici degli acciai, con particolare attenzione al modello Chaboche
- le definizioni e descrizioni dei possibili principali modi di danneggiamento ad alta temperatura: buckling, fatica, creep, interazione creep-fatica e ratcheting. Di tali criteri di Danno viene data una descrizione del tipo di danneggiamento e delle formulazioni proposte per la valutazione del danno stesso

Il documento descrive infine uno studio termico-strutturale in campo non lineare, con simulazione tramite il codice agli elementi finiti Cast3M, di uno dei casi più critici di carico termico in reattori di IV generazione: la variazione di livello di sodio nel contenitore primario.

Oggetto dello studio:


la valutazione del possibile diverso comportamento strutturale di un contenitore primario, per i due casi di struttura costituita da due diversi materiali: AISI 316L e P91; cioè per due dei principali materiali proposti per componenti di reattori di IV generazione.

Sono state date le caratteristiche cicliche a temperatura per i due materiali ed è stata condotta un'analisi non lineare per ben quattro cicli per i due

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione NNFISS – LP3 - 037	Rev. 0	Distrib. L	Pag. di 7/80
--	---	------------------	----------------------	------------------------

casi sopra citati. Sono state attentamente analizzate le curve stress-strain in alcuni punti della struttura ed in particolare le deformate per i quattro successivi cicli. La conclusione tratta dai risultati ottenuti mostra, come d'altra parte prevedibile, una presenza evidente di deformazione progressiva per il primario in AISI 316L contro un comportamento pressoché lineare della stessa tanca in P91.

Vengono infine presentati in appendice i criteri base per analisi nel campo della meccanica della frattura con valutazione delle procedure di *flow evaluation* (propagazione della cricca e relativa fessurazione). Si è ritenuto opportuno introdurre tale appendice, pur essendo tale modo non tipico delle alte temperature, in quanto ritenuto un criterio base per la sicurezza strutturale di componenti nucleari.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione NNFISS – LP3 - 037	Rev. 0	Distrib. L	Pag. 8/80	di
--	---	------------------	----------------------	---------------------	-----------

Capitolo 1

Modelli di incrudimento ciclico. Il modello di Chaboche

Nell'analisi strutturale di componenti che lavorano ad alta temperatura è necessario disporre di equazioni che caratterizzino il comportamento dei materiali in campo plastico in modo accurato. Ciò è maggiormente vero in caso si stia considerando un carico ciclico. In questo caso infatti i test sperimentali mostrano come lo stato del materiale tenda ad uno stato limite dopo un iniziale transitorio. Per la descrizione del comportamento in campo plastico è necessario introdurre tre caratteristiche che costituiscono la base della teoria incrementale della plasticità:

- Condizione di snervamento
- Regola di flusso
- Regola di incrudimento

Condizione di snervamento La condizione di snervamento definisce la combinazione di sforzi che porta un materiale al limite del comportamento elastico. Questa può essere visualizzata nello spazio delle tensioni da una superficie di snervamento. Si riportano di seguito due criteri che descrivono in modo soddisfacente il comportamento dei materiali metallici, il criterio di Von Mises ed il criterio di Tresca.

Criterio **Von Mises**, per uno stato di sollecitazione piano:

$$F = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 - \sigma_0^2 = 0 \quad (1.1)$$

Criterio **Tresca**, per uno stato di sollecitazione piano:

$$F_1 = \sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_0 = 0 \quad (1.2)$$

Le rappresentazioni grafiche di entrambi i criteri sul piano $\sigma_1 - \sigma_2$ sono riportate in figura 1.1. In figura 1.2 si riportano inoltre le superfici di snervamento

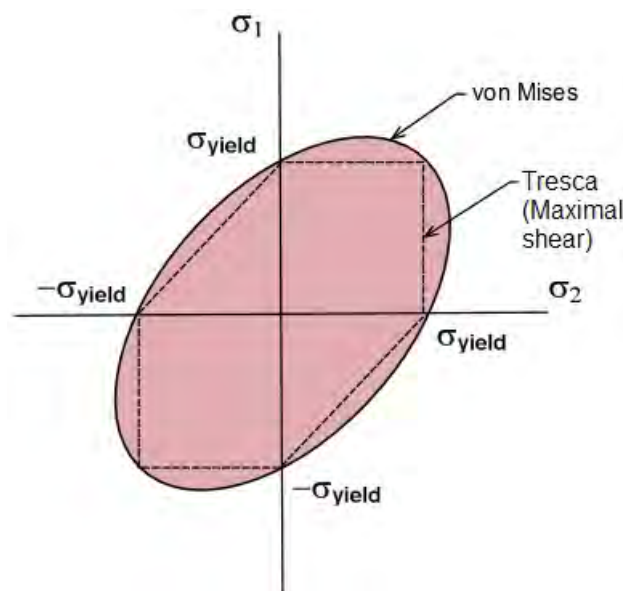


Figura 1.1: In figura sono riportate i limiti di snervamento secondo Tresca e Von Mises

per uno stato di sollecitazione triassiale.

Regola di flusso La regola di flusso permette di determinare l'incremento di deformazione plastica corrispondente ad un incremento di tensione in condizioni di snervamento. Una regola di flusso comunemente adottata è la condizione di ortogonalità in cui il vettore incremento di deformazione plastica è diretto secondo la normale alla superficie di snervamento nel punto

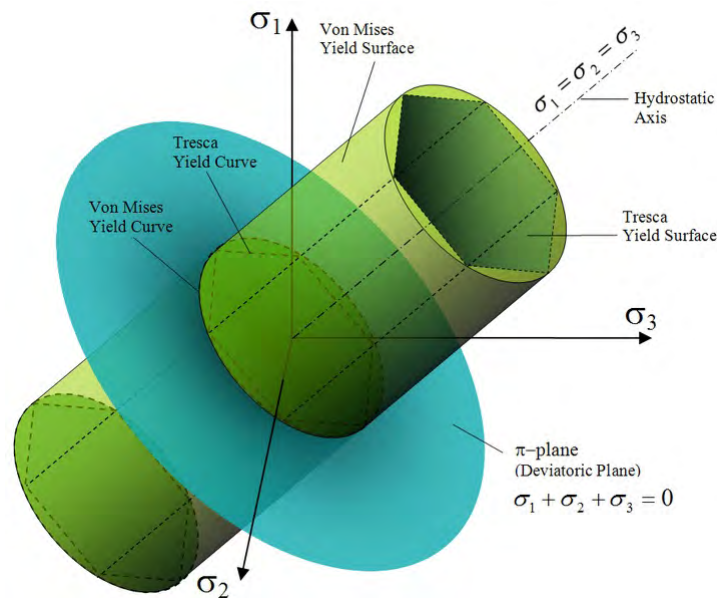


Figura 1.2: In figura sono riportate i criteri di snervamento secondo Tresca e Von Mises nello spazio delle tensioni

rappresentativo dello stato tensionale.


$$d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (d\lambda > 0) \quad (1.3)$$

Regola di incrudimento La regola di incrudimento specifica in che modo si modifica la superficie di snervamento durante il processo di deformazione plastica. In generale si considerano due alternative:

- Superficie che si espande, Incrudimento Isotropo
- Superficie limite che trasla, Incrudimento Cinematico

Il modello di incrudimento isotropo è soddisfacente in caso di carico monotono ma è molto lontano dal reale comportamento del materiale nei casi in cui ci sia inversione di carico, specialmente in condizioni di carico ciclico. Con il modello di incrudimento cinematico è possibile descrivere un ciclo nel piano sforzi-deformazioni, ma la schematizzazione è troppo semplificata e non rispondente in pieno ai casi reali.

Il calcolo agli elementi finiti della struttura in esame in questo documento è

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	11/80	

stato invece eseguito sulla base del modello di Chaboche. Si è ritenuto quindi necessario riportare una descrizione delle equazioni costitutive più utilizzate nelle applicazioni ingegneristiche di modellazione dei materiali.

Per prima cosa è necessario sottolineare che il modello di Chaboche appartiene al gruppo dei modelli costitutivi isotropi e può descrivere il comportamento elasto-viscoplastico dei materiali. È possibile distinguere tra il modello in assenza di danneggiamento e quello in presenza di danneggiamento.

Questo modello è basato sull'assunzione per cui lo stato del materiale dipende dai valori istantanei delle variabili osservabili e da un certo numero di variabili interne ed ha il vantaggio di tener conto dei fenomeni derivanti dai carichi ciclici. Maggiore è il numero di variabili interne introdotte e migliore è l'interpretazione del comportamento reale del materiale. Le variabili interne che descrivono l'incrudimento si dividono in due classi:

- **Variabile isotropa**, rappresentata dalla deformazione plastica accumulata $\bar{\epsilon}^p$
- **Variabile cinematica**, rappresentata dalla deformazione plastica istantanea ϵ_{ij}^p

Una importante proprietà del modello di Chaboche è che prevede la possibilità di ratcheting¹ quando un carico ciclico è sovrapposto ad uno stato di tensione costante.

1.1 Equazioni del modello di Chaboche senza danneggiamento

Il rateo di deformazione inelastica, $\dot{\mathbf{E}}^I$, può essere espresso come:

$$\dot{\mathbf{E}}^I = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\mathbf{S}' - \mathbf{X}'}{J(\mathbf{S}' - \mathbf{X}')} \quad (1.4)$$

¹Vedere capitolo 2

dove \dot{p} descrive il rateo della deformazione plastica equivalente ed è dato dalla seguente equazione:

$$\dot{p} = \left\langle \frac{J(\mathbf{S}' - \mathbf{X}') - R - k}{K} \right\rangle^n \quad (1.5)$$

Le costanti k e R rappresentano rispettivamente il carico di snervamento iniziale e l'incrudimento isotropo, mentre K ed n sono due costanti proprie del materiale. I tensori \mathbf{S}' e \mathbf{X}' sono il tensore degli sforzi deviatorici e il tensore di backstress nello spazio deviatorico. L'invariante $J(\mathbf{S}' - \mathbf{X}')$ viene calcolato dalla seguente formula:

$$J(\mathbf{S}' - \mathbf{X}') = \sqrt{\frac{3}{2}(\mathbf{S}' - \mathbf{X}') : (\mathbf{S}' - \mathbf{X}')} \quad (1.6)$$

L'evoluzione del rateo di incrudimento cinematico, $\dot{\mathbf{X}}$, è definito da:

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} a \dot{\mathbf{E}}^I - c \mathbf{X} \dot{p} \quad (1.7)$$

mentre, \dot{R} , il rateo di incrudimento isotropo è dato da:

$$\dot{R} = b(R_1 - R)\dot{p} \quad (1.8)$$

Sono state proposte varie modifiche al modello originale di Chaboche al fine di migliorarne la descrizione di particolari comportamenti dei materiali. Una delle modifiche proposte è quella di Imatani[9], in cui sono riviste le espressioni dell'incrudimento isotropo e di quello cinematico. In particolare il tensore di backstress viene diviso in due parti:

$$\mathbf{X} = \sum_{k=1}^2 \mathbf{X}_{(k)} = \mathbf{X}_{(1)} + \mathbf{X}_{(2)} \quad (1.9)$$

L'evoluzione dei ratei di incrudimento cinematico, $\dot{\mathbf{X}}_{(1)}$ e $\dot{\mathbf{X}}_{(2)}$, che ne derivano è definito da:

$$\dot{\mathbf{X}}_{(1)} = \frac{2}{3} a_1 \dot{\mathbf{E}}^I - c \mathbf{X}_{(1)} \dot{p} - \beta_1 (J_2(\mathbf{X}_{(1)}))^{r_1-1} \mathbf{X}_{(1)} \quad (1.10)$$

$$\dot{\mathbf{X}}_{(2)} = \frac{2}{3} a_2 \dot{\mathbf{E}}^I \quad (1.11)$$

mentre il rateo di incrudimento isotropo è definito da:

$$\dot{R} = b(R_1 - R)\dot{p} - q_1 \dot{R}_2^q \quad (1.12)$$

Le costanti b , R_1 , q_1 , q_2 , a_1 , a_2 e c_1 sono proprie di ogni materiale.

1.2 Equazioni del modello di Chaboche con danneggiamento

Generalmente per introdurre il danno all'interno di un modello si utilizza uno scalare, $0 \leq D \leq 1$, che descriva il danneggiamento isotropo.

Il rateo di deformazione viscoplastica, $\dot{\mathbf{E}}^I$ è dato dalla seguente equazione:

$$\dot{\mathbf{E}}^I = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\mathbf{S}' - \mathbf{X}'}{J(\mathbf{S}' - \mathbf{X}')} \quad (1.13)$$

dove \dot{p} può essere scritto nella forma:

$$\dot{p} = \left\langle \frac{\frac{J(\mathbf{S}' - \mathbf{X}')}{(1-D)} - R - k}{K} \right\rangle^n \quad (1.14)$$

Per determinare l'evoluzione dell'incrudimento isotropo e della variabile di danneggiamento isotropo si utilizzano le seguenti equazioni:

$$R = Q_1 p + Q_2 [1 - e^{-bp}] \quad (1.15)$$

$$\dot{D} = \left(\frac{Y}{S} \right)^s \dot{p} \quad (1.16)$$

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	14/80	


dove Y è il rilascio di energia elastica descritto dalla:

$$Y = \frac{1}{2E(1-D)^2} \left[\frac{2}{3}(1+\nu)(J(\mathbf{S}'))^2 + 3(1-2\nu)\left(\frac{tr(\mathbf{S})}{3}\right)^2 \right] \quad (1.17)$$

dove E è il modulo di Young, ν il coefficiente di Poisson, k, K, n, Q_1, Q_2, b sono parametri del materiale mentre S ed s sono costanti associate al danno. Quando la deformazione equivalente accumulata supera il valore limite ϵ_D il danneggiamento si verifica secondo l'equazione riportata in precedenza.

$$\dot{D} = 0 \text{ se } p < \epsilon_D \quad (1.18)$$

$$\dot{D} > 0 \text{ se } p \geq \epsilon_D \quad (1.19)$$

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	15/80	

Capitolo 2

Modi di danneggiamento

In questo capitolo vengono trattati brevemente i principali modi di danneggiamento che possono portare alla formazione e alla propagazione di difetti e quindi alla rottura del componente. I fenomeni analizzati sono:

- Buckling
- Fatica
- Creep
- Interazione Creep-Fatica
- Deformazione progressiva (Ratcheting)

2.1 Buckling

Con il termine *Buckling* si intende un improvviso collasso di un componente, o di una struttura, soggetto ad intensi carichi di compressione, sebbene l'effettivo sforzo di compressione generante il collasso sia minore dello sforzo massimo che il materiale è capace di sopportare. Il modello matematico impiegato per descrivere questo fenomeno fa uso di un'eccentricità del carico assiale che introduce un momento non facente parte delle forze primarie che agiscono sul componente. Quando il carico è costantemente applicato

sul membro strutturale, diventa abbastanza intenso da innescare un'instabilità. Una struttura snella tenderà ad incurvarsi fino al punto di rottura ed a collassare.

Il modello matematico che descrive il massimo carico assiale che una colonna *snella* ideale può sopportare senza incorrere in fenomeni di *buckling* è stato ricavato da Eulero. Si definisce colonna ideale quella che è perfettamente rettilinea, omogenea e priva di sollecitazioni iniziali. La formula fornita da Eulero non tiene conto delle forze laterali, che tuttavia, non modificano sostanzialmente il modello.

$$F = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} \quad (2.1)$$

dove:

- F è la forza massima (o critica)
- E è il modulo di Young
- I è il momento di inerzia
- L è lunghezza della colonna non vincolata
- K è il fattore di lunghezza effettiva della colonna e dipende dalle caratteristiche dei vincoli della colonna:
 - entrambe le estremità incernierate $K = 1$
 - entrambe le estremità bloccate $K = 0.5$
 - una estremità con incastro ed una con cerniera $K = 0.699$
 - una estremità bloccata è l'altra libera di muoversi lateralmente $K = 2$

Dall'analisi della 2.1 è possibile ricavare diverse considerazioni:

1. L'elasticità del materiale, e non il carico di compressione, determina il carico critico;

2. Il carico critico è direttamente proporzionale al momento di inerzia;
3. Le condizioni al contorno sono fondamentali nella determinazione del carico.

Se si considera una membratura compressa assialmente, se la struttura è sufficientemente tozza da poter trascurare gli effetti di instabilità allora il carico massimo ammissibile sarà funzione della sigma ammissibile del materiale e della sezione:

$$P = \sigma_{amm} A \quad (2.2)$$

Se tuttavia aumentiamo la lunghezza della colonna, affinché non si inneschino fenomeni di *buckling* occorre che il carico risultante sia minore del caso precedente. Chiamando ω il coefficiente di riduzione della σ_{amm} si avrà un carico critico pari a:

$$P = \frac{\sigma_{amm}}{\omega} A \quad (2.3)$$

quindi

$$\frac{P}{A} = \sigma_{crit} \quad (2.4)$$

$$\sigma_{crit} = \frac{\sigma_{amm}}{\omega} \rightarrow \omega = \frac{\sigma_{amm}}{\sigma_{crit}} \quad (2.5)$$

Esistono delle apposite tabelle, per ciascun materiale, mediante le quali si determina ω in funzione del valore assunto dal parametro di snellezza.

Spesso è molto difficile determinare l'esatto carico di *buckling* di una struttura complessa utilizzando la formula di Eulero a causa della difficoltà di decidere la costante K. Per questo motivo il massimo carico di *buckling* viene spesso calcolato ricorrendo alla *conservazione dell'energia*. Il primo passo per questo metodo è la definizione di una funzione degli spostamenti, che deve soddisfare le più importanti condizioni al contorno come traslazioni e rotazioni. Per avere un risultato accurato è necessario rendere quanto più accurata possibile la funzione spostamento. In questo metodo, per le piccole deformazioni, vengono utilizzate due equazioni per approssimare l'energia potenziale accumulata come deformazione elastica della struttura e il lavoro

effettuato sul sistema dalle forze esterne.

$$A_{inner} = \frac{E}{2} \int I(x)(w_{xx}(x))^2 dx \quad (2.6)$$

$$A_{outer} = \frac{P_{crit}}{2} \int (w_x(x))^2 dx \quad (2.7)$$

dove $w(x)$ è a funzione spostamento e i pedici x e xx si riferiscono alle derivate di primo e secondo ordine.

Per la conservazione dell'energia:

$$A_{inner} = A_{outer} \quad (2.8)$$

2.2 Fatica

La fatica è un modo di danneggiamento causato da una sollecitazione oscillante al di sotto della sollecitazione di rottura del materiale. Circa il 90% dei guasti meccanici può essere attribuito a fenomeni di danneggiamento a fatica. Paradossalmente, anche se la sollecitazione è al di sotto del limite di snervamento, la fatica riguarda essenzialmente la generazione di difetti in campo plastico e per il movimento delle dislocazioni.

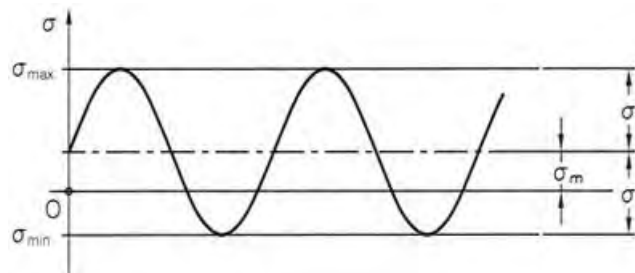



Figura 2.1: Sollecitazione ciclica

È possibile identificare diversi regimi che rappresentano le diverse condizioni di fatica:

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	19/80	

- **High Cycle Fatigue HCF:** Sollecitazioni di ampiezza limitata inducono deformazioni elastiche che portano ad un limite di vita utile superiore ai 10000 cicli;
- **Low Cycle Fatigue LCF:** Una significativa deformazione plastica durante la sollecitazione ciclica porta a un limite di durata inferiore ai 10000 cicli e ad un comportamento dominato dalla plasticità;
- **Thermo-machanical Fatigue TMF:** la sollecitazione termica può essere o meno in fase con la sollecitazione meccanica.

Per i materiali duttili è possibile spezzare il danneggiamento da fatica in cinque fasi:

1. Iniziale cambiamento micro-strutturale che porta alla nucleazione di difetti permanenti;
2. Nucleazione delle prime micro-cricche;
3. Crescita e coalescenza di questi difetti che producono una cricca dominante;
4. Propagazione stabile della cricca;
5. Rottura.

Dal punto di vista macroscopico è difficile definire le fasi di nascita e crescita dei difetti e generalmente le fasi 1-3 vengono definite *fase di nascita* e quelle 4-5 *fase di crescita*.

