



Agenzia Nazionale per le Nuove Tecnologie,  
l'Energia e lo Sviluppo Economico Sostenibile



*Ministero dello Sviluppo Economico*

## RICERCA DI SISTEMA ELETTRICO

Life Extension: studio degli effetti di Warm Pre-Stress (WPS) su un  
Reactor Pressure Vessel

*D. Bernardi*

LIFE EXTENSION: STUDIO DEGLI EFFETTI DI WARM PRE-STRESS (WPS) SU UN REACTOR PRESSURE VESSEL

D. Bernardi (ENEA)

Settembre 2011

Report Ricerca di Sistema Elettrico

Accordo di Programma Ministero dello Sviluppo Economico – ENEA

Area: Governo, Gestione e sviluppo del sistema elettrico nazionale

Progetto: Nuovo nucleare da fissione: collaborazioni internazionali e sviluppo competenze in materia nucleare

Responsabile Progetto: Paride Meloni, ENEA

**Titolo**

**Life Extension: studio degli effetti di Warm Pre-Stress (WPS)  
su un Reactor Pressure Vessel**

**Descrittori**

Tipologia del documento: Rapporto Tecnico  
 Collocazione contrattuale: Accordo di programma ENEA-MSE: tema di ricerca "Nuovo nucleare da fissione"  
 Argomenti trattati: Meccanica della frattura, crack-tip constraint, Warm Pre-Stress, life extension, NESC-VII

**Sommario**

Il presente rapporto descrive l'attività svolta nel periodo di riferimento ottobre 2010 - settembre 2011 nell'ambito dell'azione LP1-E.b (*Life Extension*) dell'AdP ENEA-MSE 2008-2009. L'attività si inquadra all'interno del rinnovato accordo ENEA-CEA e prevede la partecipazione al network europeo NESC-VII finalizzato all'analisi e alla validazione degli effetti del fenomeno di Warm Pre-Stress (WPS) sull'integrità strutturale del Reactor Pressure Vessel (RPV) di reattori nucleari a fissione per l'estensione della loro vita operativa oltre gli iniziali limiti progettuali. Il contributo ENEA riguarda in particolare la simulazione, mediante il codice termomeccanico agli elementi finiti CAST3M, di uno dei cinque test sperimentali in corso presso il CEA di Saclay per lo studio dell'effetto di WPS su provini cruciformi pre-intagliati sottoposti a carico biassiale. Tale configurazione è scelta con l'intento di riprodurre le condizioni di carico ipotizzabili durante un eventuale transitorio termico severo (Pressurized Thermal Shock, PTS) innescato da situazioni incidentali o repentine variazioni operative dell'impianto. Nel presente rapporto viene illustrato in particolare il test sperimentale oggetto dell'analisi e l'implementazione delle procedure CAST3M per la sua simulazione, con particolare riguardo alla determinazione degli effetti di confinamento del crack-tip durante un percorso di carico di tipo LCF (Load-Cool-Fracture).

**Note**

Poiché le informazioni relative all'attività lato CEA sono coperte da vincolo di natura confidenziale, il presente rapporto si limita a riportarne le parti strettamente necessarie ai fini di un'adeguata contestualizzazione dell'attività ENEA in ambito NESC-VII. Per informazioni più dettagliate si faccia riferimento al rapporto [1] citato in Bibliografia.

Copia n.

In carico a:

2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMMISSIONE	6/09/2011	NOME	D. Bernardi	M. Sepielli	P. Meloni
			FIRMA			
REV.	DESCRIZIONE	DATA	REDAZIONE	CONVALIDA	APPROVAZIONE	

## Indice

<b>Introduzione .....</b>	<b>3</b>
<b>1. Concetti generali di meccanica della frattura .....</b>	<b>5</b>
<b>1.1 La teoria elastico-lineare (LEFM) .....</b>	<b>5</b>
<b>1.2 La teoria elasto-plastica (EPFM) .....</b>	<b>7</b>
<b>1.3 L’approccio a due parametri: la teoria J-Q.....</b>	<b>8</b>
1.3.1 Il parametro T.....	9
1.3.2 La teoria J-Q .....	11
<b>2. Il fenomeno di Warm Pre-Stress (WPS).....</b>	<b>14</b>
<b>3. Studio e validazione del fenomeno di WPS.....</b>	<b>16</b>
<b>3.1 Il network europeo NESC-VII .....</b>	<b>16</b>
<b>3.2 La collaborazione ENEA-CEA in ambito NESC-VII: l’attività sperimentale..</b>	<b>17</b>
3.2.1 Caratteristiche del provino .....	19
3.2.2 Descrizione dell’apparecchiatura sperimentale .....	22
3.2.3 Esecuzione dei test .....	24
3.2.4 Risultati sperimentali .....	25
<b>3.3 La collaborazione ENEA-CEA in ambito NESC-VII: l’analisi numerica .....</b>	<b>26</b>
<b>Conclusioni.....</b>	<b>35</b>
<b>Bibliografia.....</b>	<b>37</b>
<b>Allegato 1 – Procedura “CALC-3D-LCF” .....</b>	<b>40</b>
<b>Allegato 2 – Procedura “POST-3D-LCF” .....</b>	<b>45</b>
<b>Allegato 3 – Procedura “CALC-SSY-LCF” .....</b>	<b>49</b>

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	3	55

## Introduzione


Con l'approssimarsi