Esistono vari metodi per stimare gli effetti della fatica; quello più utilizzato è il metodo **Total Life - Safe Life**. È utilizzato per conoscere in anticipo la vita totale del componente e poterlo ritirare ad una frazione fissata di questo tempo limite, tenendo conto di un adeguato margine di errore. Scopo di questa metodologia è quello di determinare il numero di ciclo a rottura. In caso di HCF, dove l'ampiezza della sollecitazione è piccola e la sollecitazione è principalmente elastica, questa ampiezza è utilizzata per caratterizzare il componente e produrre una curva $\sigma - N$ di riferimento (Figura 2.2).

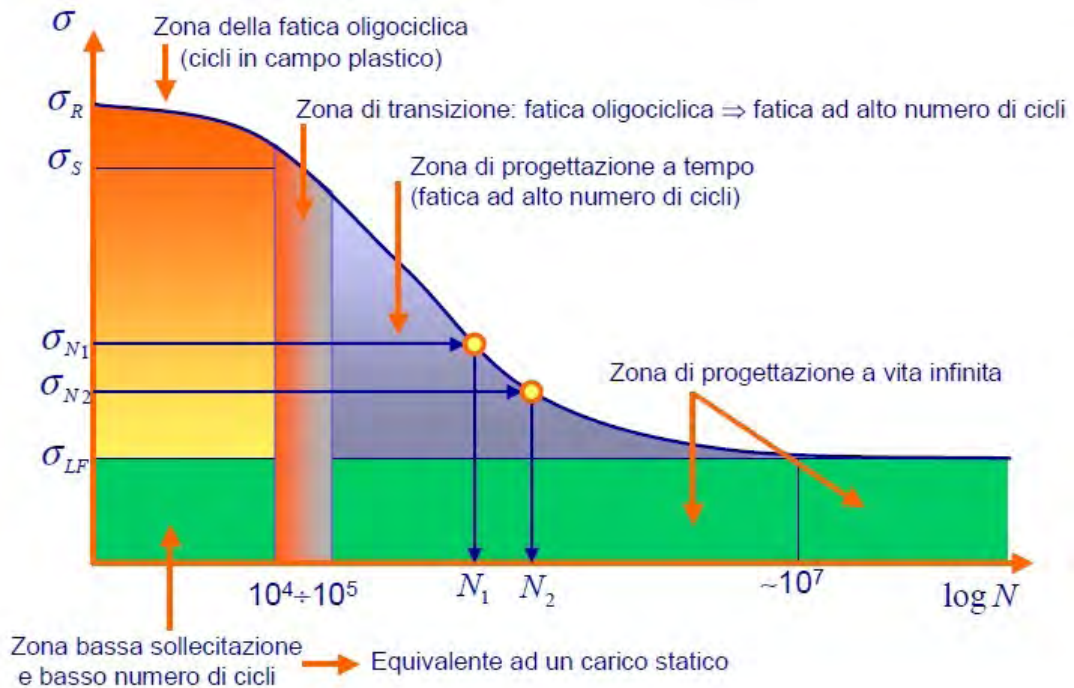


Figura 2.2: Curva di Wöhler. Sono riportate le diverse aree a cui associare le procedure di calcolo a fatica

La prima approssimazione della Curva di Wöhler è stata ottenuta da Basquin:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.9)$$


dove

N_f è il numero di cicli completi a rottura

σ'_f è la resistenza a fatica $\approx \sigma_f$ che è il carico a rottura

b è un coefficiente che per i metalli è compreso tra -0.05 e -0.12

In condizioni di elevata deformazione plastica ci si trova in condizione di LCF e attraverso delle prove a deformazione controllata, Coffin e Manson, indipendentemente, hanno ricavato una relazione molto simile a quella di Basquin. L'ampiezza della deformazione totale può essere scomposta nelle

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	21/80	

componenti elastica e plastica:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\epsilon_e}{2} + \frac{\Delta\epsilon_p}{2} \quad (2.10)$$

dove la componente plastica è lineare quando graficata rispetto al logaritmo di $2N_f$:

$$\frac{\Delta\epsilon_p}{2} = \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.11)$$

dove

ϵ'_f è dilatazione a fatica

c è un coefficiente compreso, per i metalli, tra -0.5 e -0.7

Aggiungendo questi risultati alla Legge di Basquin per le componenti elastiche si avrà:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.12)$$

È molto importante inoltre valutare gli effetti di una sovrapposizione tra un ciclo di fatica a media nulla e una sollecitazione media. Sono stati proposti diversi modelli che riproducono con una certa approssimazione i dati sperimentali e tra questi i due modelli più semplici sono quello di Goodman e quello di Soderberg. Figura 2.3.

$$\text{Soderberg: } \sigma_a = \sigma_a|_{\sigma_m=0} \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_y}\right) \quad (2.13)$$

$$\text{Goodman: } \sigma_a = \sigma_a|_{\sigma_m=0} \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_{ut}}\right) \quad (2.14)$$

dove:

S_y è il carico di snervamento

S_{ut} è il carico di rottura a trazione

σ_a semiampiezza della sollecitazione ciclica

σ_m componente media della tensione

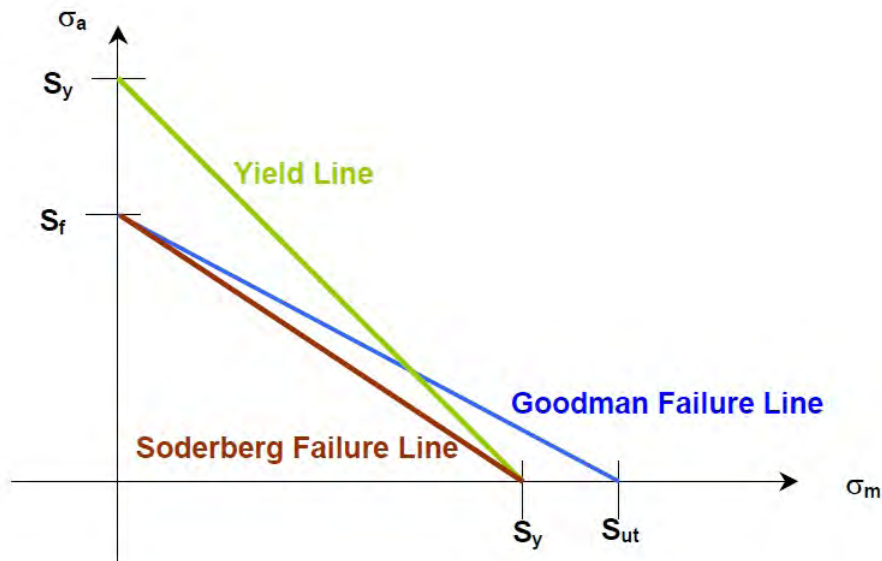


Figura 2.3: Criteri di Goodman e Soderberg, in ordinata compare S_f , la sollecitazione limite a fatica


Nelle situazioni reali, raramente un componente è soggetto ad una sollecitazione regolare. Il livello di carico o di deformazione cambiano con continuità durante l'esercizio. Il modo più semplice per tenere conto di questa caratteristica è quello di utilizzare la *regola di Miner*. Questa regola è rappresentata da:

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = c \quad (2.15)$$

dove n_i è il numero di cicli al livello di tensione σ_i ed N_i è il numero di cicli a rottura per il medesimo livello di tensione σ_i . Il parametro c è stato determinato sperimentalmente; si è trovato che esso assume generalmente valori compresi nell'intervallo $0.7 \leq c \leq 2.2$, con valore medio prossimo all'unità. Usando allora la regola deterministica come una regola di danno lineare si può scrivere:

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad (2.16)$$

in cui D è il danno accumulato. Quando $D = c = 1$ si manifesta la rottura.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	23/80	

2.3 Creep

Il creep è definito come la tendenza di un materiale solido a subire deformazione permanente sotto l'effetto di una sollecitazione costante. Si verifica come conseguenza dell'azione di sforzi al di sotto del limite di snervamento del materiale. Il creep è più significativo nei materiali soggetti a riscaldamento per lunghi periodi e l'effetto cresce all'aumentare della temperatura. Il rateo di deformazione è funzione delle proprietà del materiale, del tempo, della temperatura e dei carichi strutturali applicati ed il range di temperature nel quale può manifestarsi il creep è proprio di ogni materiale. Come regola generale, gli effetti dello scorrimento viscoso diventano significativi al di sopra della temperatura di scorrimento T_s che per i metalli può essere efficacemente identificata con il 30% della temperatura di fusione.

Se il processo avviene a temperatura $T > T_s$ e con sollecitazione costante si possono distinguere tre fasi principali (Figura 2.4):

- I primo stadio: all'applicazione del carico corrisponde una deformazione elasto-plastica che aumenta con velocità decrescente, dovuta alla crescente mobilità delle dislocazioni
- II secondo stadio: si stabilisce in questa fase un equilibrio tra incrudimento e ricristallizzazione; il rateo di deformazioni in questa fase è molto basso, al limite costante;
- III terzo stadio: la deformazione in questa fase aumenta rapidamente, e si arriva velocemente al limite di rottura del materiale.

Nel caso in cui, invece, $T < T_s$ lo sforzo costante induce una deformazione elastica e plastica senza che questa continui fino alla rottura.

Per molti materiali il creep secondario è dominante durante la vita che è quindi funzione principalmente del creep rate minimo, $\dot{\epsilon}$. È possibile esprimerne il valore attraverso la relazione di *Monkman – Grant*:

$$\frac{d\epsilon_{min}}{dt} \cdot t_R = \mu \quad (2.17)$$

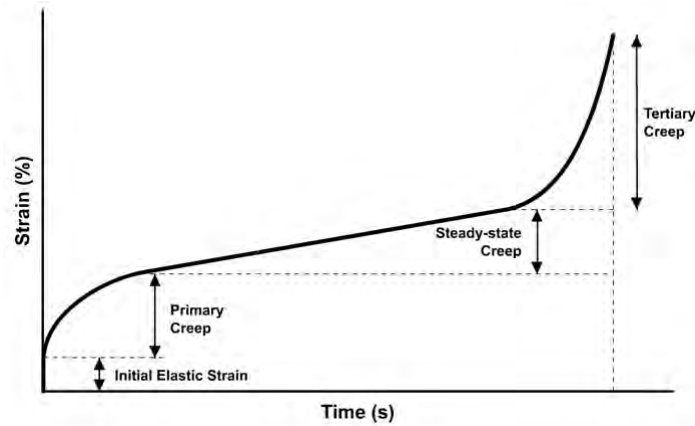


Figura 2.4: Curva della deformazione in funzione del tempo per un carico costante e materiale a comportamento viscoelastico

dove μ è una costante e t_R è la vita a rottura.

La dipendenza dalla temperatura e dalla sollecitazione, nella forma più semplice, può essere espressa attraverso il seguente modello empirico:

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0 \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \cdot e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad (2.18)$$

dove:

- $\dot{\epsilon}_0$ e σ_0 sono costanti;
- n ha un valore compreso tra 3 ed 8 per sforzi elevati, e valore 1 per bassi sforzi;
- E_a è l'energia di attivazione del creep, che, solitamente, è uguale a quella dei processi diffusivi (Figura 2.5).

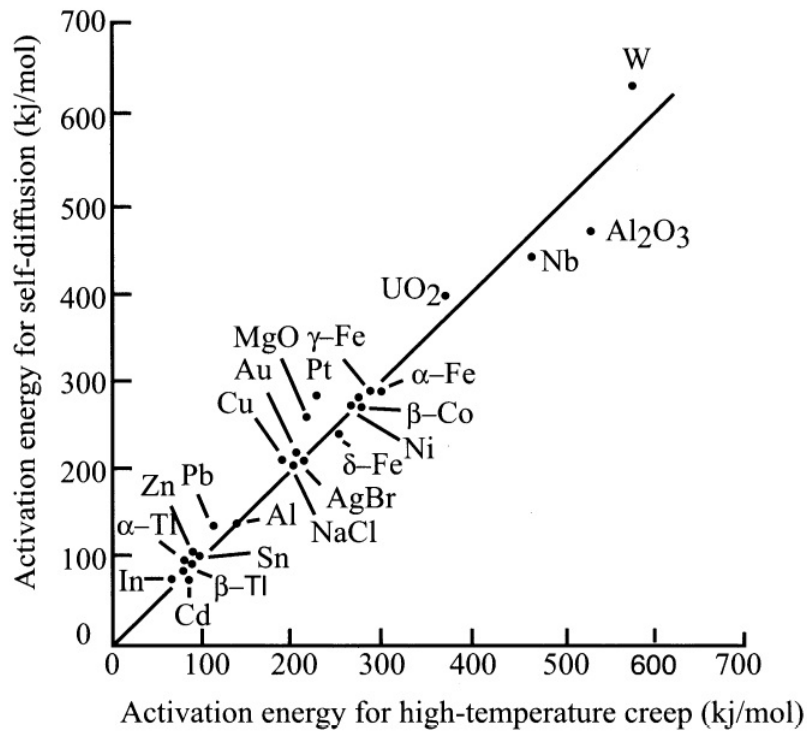


Figura 2.5: Confronto tra l'energia di attivazione del creep ad alta temperatura e di attivazione dei processi diffusivi

2.4 Creep-Fatica

In presenza di fenomeni di creep e fatica è importante valutare l'interazione tra questi due metodi di danneggiamento. Numerosi modelli sono stati sviluppati per poter stimare il danno in presenza di interazione creep-fatica, tra cui il più popolare prevede l'utilizzo della legge di accumulazione lineare

$$D = D_c + D_f \tag{2.19}$$

dove D è il danno totale, D_c il danno associato al creep e D_f il danno da fatica.

Per la valutazione del danno da creep, se la sollecitazione può essere considerata costante negli intervalli di tempo i allora il danno è descritto dalla

legge di Robinson:

$$D_c = \sum_{i=1}^{nc} \frac{t_i}{T_{ic}} \quad (2.20)$$

dove t_i è il tempo di applicazione dell' i -esima sollecitazione, T_{ic} è il tempo a rottura per la sollecitazione i -esima e nc è il numero dei diversi livelli di sollecitazione.

Il danno da fatica D_f può essere descritto attraverso la regola di Miner:

$$D_f = \sum_{j=1}^{n_f} \frac{n_j}{N_{jf}} \quad (2.21)$$

dove n_j è il numero di cicli corrispondenti alla sollecitazione j -esima, N_{jf} è il numero di cicli a rottura per la sollecitazione j -esima e n_f è il numero di livelli di sollecitazione.

Il progetto di una struttura o un componente è allora accettabile quando il danno totale dovuto a creep-fatica è minore del danno massimo ammissibile. In questo modello il danno da creep-fatica viene definito come

$$D_c + D_f > D_{crit} \quad (2.22)$$

dove D_{crit} è il danno critico che viene definito sulla base di prove sperimentali per ogni materiale. Secondo Zamrik[19], la rottura per creep-fatica avviene quando

$$D_c + D_f = 1 \quad (2.23)$$

In realtà questo criterio ignora totalmente l'interazione tra i due fenomeni e assume che il danno critico sia pari all'unità. Quando si considera l'interazione tra creep e fatica il danno critico è invece una funzione non lineare del danno da creep e del danno da fatica $D_{crit} = f(D_c, D_f)$ e non è pari a 1. Nelle norme ASME[2] questa funzione non lineare è approssimata con una funzione bilineare (figura 2.6).

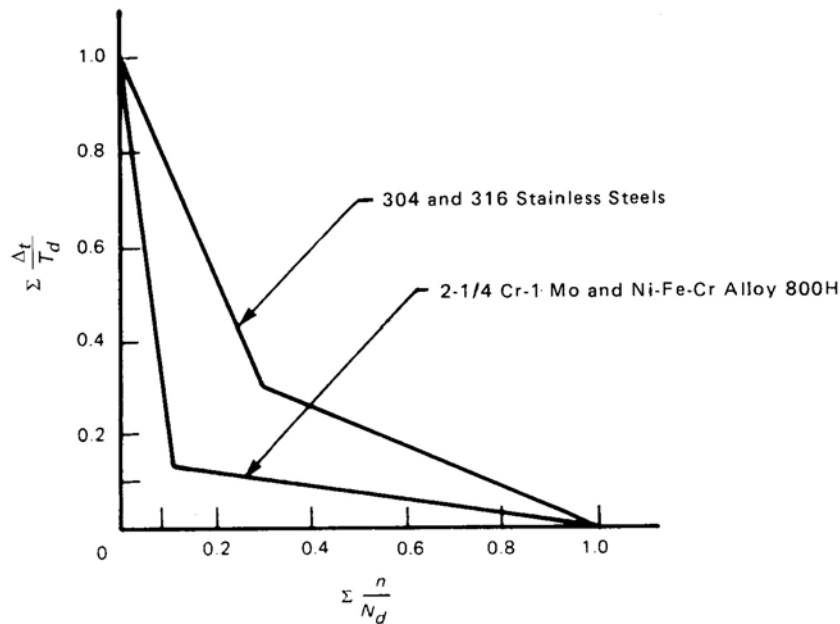


Figura 2.6: In figura viene riportata la funzione bilineare per diverse leghe

I dati sperimentali ottenuti nel corso degli anni mostrano come il danneggiamento dovuto all'interazione creep-fatica, non solo sia maggiore di quello predetto dal modello lineare ma anche fortemente dipendente dalla sequenza di carico. Differenti sequenze, fatica seguita da creep o creep seguito da fatica, possono aumentare o diminuire la vita del componente. Per poter tenere conto nella valutazione del danno delle diverse sequenze di carico, sono stati proposti altri modelli non lineari ad approccio probabilistico come quello di seguito riportato dovuto a *H. Mao* e *S. Mahadevan*[14]:

$$D_f = 2 - e^{\theta_1 D_c} + \frac{e^{\theta_1} - 2}{e^{-\theta_2} - 1} (e^{-\theta_2 D_c - 1}) \quad (2.24)$$

nel quale i parametri θ_1 e θ_2 sono ottenuti dai dati sperimentali. Questo tipo di approccio è più flessibile, ed il fit può assumere differenti tipi di forma a seconda della scelta dei parametri. In questo modo le condizioni operative replicabili analiticamente sono maggiori e tengono conto delle diverse sequenze di carico.

2.5 Ratcheting

Il termine *ratcheting* viene usato per descrivere la deformazione progressiva e cioè l'accumulo della deformazione media in un punto di una struttura sottoposta a carico ciclico a media non nulla. Questo fenomeno è caratterizzato dalla traslazione del ciclo di isteresi sotto l'azione di una sollecitazione non simmetrica come mostrato in figura 2.7. Il ratcheting assiale ϵ_r riportato in

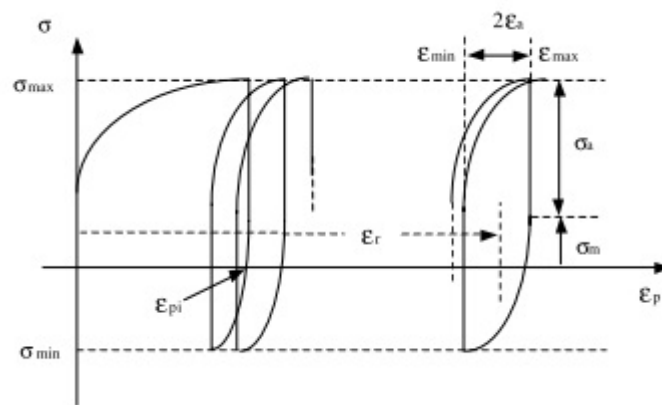


Figura 2.7: Schematizzazione del fenomeno di ratcheting

figura 2.7 può essere definito come:

$$\epsilon_r = \frac{\epsilon_{min} + \epsilon_{max}}{2} \quad (2.25)$$

dove ϵ_{min} ed ϵ_{max} sono la minima e la massima deformazione assiale. Di conseguenza è possibile definire il rateo di ratcheting come l'incremento di ϵ_r per ogni ciclo. Questa deformazione è un effetto del secondo ordine fortemente dipendente dalle condizioni di carico e dalla storia del carico. Sono state inoltre verificate dipendenze significative dalla temperatura ambiente.

La maggior parte dei metalli, raggiunto un certo numero di cicli, subisce incrudimento o addolcimento e di conseguenza l'espansione della superficie di snervamento si arresta o si stabilizza, mentre il ratcheting continua anche dopo che il materiale si è stabilizzato. La causa primaria a cui viene attri-

buito questo fenomeno è l'incrudimento cinematico. Una struttura in cui si manifesta il ratcheting fallisce per eccessiva deformazione plastica.

Recenti studi, Paul et al., hanno mostrato come la vita a ratcheting diminuisca e come la deformazione accumulata aumenti all'aumentare dell'ampiezza di una sollecitazione a media costante. All'aumentare della sollecitazione media invece, sia la vita che la deformazione aumentano e i risultati sono speculari in caso di trazione e compressione (Figura 2.8). Queste determinazioni

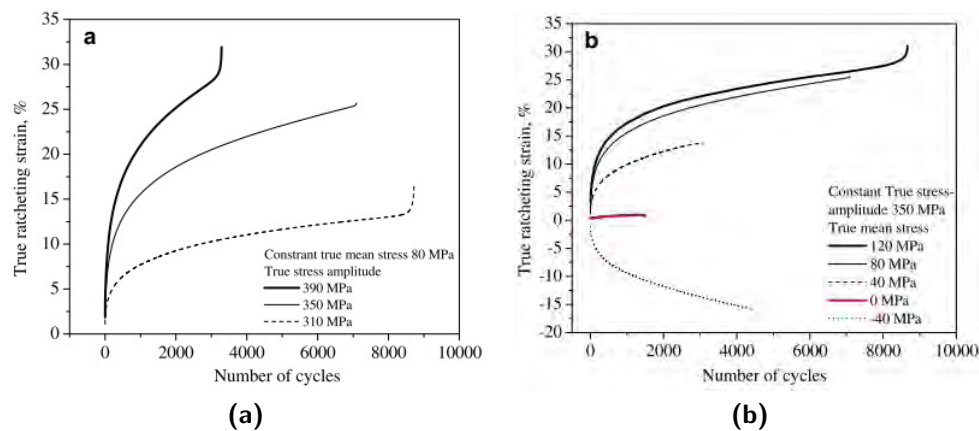


Figura 2.8: Variazione della deformazione con il numero di ciclo per due diverse condizioni di carico a.) σ_m costante b.) σ_a costante

sono in contrasto con questo ottenuto attraverso l'analisi con sollecitazioni ingegneristiche¹.

Come detto il ratcheting dipende fortemente dalle caratteristiche di incrudimento ed addolcimento del materiale. Uno studio di Kang G.Z. et al., [11], condotto per un acciaio 25CDV4.11, caratterizzato da addolcimento ciclico, e per un acciaio inossidabile SS304, caratterizzato invece da incrudimento ciclico, ha fornito i seguenti risultati. Il primo materiale sottoposto a un ciclo di carico asimmetrico ha mostrato un marcato aumento della deformazione

¹Uno sforzo ingegneristico è calcolato assumendo che l'area sulla quale agisce la forza rimanga costante, mentre invece uno sforzo reale tiene conto delle variazioni nella sezione trasversale che derivano dalle deformazioni indotte.

da ratcheting. In figura 2.9 è possibile vedere come il ciclo di isteresi si sia modificato.

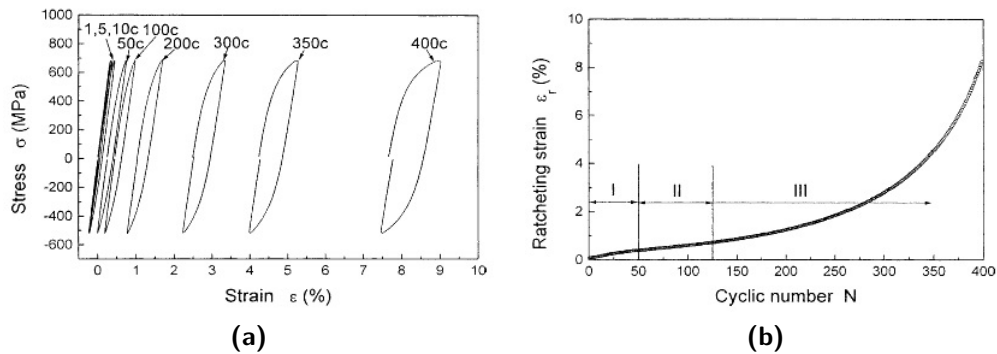


Figura 2.9: a.) Cicli di isteresi per l'acciaio 25CDV4.11 b.) Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli

La curva che mette in relazione la deformazione dovuta al ratcheting con il numero di cicli, figura 2.9b, è divisibile in tre parti, in funzione del rateo di deformazione $\frac{d\epsilon_r}{dN}$. Nella zona I il rateo diminuisce gradualmente all'aumentare del numero di cicli; nella zona II il comportamento è quasi stazionario, mentre nella zona III, il rateo aumenta velocemente e comporta una enorme deformazione da ratcheting in un basso numero di cicli.

Differente è invece il comportamento nel caso di materiali, come l'acciaio inossidabile SS304, che hanno caratteristiche di incrudimento ciclico. In questo caso in figura è possibile notare come pur aumentando la deformazione dovuta al ratcheting, il rateo $\frac{d\epsilon_r}{dN}$ diminuisca costantemente all'aumentare del numero di cicli.

Dopo circa 2000 cicli il rateo diviene molto piccolo e si mantiene costante per tutti i cicli rimanenti. Il ciclo di isteresi si mantiene, in questo caso, praticamente invariato. Lo stesso studio mostra però come il ratcheting sia fortemente dipendente dall'ampiezza della sollecitazione. Per un aumento del 20% nell'ampiezza della sollecitazione, il ratcheting ed il rateo di deformazione stabile sono più alti del caso precedente e quindi il materiale fallisce

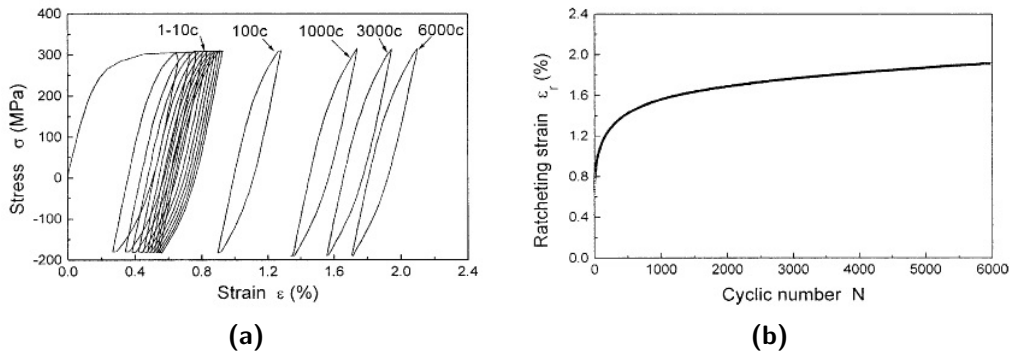


Figura 2.10: a.) Cicli di isteresi per l'acciaio inossidabile SS304 b.) Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli

in un minor numero di cicli (Figura 2.11). Aumentando di un ulteriore 30% l'ampiezza della sollecitazione e riducendo contemporaneamente il valore medio del 50% il ratcheting aumenta velocemente ed il materiale fallisce in un piccolo numero di cicli (Figura 2.12).

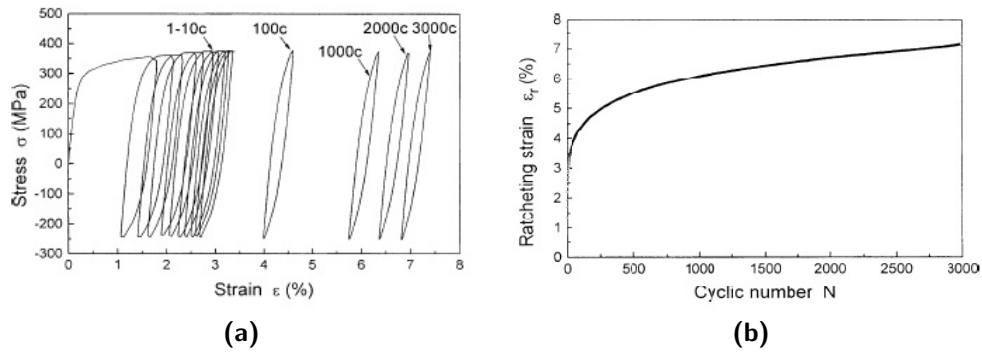


Figura 2.11: Variazione dell'ampiezza del carico ciclico : +20% a.) Cicli di isteresi per l'acciaio inossidabile SS304 b.) Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli

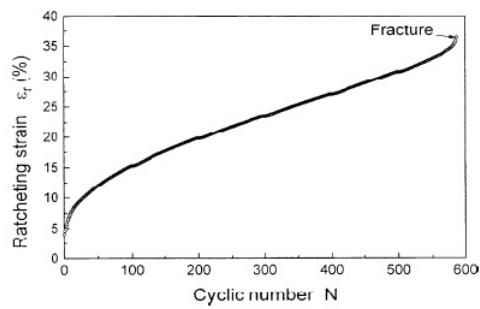



Figura 2.12: Variazione dell'ampiezza del carico ciclico : +62.5% - Variazione della deformazione da ratcheting in funzione del numero di cicli

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione NNFISS – LP3 - 037	Rev. 0	Distrib. L	Pag. 33/80	di
--	---	------------------	----------------------	----------------------	-----------

Capitolo 3

Definizione del modello di calcolo per l'analisi agli elementi finiti di un transitorio termico

Si è scelto di eseguire una simulazione, attraverso un codice agli elementi finiti, di un transitorio termico che simula la variazione del livello del sodio sulla parete del contenitore primario. Questa simulazione mette in risalto gli effetti del fenomeno di ratcheting, fondamentali nello studio degli impianti di IV generazione a causa dell'importanza che questo fenomeno può rivestire nella sicurezza dei reattori.

3.1 Descrizione della struttura

Si è scelto prima di tutto di eseguire un calcolo su una struttura in scala in modo che sia eventualmente possibile eseguire delle prove sperimentali che validino i risultati ottenuti con il codice di calcolo. A questo scopo, potendo trascurare gli effetti del transitorio in esame sul fondo del vessel, si è scelto di ricorrere all'utilizzo di una struttura tipo *tubo*. La geometria della struttura sarà allora quella di un cilindro cavo a pareti sottili dove lo spessore è di 4 mm

e il diametro esterno di 800 mm . La scelta delle dimensioni è stata effettuata cercando di mantenere le proporzioni tipiche di un impianto al sodio di IV generazione con disposizione *a pool*. Per questo tipo di reattore infatti il rapporto tipico tra spessore e raggio esterno del contenitore primario è $1/100$, [12]. Per quanto riguarda il materiale sono state condotte due simulazioni, la prima con tubo in Acciaio SS316L mentre la seconda con un Acciaio P91.

Il 316L è un acciaio inossidabile a basso contenuto di carbonio che fino ad oggi è stato utilizzato nella costruzione dei primi contenitori primari per reattori veloci di IV generazione. Nelle tabelle 3.1, 3.2 e 3.3 si riportano la composizione chimica e le principali caratteristiche fisiche, chimiche e meccaniche utilizzate nel calcolo.

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	N
0.03	0.75	2.0	0.045	0.03	14.0	18.00	3.0	0.10

Tabella 3.1: Composizione chimica del SS316L

T °C	k $10^{-3}\text{ W/mm } ^\circ\text{C}$	ρ 10^{-9} kg/mm^3	c_P J/kg °C
20	14.28	7930	472
50			485
100	15.48	7899	501
150			512
200	16.98	7858	522
250			530
300	18.49	7815	538
350			546
400	19.99	7770	556
450			567
500	21.49	7724	578
550			590
600	22.99	7677	601

Tabella 3.2: Caratteristiche per analisi termica del SS316L

T °C	Young MPa	α $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	$R_{min0.2\%}$ MPa
20	200	15.3	190
100	193	15.9	165
200	185	16.6	137
300	175	17.2	118
350	172	17.5	113
400	168	17.8	108
450	164	18.0	103
500	159	18.3	100
550	155	18.5	98
600	151	18.7	97

Tabella 3.3: Caratteristiche per analisi meccanica del SS316L

Il P91 invece è un acciaio ferritico caratterizzato da una elevata resistenza nel range di temperature intorno ai 600°C. Il maggior valore della temperatura di ossidazione e delle ottime caratteristiche meccaniche generali lo hanno reso negli ultimi 20 anni un acciaio molto utilizzato negli impianti di potenza. In tabella 3.4 è riportata la composizione chimica di questo acciaio. Quello che rende particolare questa lega è l'elevato tenore di Cromo. Il P91 contiene infatti il 9% di Cromo e l'1% di Molibdeno. Il Cromo migliora la resistenza alle alte temperature e la resistenza alla corrosione mentre il Molibdeno migliora la resistenza al creep. Le piccole quantità di Nickel e Manganese aumentano invece l'incrudimento. Più importante degli elementi di lega è però il processo di produzione che prevede una normalizzazione a 1050°C seguita da raffreddamento in aria sotto i 200°C. La successiva tempra a 760°C fa sì che la microstruttura del materiale sia particolarmente resistente ai fenomeni di creep. In tabella 3.5 ed in tabella 3.6 sono riportate le principali caratteristiche necessarie al calcolo.

La scelta dei due diversi tipi di acciaio è stata motivata dal voler valutare la diversa risposta ad una sollecitazione che portasse a condizioni di ratcheting significativo.

Per quanto riguarda i rimanenti materiali che compongono il sistema da simulare, e cioè Sodio, Argon ed Aria, è importante sottolineare che

	C	Mn	Si	S	P	Cr
min	0.08	0.3	0.2	<0.010	<0.020	8
max	0.12	0.6	0.5			9.5
	Ni	Mo	V	Nb	N	Al
min	<0.4	0.85	0.18	0.06	0.03	0.04
max		1.05	0.25	0.1	0.07	

Tabella 3.4: Composizione chimica del P91

T °C	k 10 ⁻³ W/mm °C	ρ 10 ⁻⁹ kg/mm ³	c_P J/kg °C
20	25.9	7730	448.85
50			462.76
100	27	7710	484.11
150			503.92
200	28.1	7680	523.04
250			542.34
300	28.8	7650	562.69
350			584.94
400	29.2	7610	609.96
450			638.61
500	29	7580	671.75
550			710.25
600	28.5	7540	754.96

Tabella 3.5: Caratteristiche per analisi termica del P91

non essendo necessaria un'analisi dell'interazione chimica questi entrano nel modello solo come condizioni al contorno di temperatura e coefficienti di scambio.

T °C	Young Mpa	α $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	$R_{min0.2\%}$ Mpa
20	206	10.4	420
100	201	10.8	375
200	194	11.2	362
300	188	11.6	355
350	185		349
400	181.5	11.9	338
450	178		320
500	175	12.2	292
550	163		254
600	151	12.5	203

Tabella 3.6: Caratteristiche per analisi meccanica del P91

3.2 Condizioni di prova

Il transitorio che si è scelto di simulare è quello di variazione del livello del pelo libero di Sodio all'interno del contenitore primario. La velocità di salita del pelo libero è stata fissata a 0.8 mm/sec da considerazioni di carattere termico. In questo modo è possibile far salire e scendere il livello senza che il gradiente venga smorzato dalla conducibilità termica dell'acciaio. Il livello del sodio, partendo da una quota iniziale per la quale viene eseguito un calcolo stazionario, viene fatto salire oltre la quota della sezione di prova e, dopo un brevissimo tempo alla quota massima, viene fatto ridiscendere ad una velocità pari a quella di salita (Figura 3.1).

Da documenti e considerazioni sui reattori a sodio di tipo *a pool* è possibile determinare che il sodio caldo a 550°C non viene mai a contatto con il contenitore primario. È il sodio freddo, a temperatura media di circa 350°C che lambisce le pareti ed è per questo che si è scelto di effettuare la simulazione nell'intorno di questa temperatura. In realtà per tener conto degli effetti di stratificazione si è utilizzata per il sodio una temperatura di 400°C . Per quanto riguarda l'aria esterna, la temperatura iniziale è stata posta pari a 100°C mentre la temperatura iniziale dell'argon interno è invece stata posta pari a 200°C . Non è stata considerata nel calcolo alcuna pressione in-

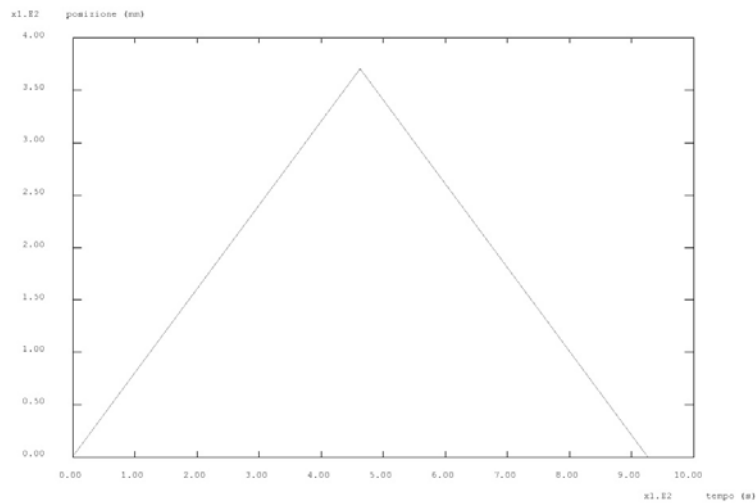


Figura 3.1: Grafico della variazione del pelo libero di sodio nel contenitore primario

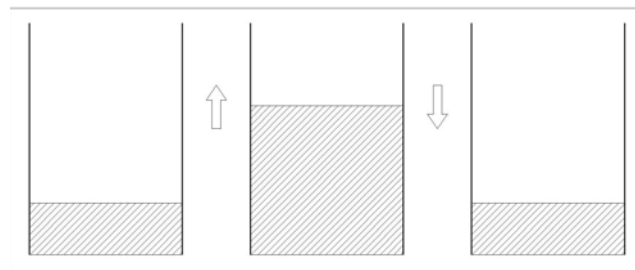


Figura 3.2: Schema della variazione del pelo libero di sodio nel contenitore primario

terna, ipotesi peraltro accettabile dati i bassissimi valori di sovrappressione riscontrabile nei contenitori primari degli impianti *a pool*.

Vengono poi riportati in dettaglio i risultati ottenuti nella posizione intermedia della quota di variazione del pelo libero del sodio, considerata quale la più significativa per la valutazione del possibile effetto di ratcheting.



Figura 3.3: Punti di calcolo per la verifica del ratcheting

3.3 Descrizione codice e modello FEM

Il calcolo termomeccanico è stato eseguito utilizzando il codice di calcolo Cast3M. Cast3M è un codice di calcolo per l'analisi delle strutture con il metodo elemento finiti sviluppato dal Dipartimento di Meccanica e Tecnologie (DMT) della Commissione francese per l'energia atomica (CEA). Cast3M presenta un sistema completo che integra non solo le funzioni di calcolo, ma anche delle funzioni di costruzione del modello (preprocessore) e di elaborazione dei risultati (post-processore). L'interfaccia utente del codice di calcolo Cast3M è rappresentata dal linguaggio GIBIANE, che permette all'utente di comunicare direttamente con il programma attraverso linee di comando.

Data la particolare geometria del componente in esame all'interno del codice è stato possibile definire l'oggetto come assial-simmetrico, riducendo in modo sostanziale la complessità e del calcolo senza comprometterne la precisione. La simulazione è stata effettuata su un modello a due dimensioni, *dim 2*, in

modalità assial-simmetrica, *mode axis*, e con elementi di forma quadrata ad 8 nodi di calcolo, *elem qua8*. Per quanto riguarda le condizioni al contorno si è scelto, come già detto, di bloccare la temperatura dell'aria esterna, del sodio e dell'argon a valori rispettivamente di 100, 400 e 200 °C. Inoltre è stato necessario imporre la temperatura della superficie limite superiore del componente, quella che in teoria, rappresenterebbe la parte terminale del contenitore a contatto con il tappo. Per questa superficie è stata fissata una temperatura di 100°C, compatibile con quanto riportato nei documenti ENEA riferiti al progetto PEC. Sempre con riferimento ai dati del Progetto del reattore PEC è stato fissato un coefficiente di scambio tra Sodio e Contenitore in acciaio pari a $7000 \frac{W}{m^2 K}$. Per quanto riguarda il coefficiente di scambio argon-contenitore questo è stato posto pari a $20 \frac{W}{m^2 K}$ mentre il coefficiente di scambio parete del contenitore-aria esterna è stato posto pari a $1 \frac{W}{m^2 K}$.

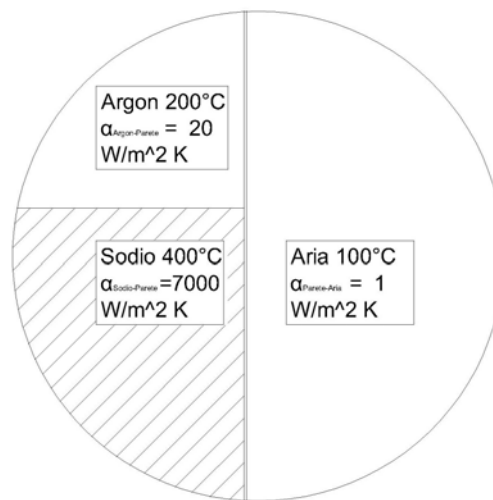


Figura 3.4: Coefficienti di scambio termico

Per quanto riguarda invece gli aspetti meccanici, di particolare importanza è l'applicazione del Modello di Chaboche a cinque costanti. Per maggior chiarezza si riportano di seguito le due equazioni principali di questo modello, all'interno delle quali compaiono le costanti¹.

¹Il modello completo viene trattato nel capitolo 1

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} a \dot{\mathbf{E}}^I - c \mathbf{X} \dot{p} \quad (3.1)$$

$$\dot{R} = b(R_1 - R)\dot{p} \quad (3.2)$$

Questo modello è già presente all'interno del codice Cast3M, ed è solamente necessario quindi fornire i valori dei parametri relativi al materiale in esame. In entrambi i casi in esame i parametri del modello a cinque costanti sono disponibili in letteratura ([13]). Il parametro k , che rappresenta il carico di snervamento iniziale, non compare nelle equazioni riportate, tuttavia è una costante del materiale fondamentale nel modello.

Parametro	SS316L	P91
a	92400 MPa	160300 MPa
b	14.6	0.4328
c	1390	1128.4
R_1	51.1 MPa	177.7 MPa
k	59.4 MPa	270.9 MPa

Tabella 3.7: Parametri per il modello di Chaboche a 5 costanti

ENEA Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	42/80	

Capitolo 4

Problema termico

Nel calcolo della soluzione del problema termico è stata condotta prima un'analisi stazionaria in cui è stato calcolato il campo iniziale di temperature. In figura 4.1 è riportata la rappresentazione grafica del risultato di questo calcolo nel caso di Acciaio SS316L. Sono facilmente distinguibili la parte sommersa e quella non sommersa. Questa condizione rappresenta la base dalla quale è stato poi effettuato il calcolo termico transitorio.

In figura 4.2 è possibile vedere come è variata la temperatura del contenitore al termine del transitorio di salita. Il ciclo termico completo comprende il transitorio di discesa ed il raffreddamento che riportano la temperatura alla condizione iniziale.

Nei grafici che seguono (figure 4.3, 4.4, 4.5) è stata riportata in ascissa la quota ed in ordinata la temperatura del lato interno. È possibile vedere come varia istante per istante la temperatura del lato interno (linea nera) al variare del livello del sodio (linea verde). Anche in questo caso i grafici sono riferiti al caso dell'acciaio SS316L.

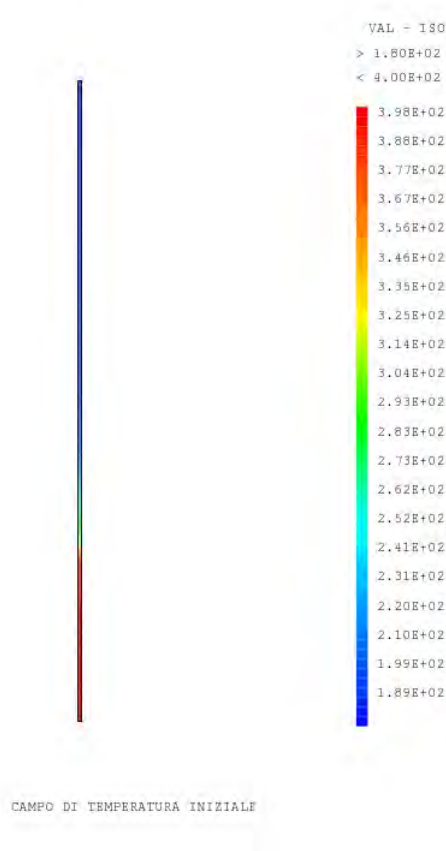


Figura 4.1: Risultato del calcolo termico stazionario. Campo di temperature iniziale

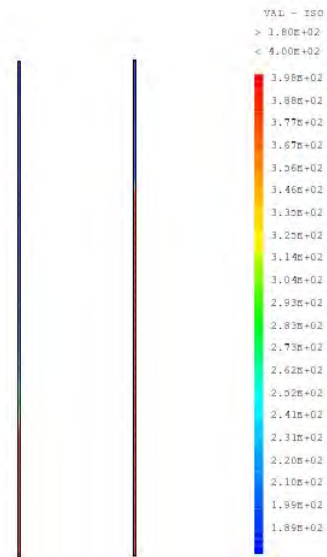


Figura 4.2: In figura è riportata la temperatura del contenitore all’inizio e alla fine del transitorio di salita.

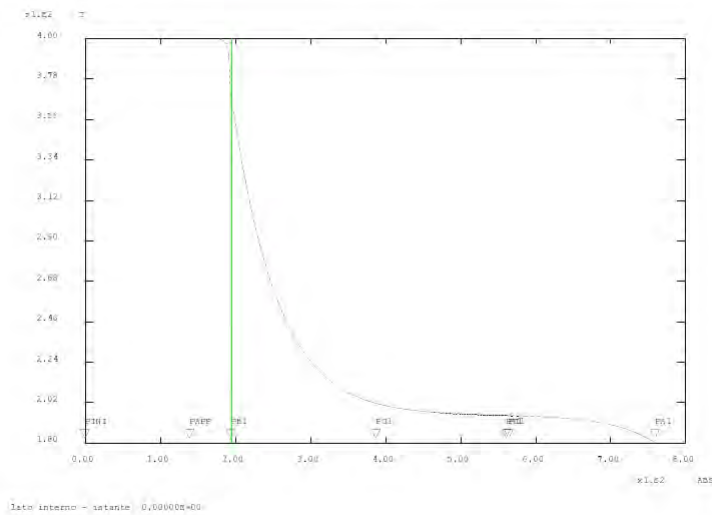


Figura 4.3: Temperatura lato interno all’istante 0

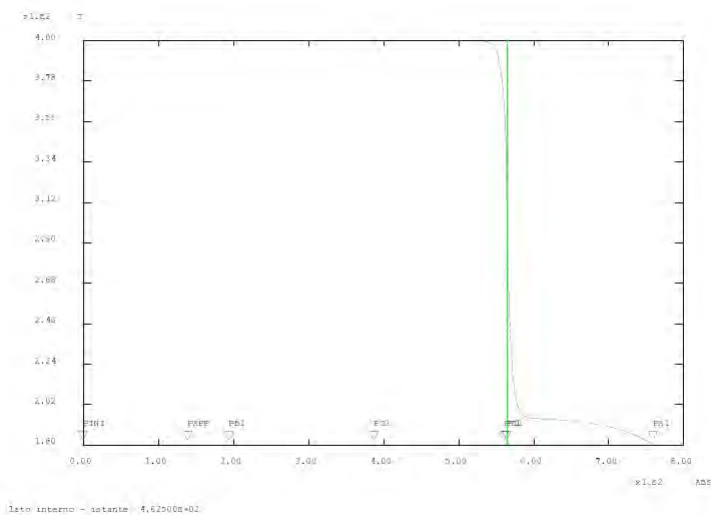


Figura 4.4: Temperatura lato interno al livello massimo

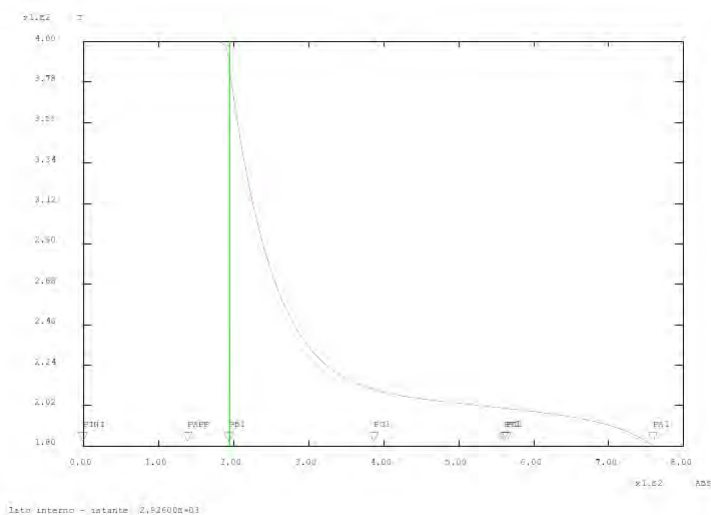



Figura 4.5: Temperatura lato interno all'istante finale

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	46/80	

Capitolo 5

Problema meccanico


I risultati della parte termica sono stati utilizzati come dati in ingresso per il problema meccanico per ottenere le sollecitazioni e le deformazioni assiali e circolari. Il calcolo meccanico è stato effettuato per quattro cicli di carico. Per ogni tipo di acciaio si riportano di seguito:

- la deformata, rappresentata con un coefficiente di amplificazione pari a 20
- i diagrammi $\sigma - \epsilon$ per ogni ciclo
- gli andamenti delle sollecitazioni assiali e circolari lungo tutto il contenitore al variare del livello del sodio

5.1 SS316L

In figura 5.1 è possibile notare una notevole deformazione del contenitore primario realizzato in acciaio SS316L. Le deformazioni aumentano ciclo dopo ciclo, evidenziando fenomeni di ratcheting, e sono massime alla fine del quarto ciclo di carico.

Nelle figure 5.2, 5.3, 5.4 e 5.5 si possono invece vedere i cicli di carico sul diagramma $\sigma - \epsilon$. Come appare dai grafici la deformazione residua aumenta, in valore assoluto, per ogni ciclo di carico, evidenziando così la presenza di ratcheting significativo.

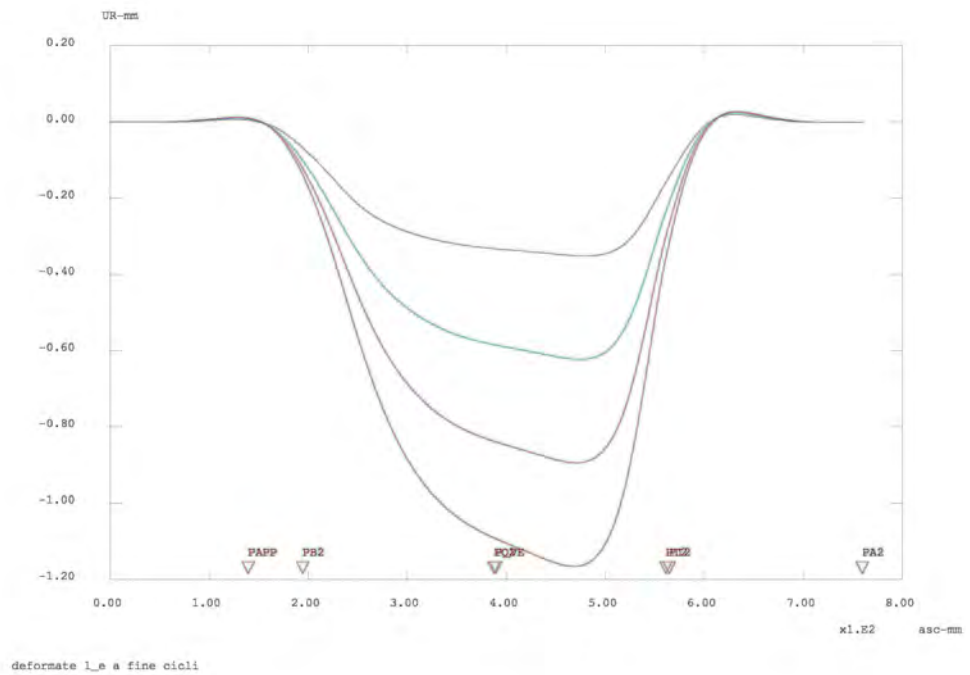
 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione NNFISS – LP3 - 037	Rev. 0	Distrib. L	Pag. 47/80	di
--	---	------------------	----------------------	----------------------	-----------

L'andamento delle sollecitazioni lungo tutto il componente è invece riportato nei grafici delle figure 5.6, 5.7, 5.8, 5.9, 5.10 e 5.11. Questi grafici sono stati ottenuti al variare della condizione al contorno, e quindi al variare del livello. In particolare si è scelto di riportare le distribuzioni relative a:

- inizio transitorio. Figura 5.6
- livello alla quota del punto di calcolo 1, durante la salita. Figura 5.7
- livello alla quota massima. Figura 5.8
- livello alla quota del punto di calcolo 1, durante la discesa. Figura 5.9
- livello alla quota iniziale. Figura 5.10
- livello alla quota iniziale a raffreddamento avvenuto. Figura 5.11

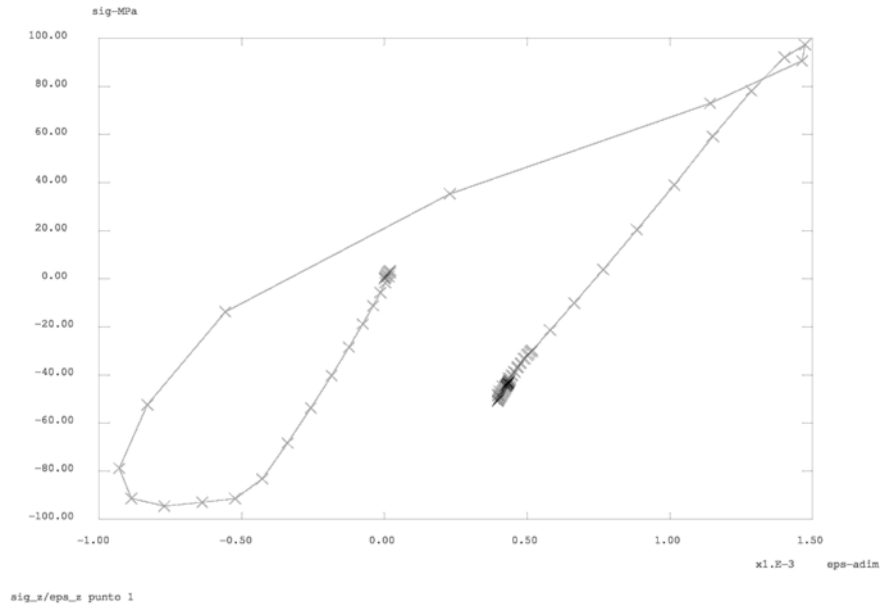


(a) Deformata contenitore in Acciaio SS316L

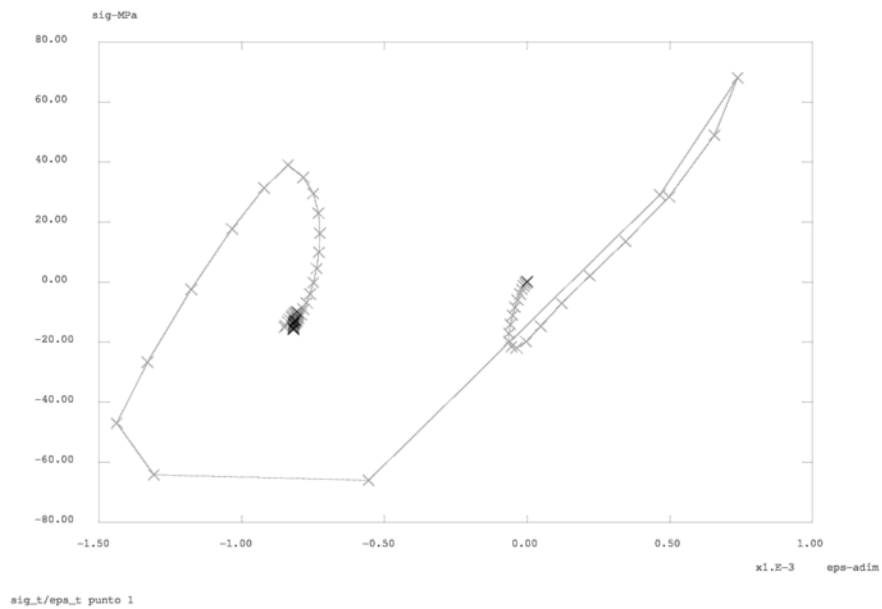


(b) Deformata, per ogni ciclo di carico, riferita alla superficie esterna

Figura 5.1: Deformata contenitore SS316L

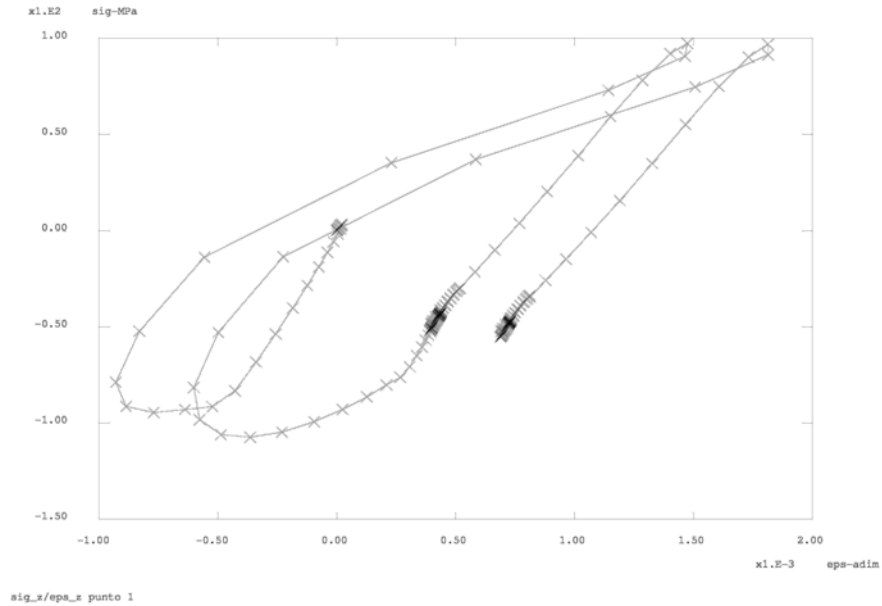


(a) 1° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

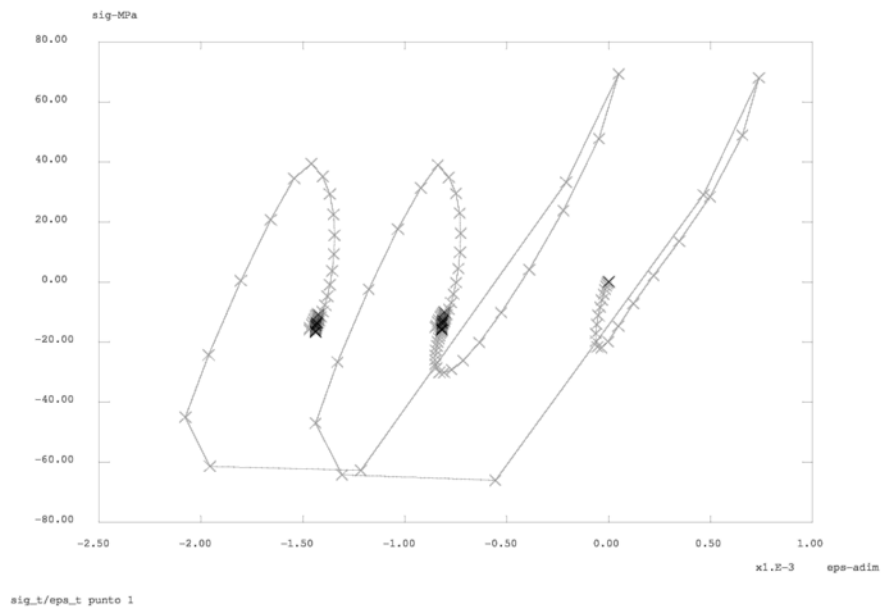


(b) 1° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.2: SS316L:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ del secondo ciclo di carico

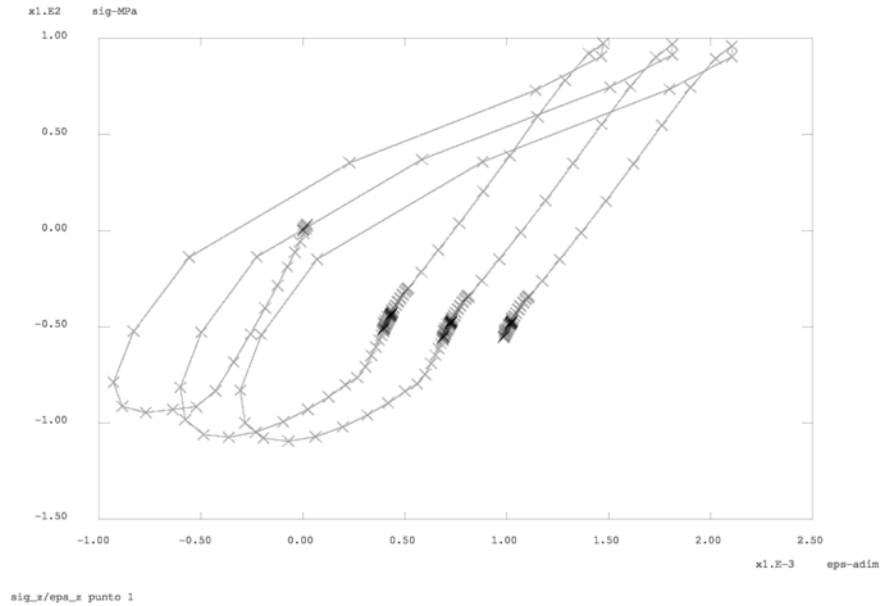


(a) 2° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

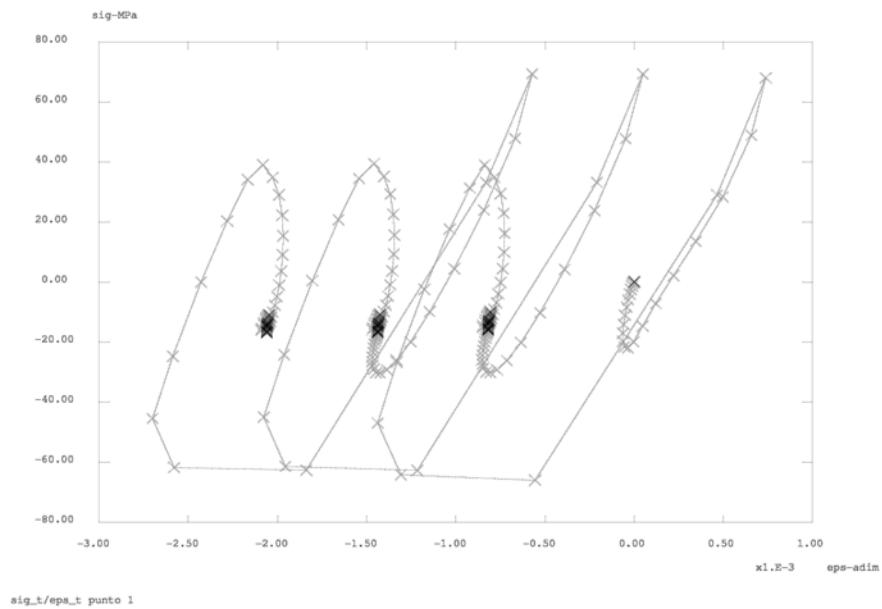


(b) 2° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.3: SS316L: Diagrammi $\sigma - \epsilon$ del secondo ciclo di carico

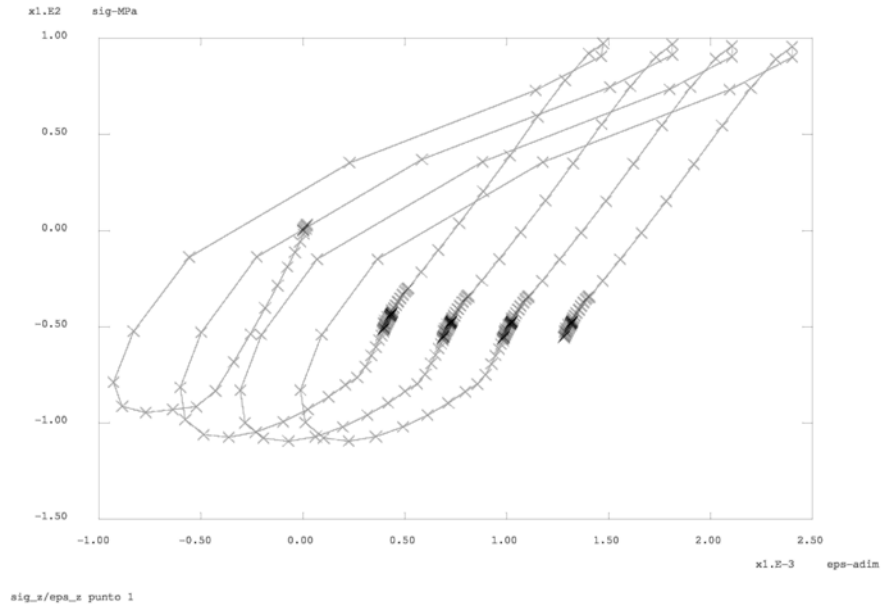


(a) 3° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

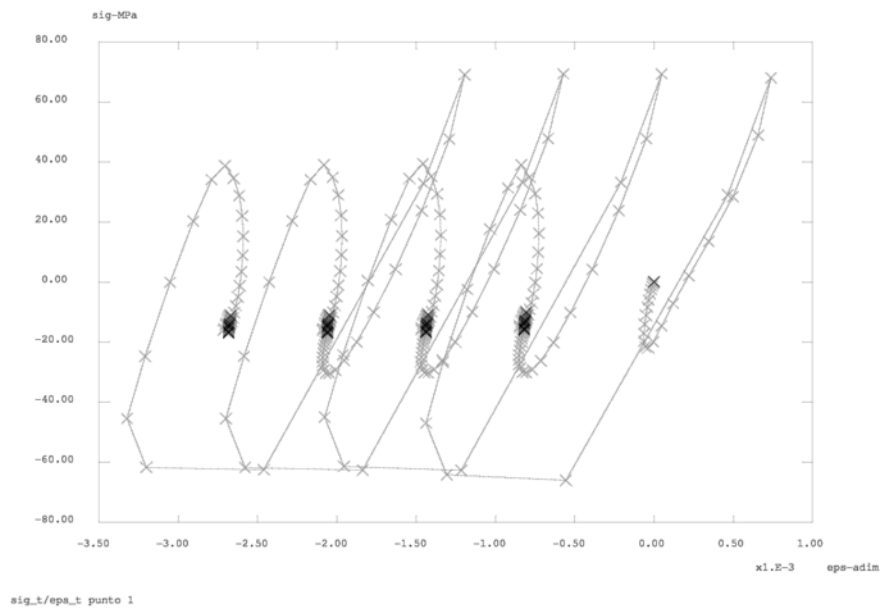


(b) 3° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.4: SS316L:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ del terzo ciclo di carico

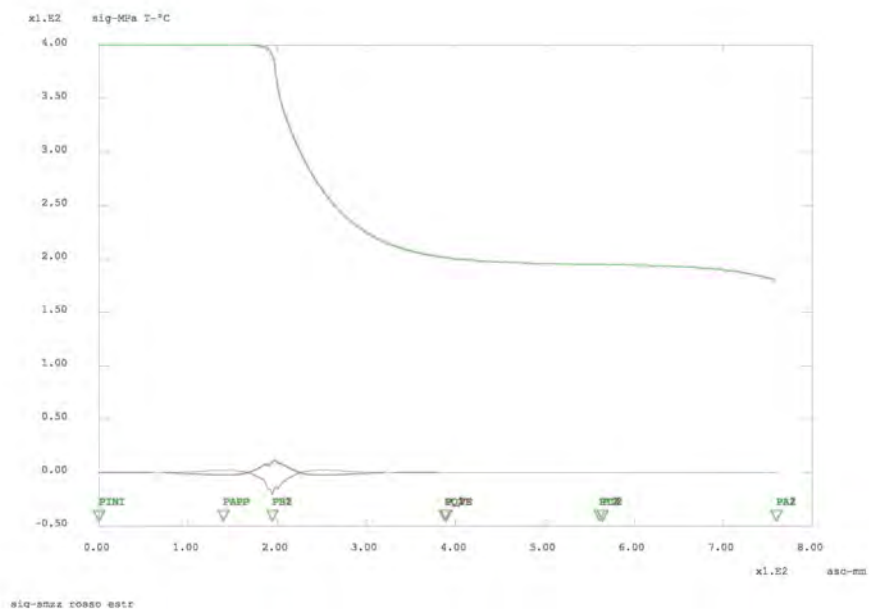


(a) 4° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

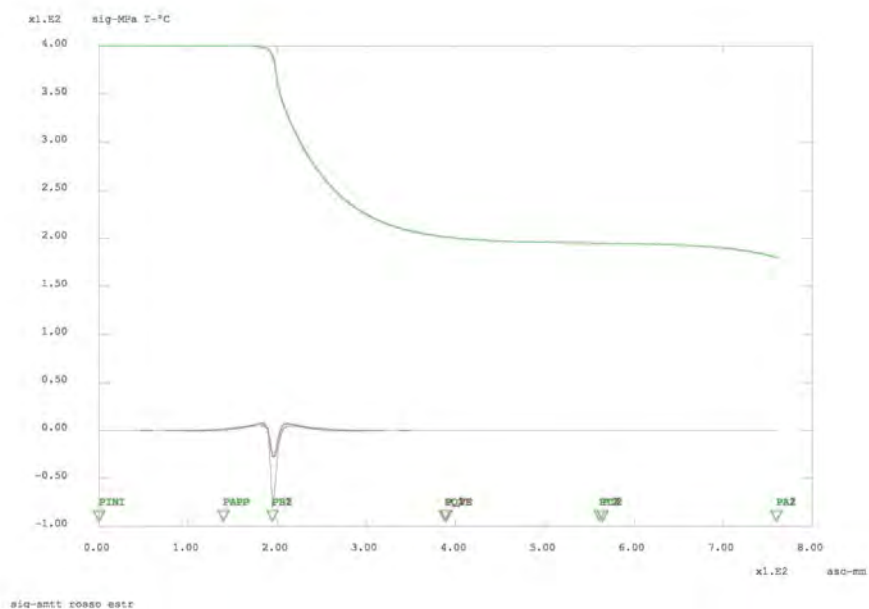


(b) 4° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.5: SS316L: Diagrammi $\sigma - \epsilon$ per il punto di calcolo 1

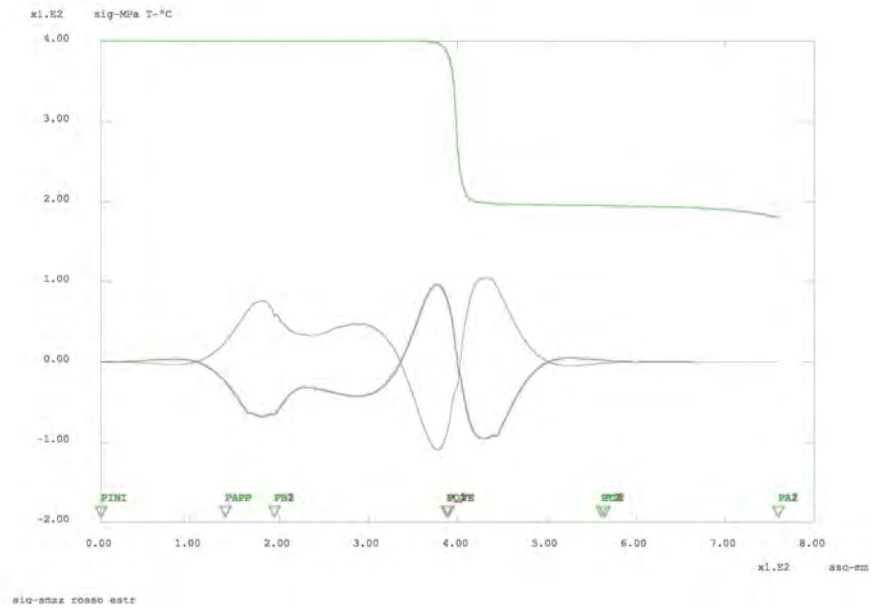


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.



(b) 1° Ciclo, Sigma circonferenziale.

Figura 5.6: SS316L:Distribuzione delle sigma nell'istante iniziale del transitorio

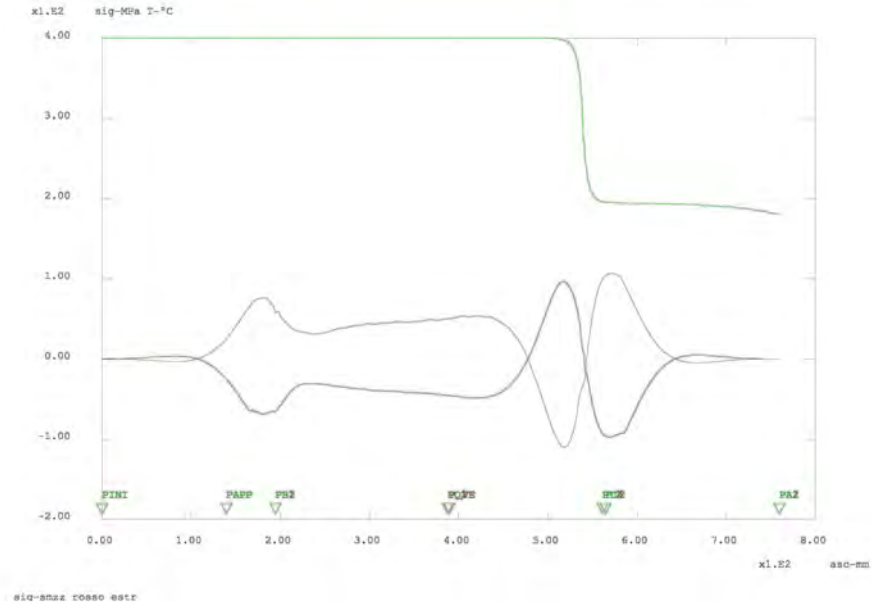


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

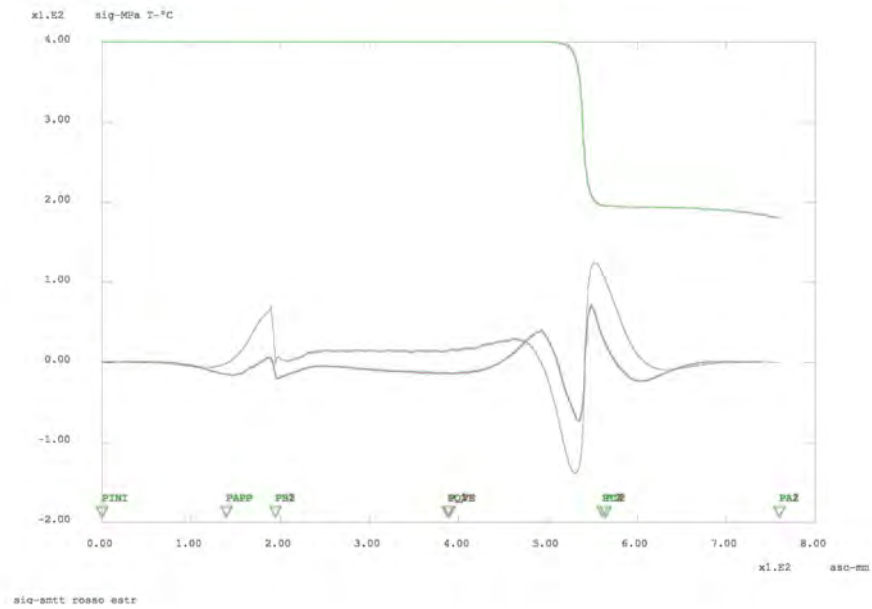


(b) 1° Ciclo, Sigma circonferenziale.

Figura 5.7: SS316L: Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello raggiunge il punto di calcolo

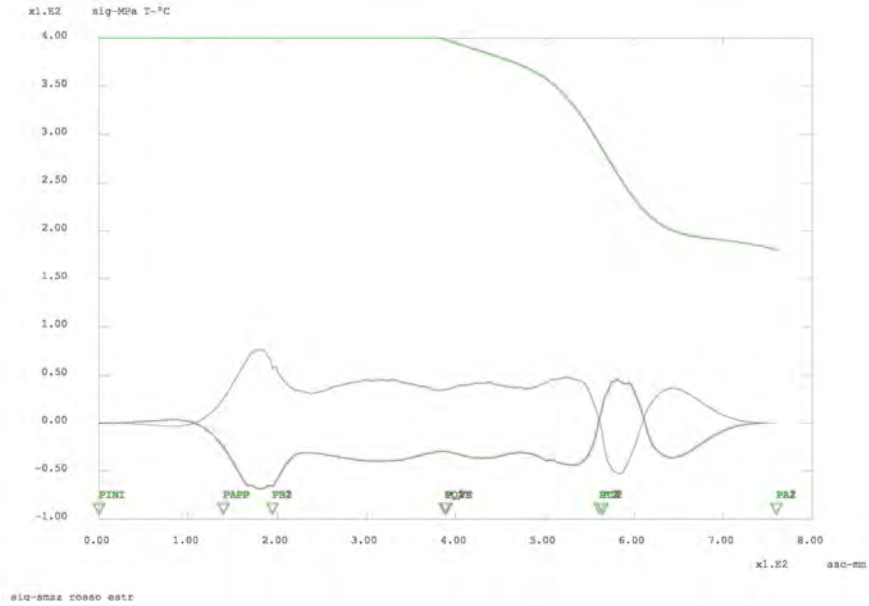


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

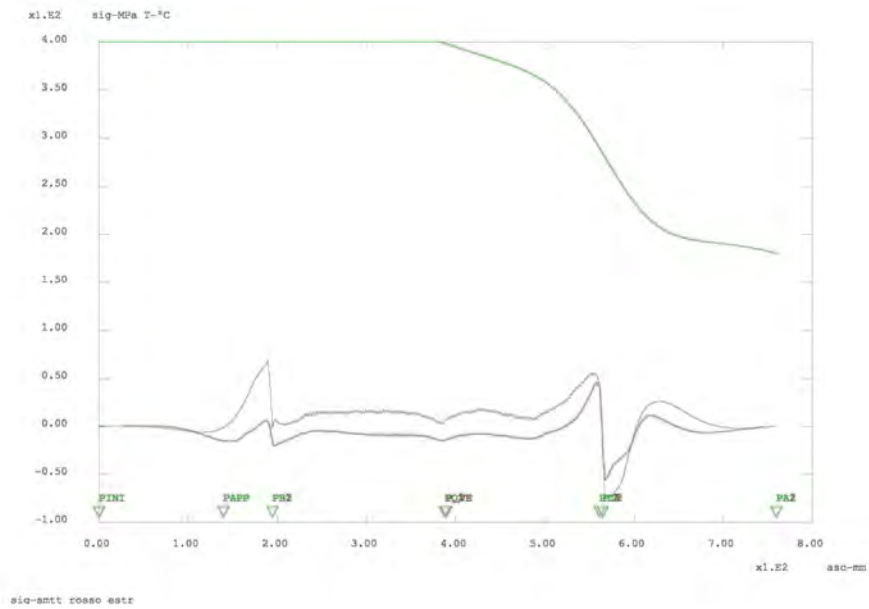


(b) 1° Ciclo, Sigma circonfrenziale.

Figura 5.8: SS316L: Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello raggiunge la quota massima

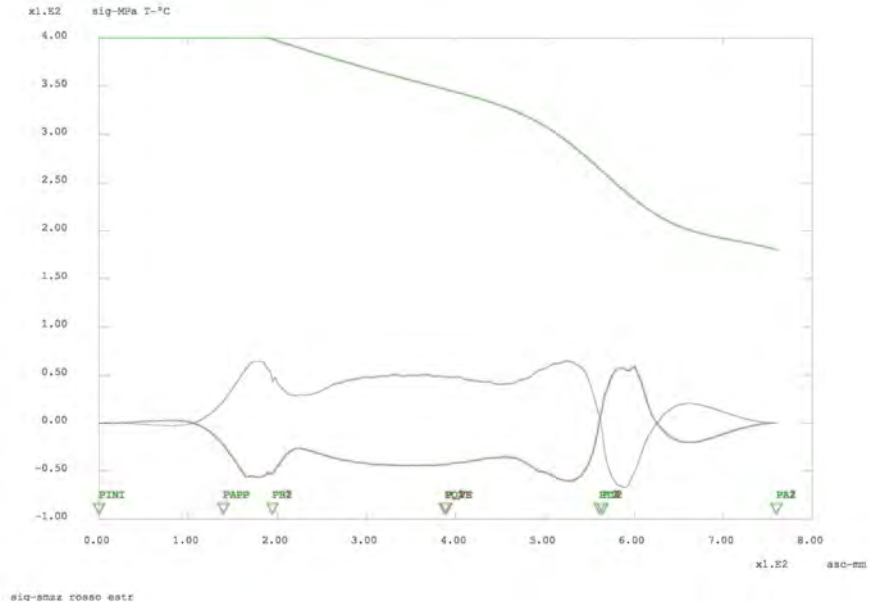


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

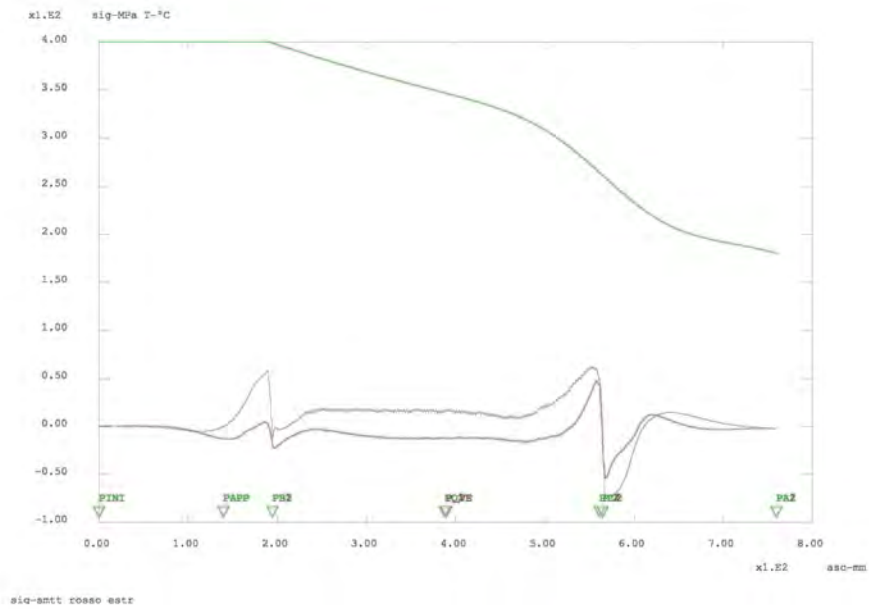


(b) 1° Ciclo, Sigma circonfrenziale.

Figura 5.9: SS316L: Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello ritorna al punto di calcolo

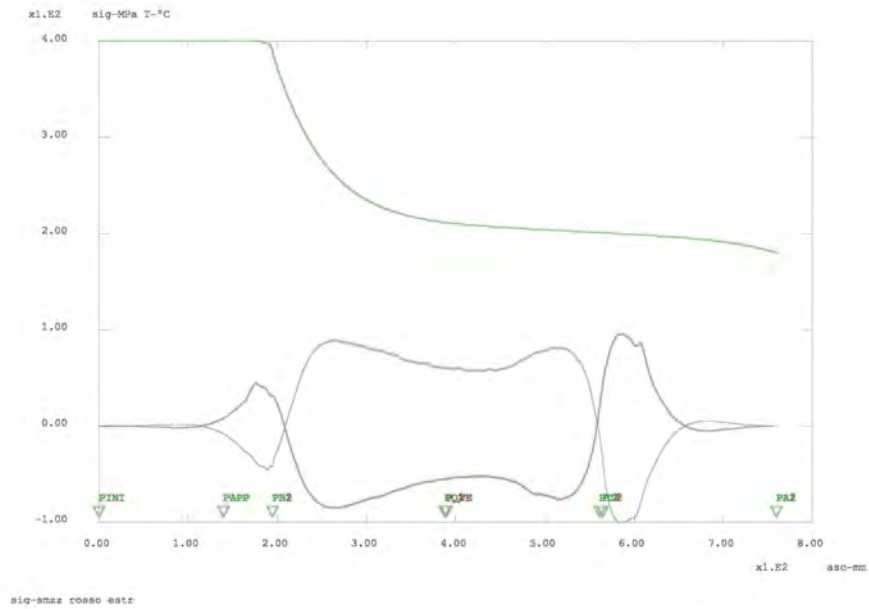


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

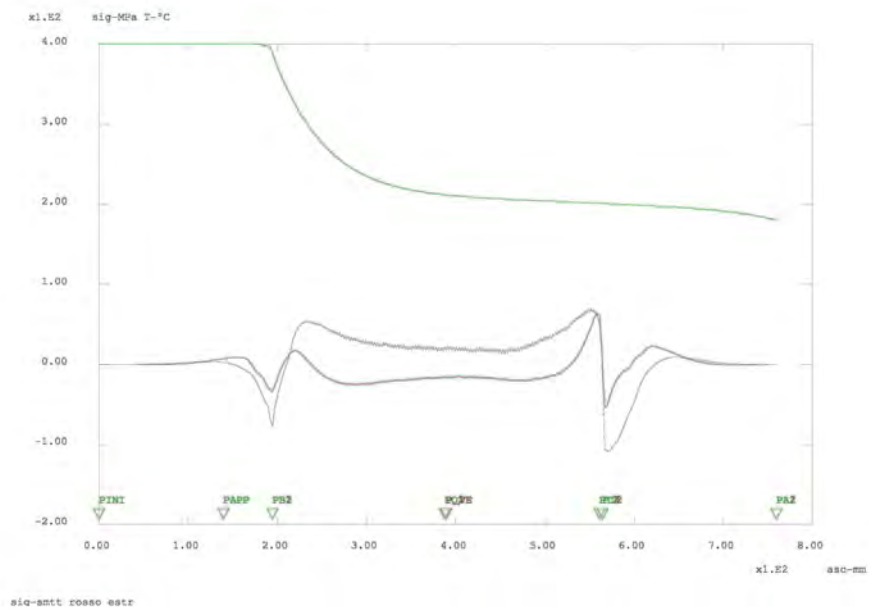


(b) 1° Ciclo, Sigma circonfrenziale.

Figura 5.10: SS316L: Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello raggiunge la quota di partenza



(a) 1° Ciclo, *Sigma assiale.*



(b) 1° Ciclo, *Sigma circonfrenziale.*

Figura 5.11: SS316L: Distribuzione delle sigma dopo il raffreddamento

5.2 P91

Nelle figure 5.12 e 5.13 sono graficate le deformate relative al contenitore in acciaio P91. Dalle figure appare chiaro che il transitorio termico utilizzato non è sufficiente a deformare il componente.

Dai diagrammi relativi ai cicli di carico si può notare come, per il punto di calcolo 1, non siano presenti fenomeni di accumulo della deformazione. I diagrammi risultano infatti sovrapposti per tutti e quattro i cicli di carico.



Figura 5.12: Deformata contenitore P91

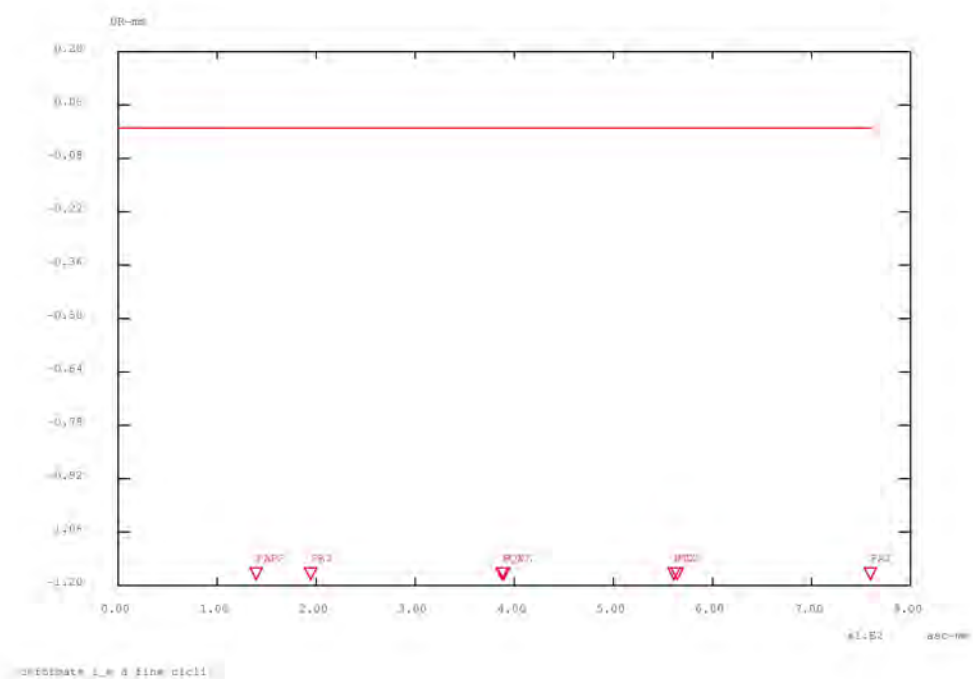
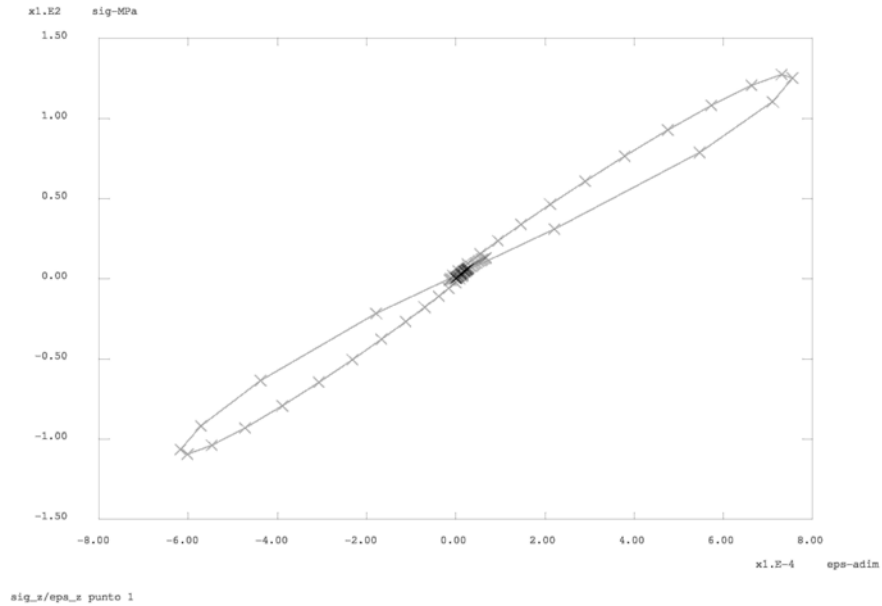
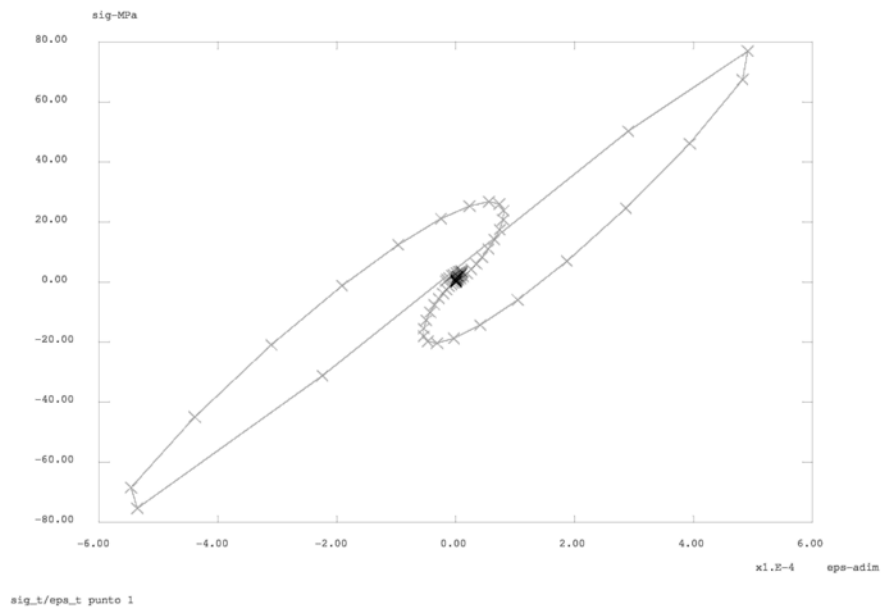


Figura 5.13: Deformata, per ogni ciclo di carico, riferita alla superficie esterna del contenitore.

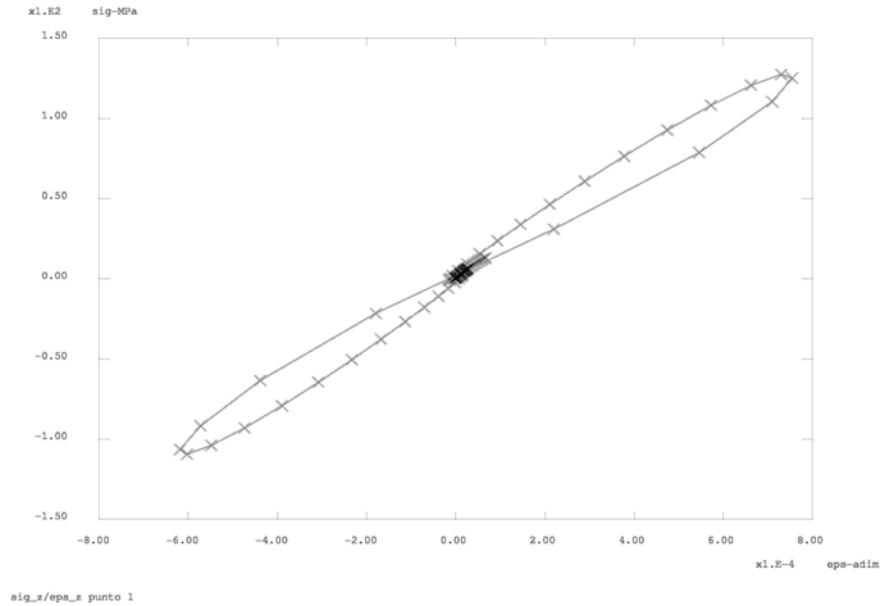


(a) 1° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

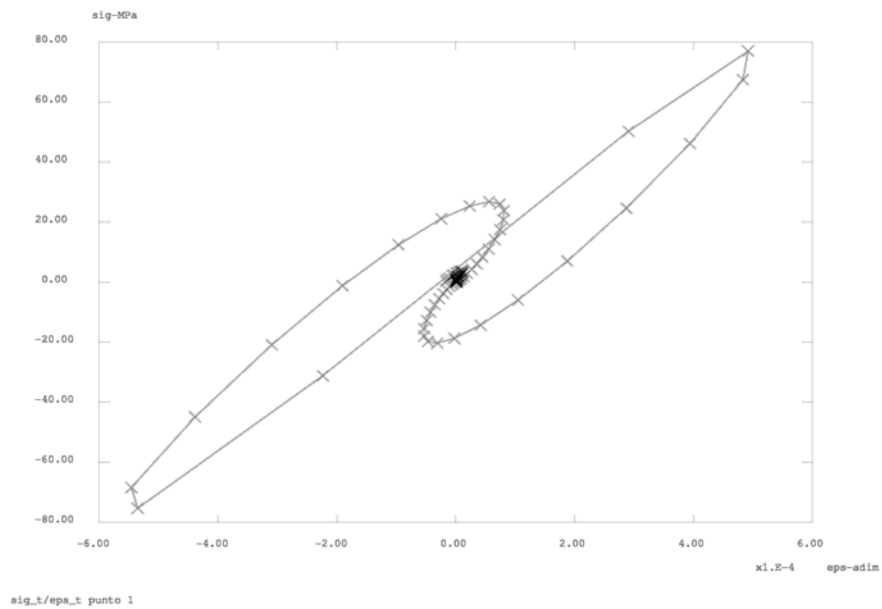


(b) 1° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.14: P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ del primo ciclo di carico

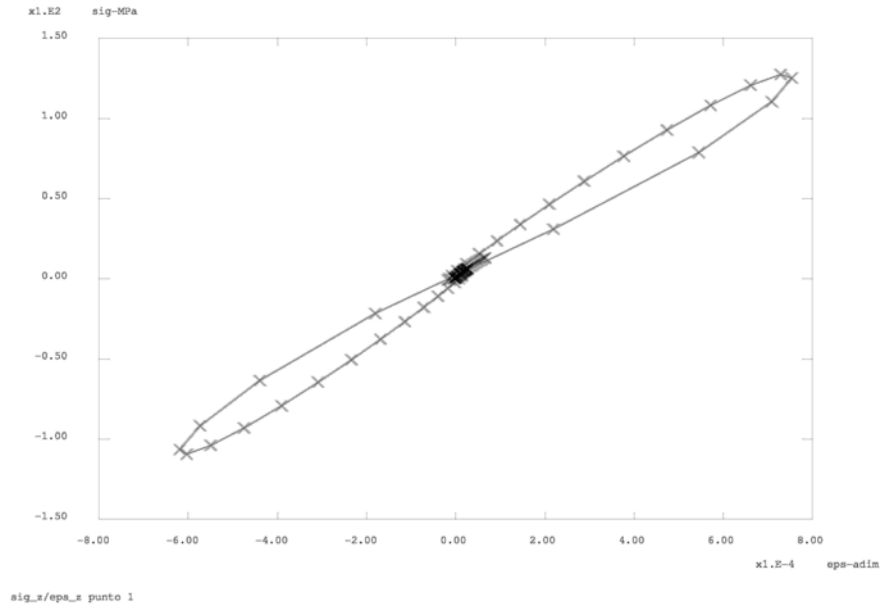


(a) 2° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

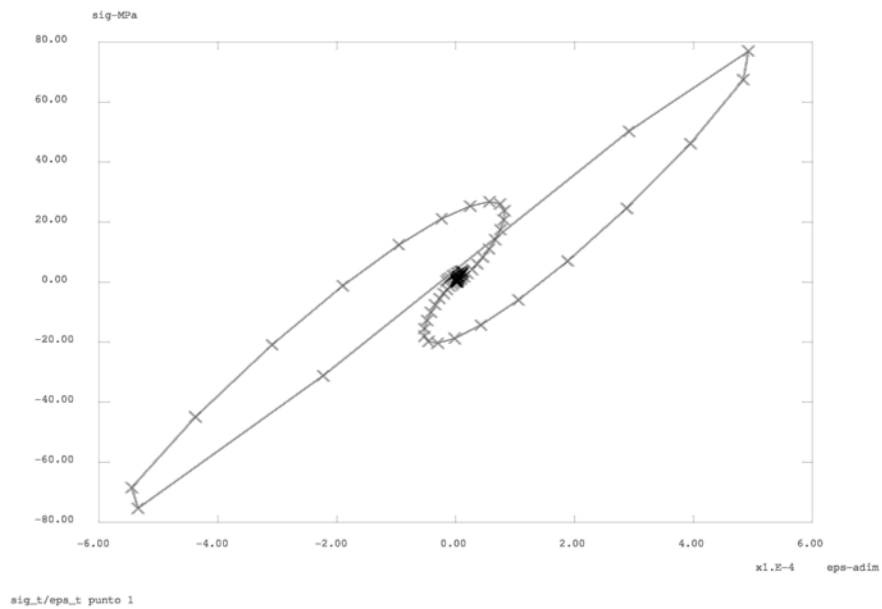


(b) 2° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.15: P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ del secondo ciclo di carico

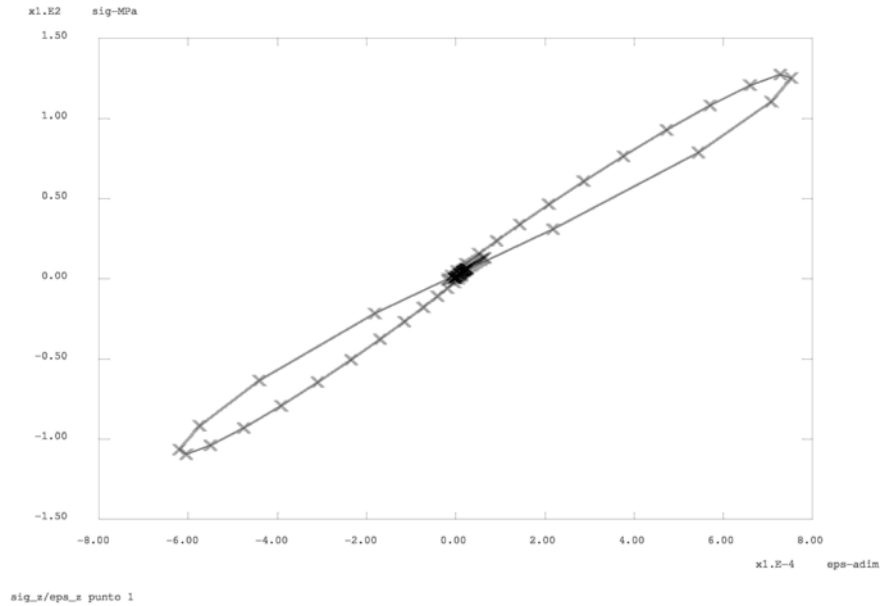


(a) 3° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

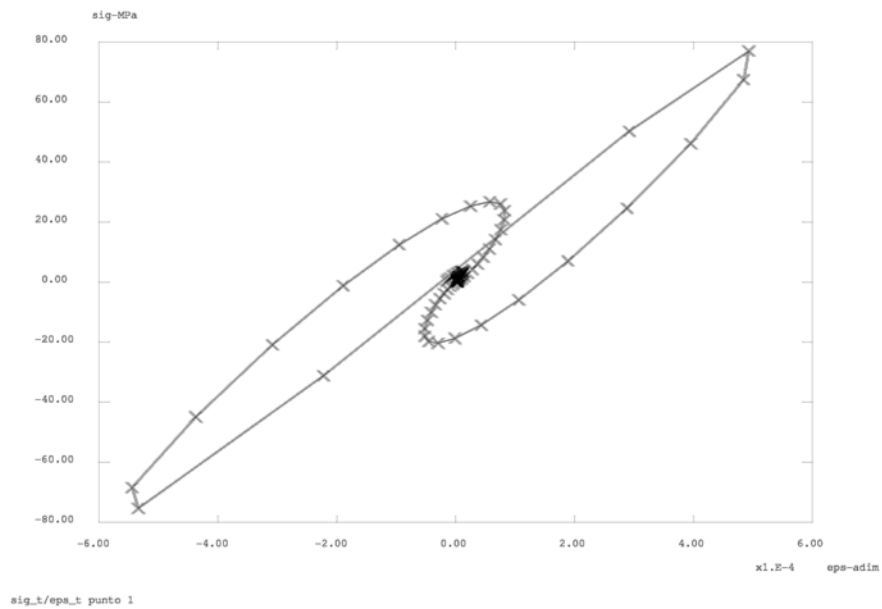


(b) 3° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.16: P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ del terzo ciclo di carico

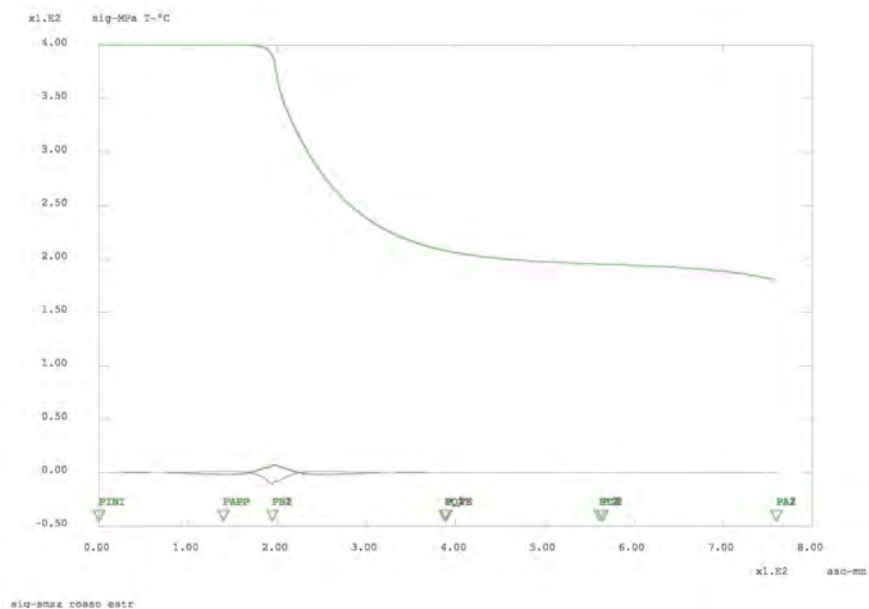


(a) 4° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma assiale.

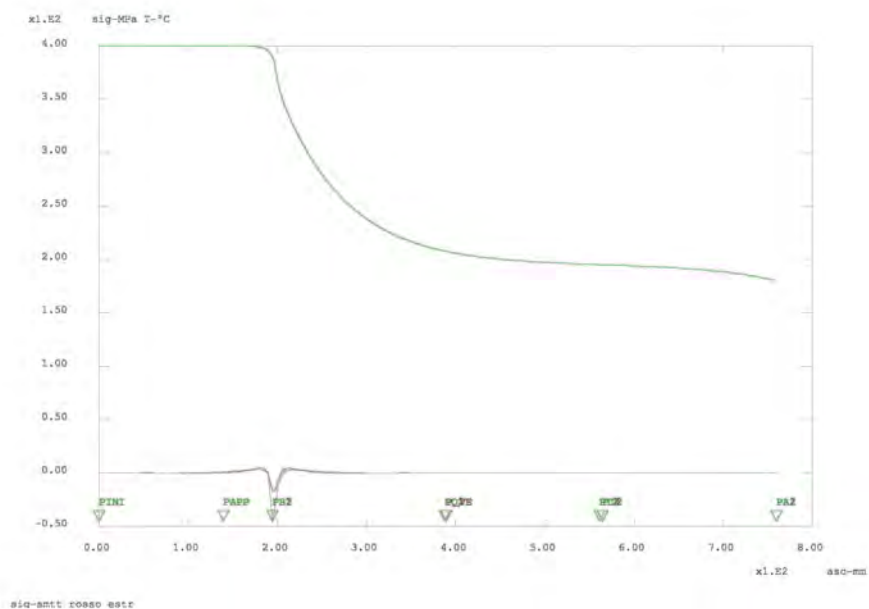


(b) 4° Ciclo, Punto di calcolo 1, Sigma circonferenziale.

Figura 5.17: P91:Diagrammi $\sigma - \epsilon$ del quarto ciclo di carico

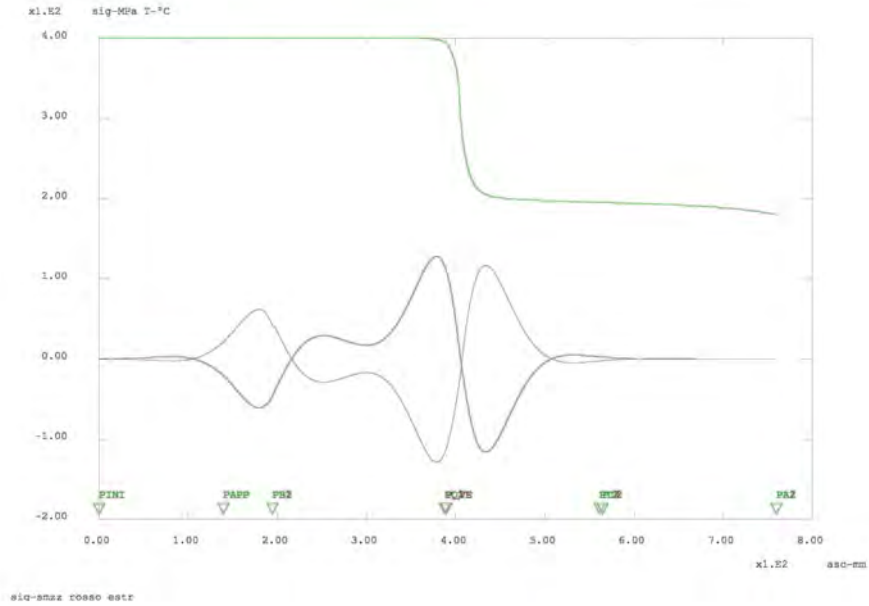


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

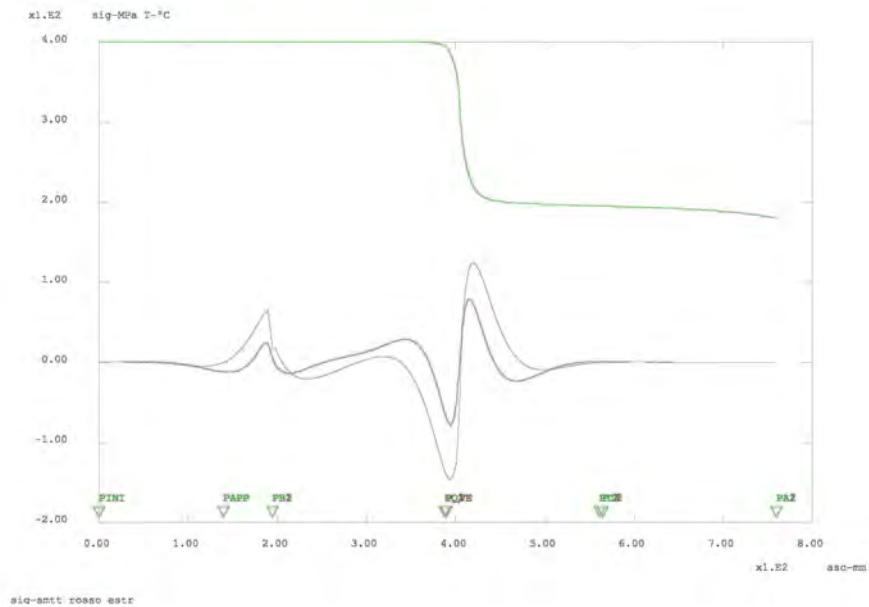


(b) 1° Ciclo, Sigma circonferenziale.

Figura 5.18: P91: Distribuzione delle sigma nell'istante iniziale del transitorio

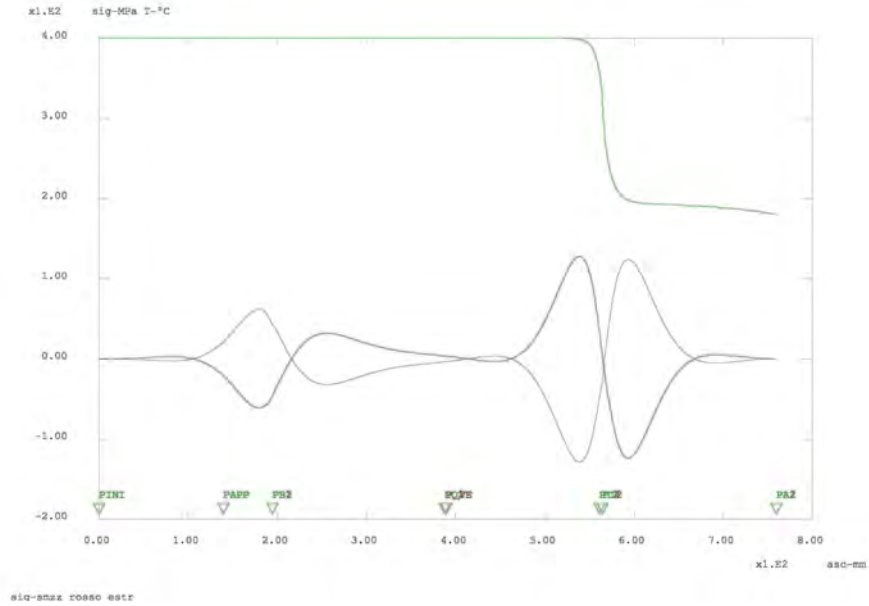


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

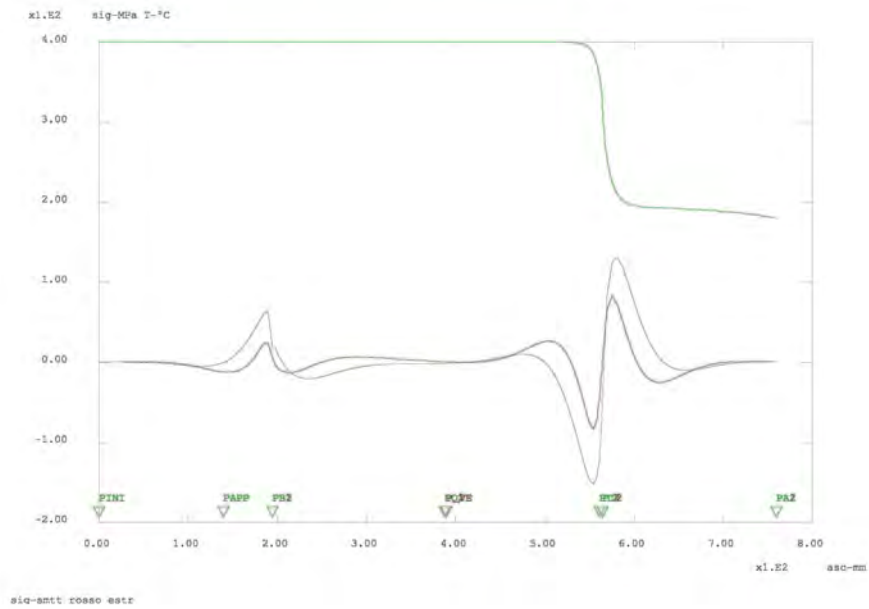


(b) 1° Ciclo, Sigma circonferenziale.

Figura 5.19: P91:Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello raggiunge il punto di calcolo

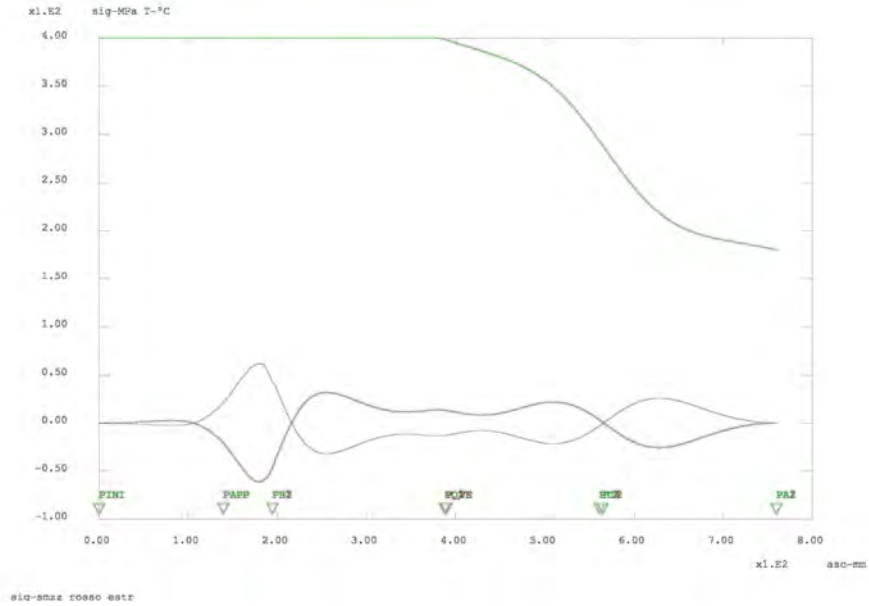


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

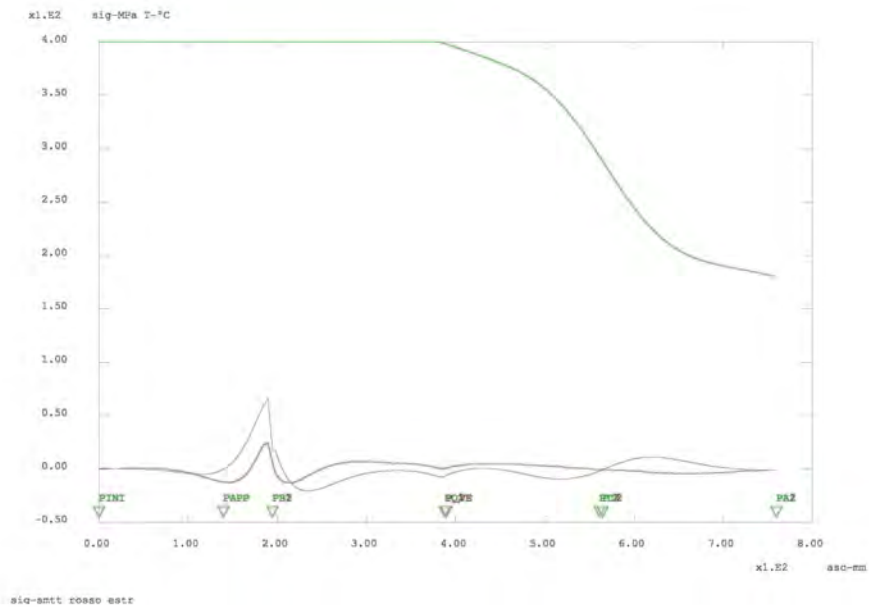


(b) 1° Ciclo, Sigma circonfrenziale.

Figura 5.20: P91: Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello raggiunge la quota massima

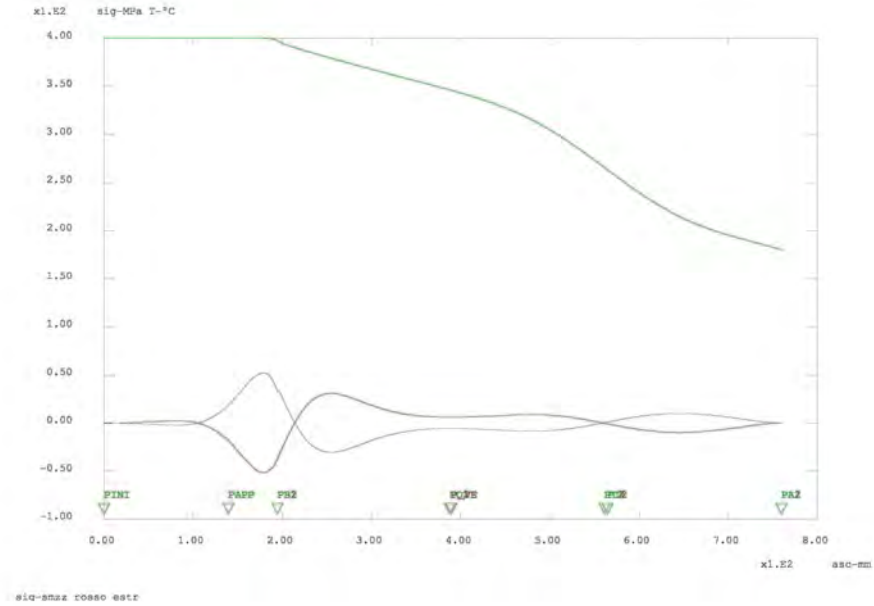


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

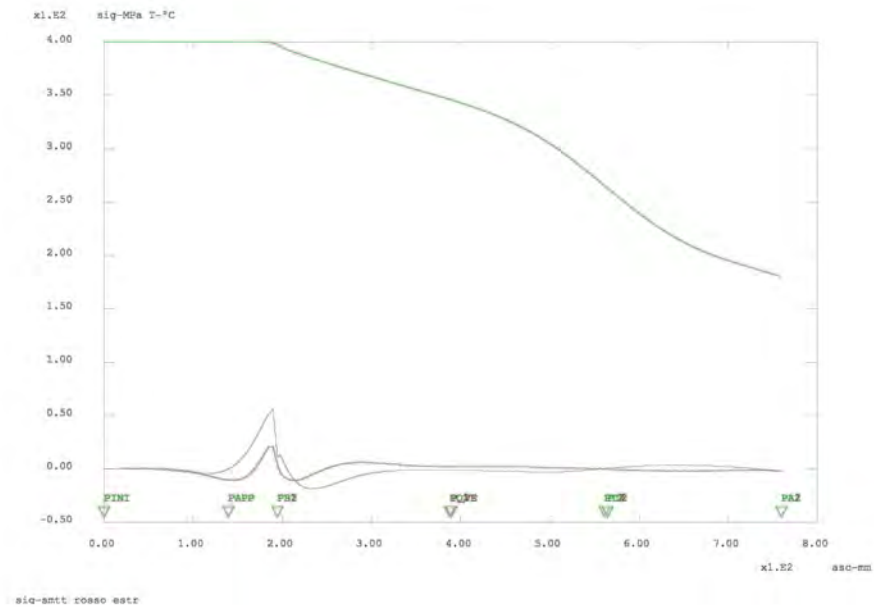


(b) 1° Ciclo, Sigma circonferenziale.

Figura 5.21: P91:Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello ritorna al punto di calcolo

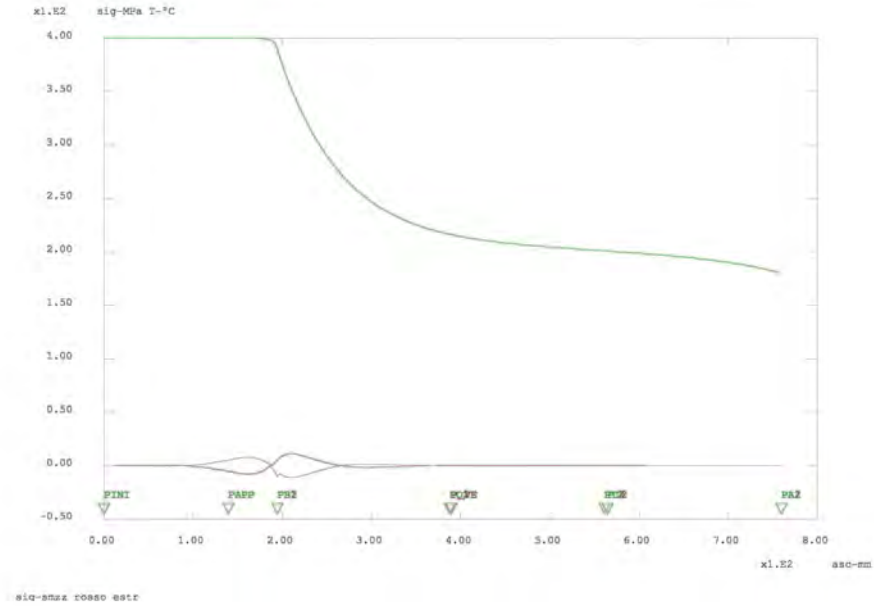


(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.

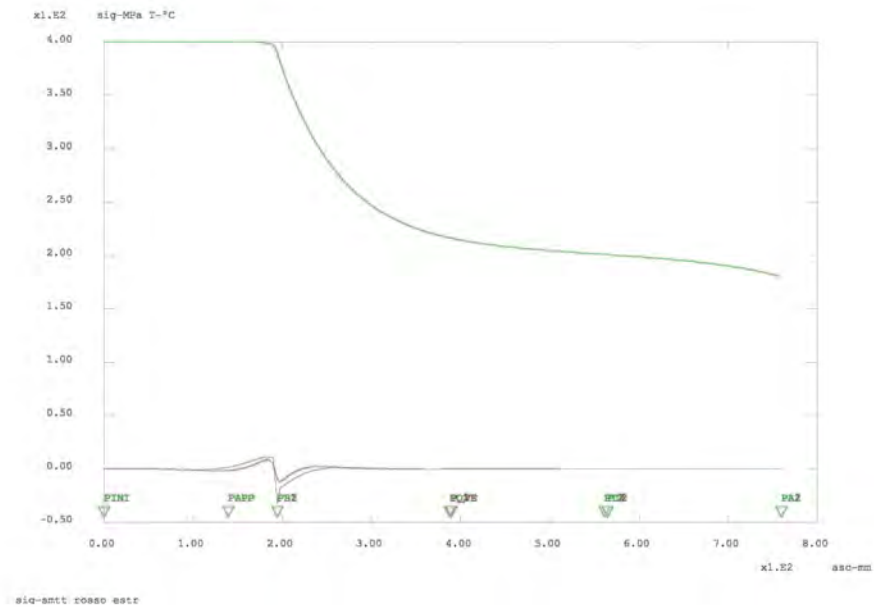


(b) 1° Ciclo, Sigma circonfrenziale.

Figura 5.22: P91:Distribuzione delle sigma nell'istante in cui il livello raggiunge la quota di partenza




(a) 1° Ciclo, Sigma assiale.



(b) 1° Ciclo, Sigma circonfrenziale.

Figura 5.23: P91:Distribuzione delle sigma dopo il raffreddamento

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	71/80	

Capitolo 6

Conclusioni

I criteri base dei possibili modi di danneggiamento per componenti di reattori di IV generazione, in caso di transitori termici, sono descritti e analizzati, con particolare attenzione alle leggi costitutive che descrivono il comportamento ciclico degli acciai, fornendo anche i dati delle principali caratteristiche termo-fisico-meccaniche sia per un acciaio austenitico sia per uno ferritico. In particolare vengono appresso riportate le principali conclusioni dello studio appositamente condotto per il criterio di ratcheting, considerato quale uno dei più gravosi. A tale scopo sono state condotte due analisi al fine di valutare il diverso comportamento di due strutture di identica geometria ma con differenti materiali. I materiali utilizzati sono l'acciaio inossidabile austenitico SS316L e l'acciaio ferritico P91, che rappresentano i due tipi di lega candidati all'utilizzo in reattori nucleari di quarta generazione. È stato studiato in dettaglio il comportamento a ratcheting per le due strutture, simulando le condizioni tipiche di un vessel per reattori a sodio di tipo *a pool*.

Per condurre questa analisi è stato utilizzato il codice agli elementi finiti Cast3M, sviluppato dal Dipartimento di Meccanica e Tecnologie (DMT) della Commissione francese per l'Energia Atomica (CEA). Il calcolo è stato condotto in modalità assialsimmetrica, su una geometria cilindrica. Il codice di calcolo Cast3M integra al suo interno modelli per la valutazione del comportamento dei materiali in regime elasto-viscoplastico, tra cui il Modello di Chaboche a cinque costanti utilizzato in questa simulazione.

Il transitorio che è stato analizzato è quello della variazione di livello del pelo libero di sodio. Sono stati analizzati in dettaglio le deformate ed i diagrammi $\sigma - \epsilon$, *stress-strain* in un punto della struttura che fosse significativo ai fini del calcolo ma che fosse distante da eventuali effetti di bordo che ne influenzassero l'accuratezza.

Nel caso della struttura in acciaio SS316L l'analisi dei cicli $\sigma - \epsilon$ presenta ratcheting evidente, che per la componente radiale è valutabile con aumento della deformazione di circa 0.25 mm per ciclo, come appare dal grafico delle deformate in figura 6.1.

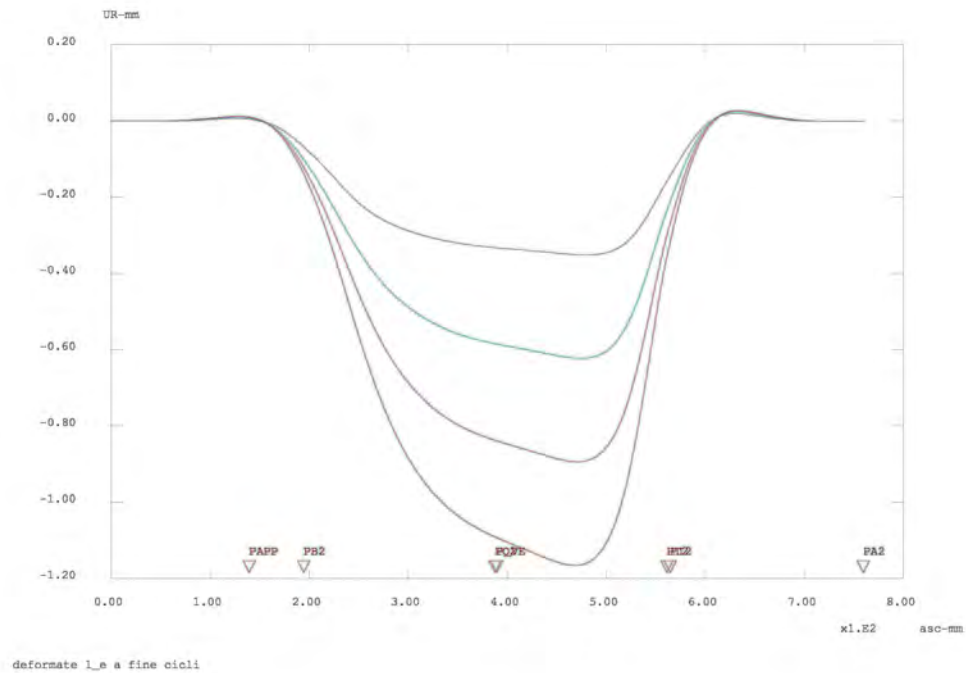


Figura 6.1: Deformate della struttura in SS316L

La stessa analisi condotta nel caso dell'acciaio P91 mostra un comportamento del materiale pressoché elastico. Non si notano in questo caso deformazioni significative (Figura 6.2)

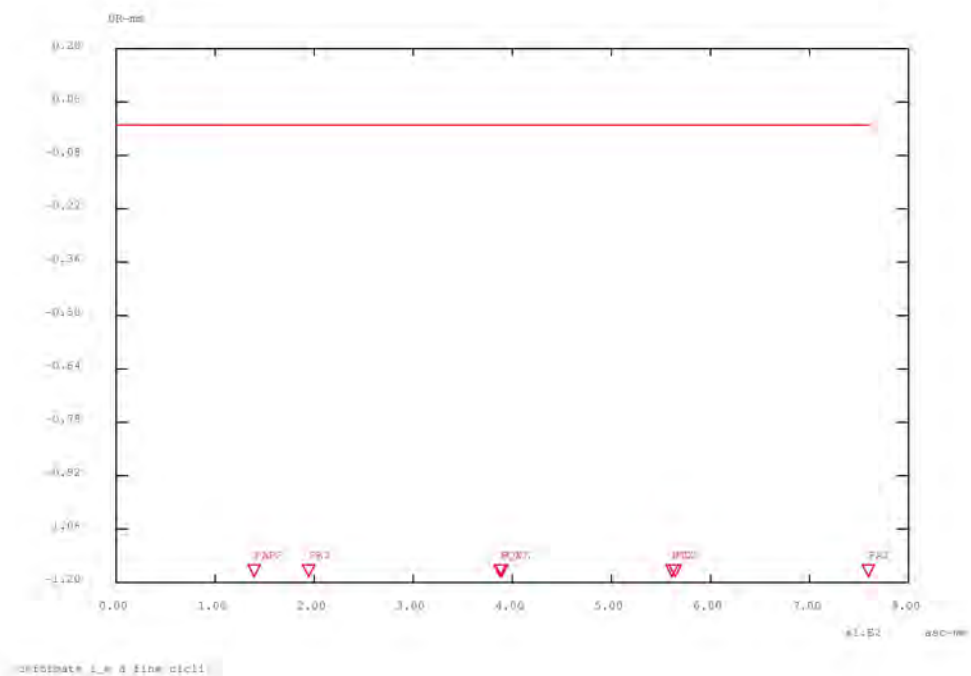



Figura 6.2: Deformate della struttura in P91

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione NNFISS – LP3 - 037	Rev. 0	Distrib. L	Pag. di 74/80
--	---	------------------	----------------------	-------------------------

Appendice A

Cenni di meccanica della frattura

La meccanica della frattura è il ramo della meccanica che studia la propagazione delle cricche all'interno dei materiali e rappresenta uno strumento importante per il miglioramento delle prestazioni dei componenti meccanici.

A.1 Meccanica della frattura lineare elastica

I primi studi sulla meccanica della frattura sono stati svolti da A.A. Griffith[7] per i materiali fragili. Secondo la teoria di Griffith, la presenza di difetti microscopici nella struttura del materiale fa sì che il carico di rottura reale, derivante dai dati sperimentali, sia minore del carico di rottura teorico. Attraverso i dati ricavati da una serie di test su provini in vetro Griffith giunse alla conclusione che il prodotto tra la radice quadrata della lunghezza del difetto ed il carico di rottura fosse pari, circa, ad una costante:

$$\sqrt{a} \sigma_R \approx C \quad (\text{A.1})$$

L'approccio termodinamico al problema ha permesso poi di determinare come il difetto si propagasse. Una cricca, per *crescere*, ha bisogno della creazione due nuove superfici e quindi di un aumento dell'energia superficiale. La soluzione del problema per una lastra di materiale elastico ha portato alla

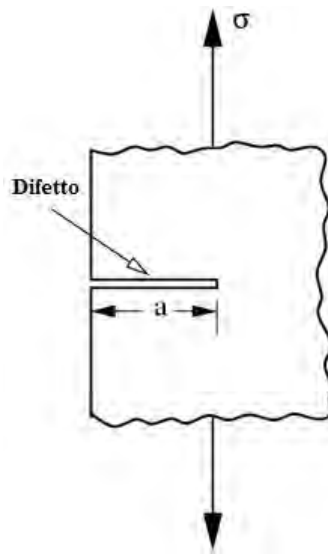


Figura A.1: Difetto di bordo di lunghezza a

determinazione della costante C in termini di energia superficiale:

$$C = \sqrt{\frac{2E\gamma}{\pi}} \quad (\text{A.2})$$

dove E è il modulo di Young e γ la densità di energia superficiale per il materiale.

La teoria di Griffith fornisce valori in accordo con le determinazioni sperimentali solo per materiali fragili, tuttavia nel caso di materiali duttili, pur potendo ritenere valida la A.1, l'energia di superficie che si ottiene è non realistica. Come analizzato invece da Irwin[10], nel caso di materiali duttili, alla sommità della cricca si sviluppa una zona di plasticizzazione (Figura A.2). L'energia necessaria a plasticizzare il materiale si aggiunge a quella necessaria alla separazione delle superfici della cricca e quindi l'avanzamento di quest'ultima è ostacolato.

$$G = 2\gamma + G_p \quad (\text{A.3})$$

dove γ rappresenta sempre la densità di energia superficiale mentre G_p è la dissipazione plastica di energia per unità di aumento di superficie della cricca.

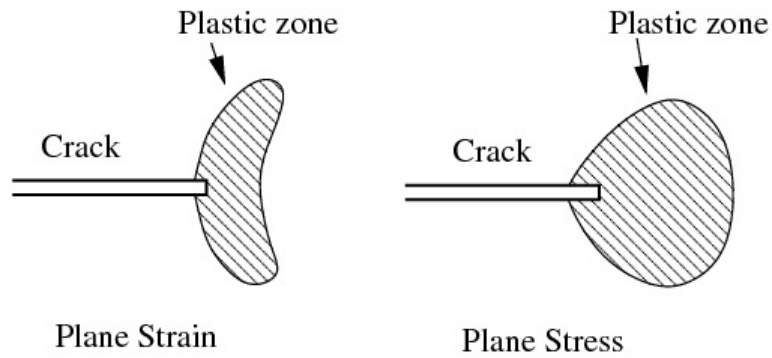


Figura A.2: Zona a comportamento plastico alla sommità della cricca

Il criterio di Griffith viene allora riscritto come:

$$\sqrt{a} \sigma_R \approx \sqrt{\frac{EG}{\pi}} \quad (\text{A.4})$$

A.2 Modi di frattura

Si consideri una lastra *fratturata*. È possibile distinguere diversi modi in cui la forza può essere applicata al fine di far propagare la cricca. Irwin ha proposto una classificazione corrispondente ai tre modi, I, II e III riportati in figura A.3. In ognuno dei tre modi la cricca può propagarsi solamente lungo

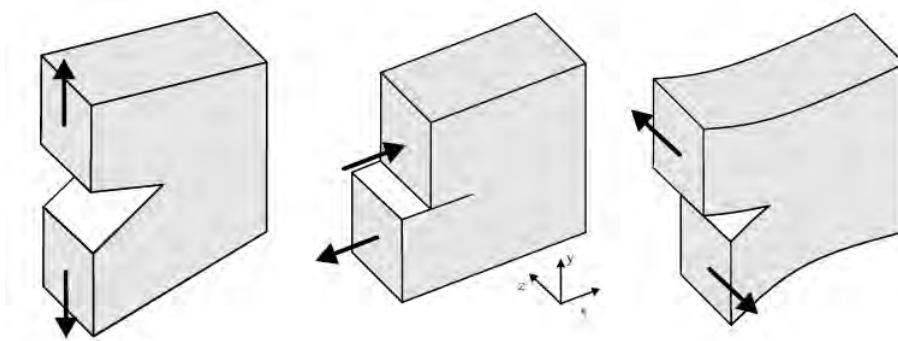


Figura A.3: Da sinistra verso destra sono mostrati in figura i modi di frattura I, II, III

l'asse x . Nel caso generale ci si trova in una situazione mista e quindi la sollecitazione risultante è una composizione delle sollecitazioni derivanti da

ogni modo di frattura.

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^I + \sigma_{ij}^{II} + \sigma_{ij}^{III} \quad (\text{A.5})$$

per $i, j = x, y$.

Irwin mise in relazione il singolo comportamento delle componenti di sollecitazione con la distanza dall'apice della cricca r . La formulazione semplificata di tale relazione è data da:

$$\sigma \simeq \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (\text{A.6})$$

Il parametro K , *fattore di intensificazione degli sforzi*, gioca un ruolo fondamentale nella meccanica della frattura.

Si consideri una cricca statica in una piastra in condizioni di sollecitazione piana, assumendo che le superfici della cricca siano libere da sollecitazioni e che questa sia posizionata lungo l'asse x (Figura A.4), è allora possibi-

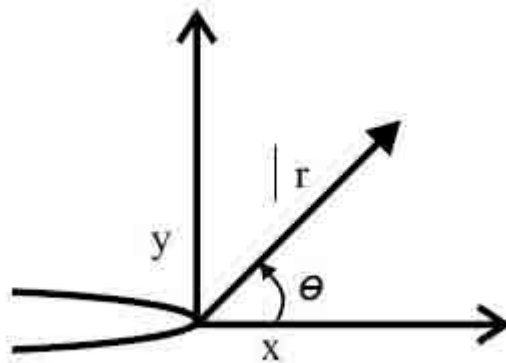


Figura A.4: Coordinate dell'apice della cricca

le dimostrare, esprimendo le tensioni come funzioni complesse, che lo stato tensionale in un elemento di dimensioni infinitesime in prossimità dell'apice vale:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^I(\theta) + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{II}(\theta) + \sigma_{ij}^0 + O(\sqrt{r}) \quad (\text{A.7})$$

per $r \rightarrow 0$, $i, j = x, y$ e con σ_{ij}^0 che rappresenta gli sforzi finiti all'apice. K_I e K_{II} sono dati dalle:

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_{yy}(r, 0) \quad (\text{A.8})$$

$$K_{II} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_{xy}(r, 0) \quad (\text{A.9})$$

mentre le funzioni di variazione angolare sono date per il modo I dalle:

$$f_{xx}^I(\theta) = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3}{2}\theta\right)\right) \quad (\text{A.10})$$

$$f_{yy}^I(\theta) = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3}{2}\theta\right)\right) \quad (\text{A.11})$$

$$f_{xy}^I(\theta) = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3}{2}\theta\right) \quad (\text{A.12})$$

e per il modo II dalle:

$$f_{xx}^{II}(\theta) = -\sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3}{2}\theta\right)\right) \quad (\text{A.13})$$


$$f_{yy}^{II}(\theta) = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3}{2}\theta\right) \quad (\text{A.14})$$

$$f_{xy}^{II}(\theta) = \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3}{2}\theta\right)\right) \quad (\text{A.15})$$

Il fattore di intensificazione degli sforzi dipende dalla geometria del sistema, dalla forma e dalle dimensioni della cricca e dal tipo di carico. Nel caso più generale è possibile riscrivere l'equazione A.8 in modo che sia valida per le diverse configurazioni di carico e di geometria:


$$K_I = \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{A.16})$$

dove β è un *coefficiente di adattamento dell'intensificazione degli sforzi*. I valori di β sono disponibili in letteratura per i casi più frequentemente riscontrati nella pratica.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS – LP3 - 037	0	L	79/80	

Bibliografia

- [1] A. Ambroziak e P. Kłosowski. “The Elasto-Viscoplastic Chaboche Model”. In: *Task Quarterly* (2007).
- [2] *ASME boiler and pressure vessel code, Section III, Division 1, Subsection NH*. 2004.
- [3] G. Cailletaud. “A micromechanical approach to inelastic behaviour of metals”. In: *International Journal of Plasticity* 8.8 (1992), pp. 55–73.
- [4] J.L. Chaboche. “Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity”. In: *International Journal of Plasticity* 5.3 (1989), pp. 247–302.
- [5] J.L. Chaboche. “On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratcheting effects”. In: *International Journal of Plasticity* 7.7 (1991), pp. 661–678.
- [6] J.L. Chaboche. “Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity”. In: *International Journal of Plasticity* 2.2 (1986), pp. 149–188.
- [7] A.A. Griffith. “The phenomena of rupture and flow in solids”. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society of London* (1921).
- [8] H. Hubel. “Ratcheting Phenomena”. In: *SMiRT-12 Publication* (1993).
- [9] S. Imatani. “Studies on Inelastic Constitutive Relationship for Temperature Materials and its Application to Finite Element Analysis”. Tesi di dott. Kyoto University, 1990.
- [10] G.R. Irwin. “Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate”. In: *Journal of Applied Mechanics* (1957).

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione NNFISS – LP3 - 037	Rev. 0	Distrib. L	Pag. di 80/80
--	---	------------------	----------------------	-------------------------

- [11] G.Z. Kang et al. “Uniaxial ratcheting and failure behaviours of two steel”. In: *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 43 (2005), pp. 199–209.
- [12] N. Kasahara, K. Nakamura e M. Morishita. “Recent developments for fast reactor structural design standards”. In: *SMiRT 18 Publication* (2005).
- [13] H.Y. Lee, J.B. Kim e J.H. Lee. “Progressive Inelastic Deformation Characteristics of Cylindrical Structure with Plate-to-Shell Junction Under Moving Temperature Front”. In: *KSME International Journal* 17.3 (2003), pp. 400–408.
- [14] H. Mao e S. Mahadevan. “Reliability analysis of creep-fatigue failure”. In: *International Journal of Fatigue* 22 (2000), pp. 789–797.
- [15] N. Ohno e D. Wang. “Kinematic hardening rules with critical state of dynamic recovery”. In: *International Journal of Plasticity* 9.3 (1993), pp. 375–390.
- [16] S.K. Paul et al. “True stress control asymmetric cyclic plastic behaviour in SA333 C-Mn steel”. In: *International Journal of Pressure Vessel and Piping* 87 (2010), pp. 440–446.
- [17] M. Rakotovelofy, L. Taleb e M. Cousin. “On the validation of the methods related to cyclic behavior of metallic structures”. In: *International Journal of Plasticity* 15.4 (1999), pp. 457–478.
- [18] J.E. Shigley, C.R. Mischke e R.G. Budynas. *Progetto e Costruzione di Macchine*. McGraw Hill, 2007.
- [19] S.Y. Zamrik. “Damage models for creep-fatigue interaction”. In: *Technology for the '90s — A Decade of Progress*. A cura di Au-Yang MK. The ASME Pressure, Vessels e Piping Division, 1993. Cap. 3, pp. 84–107.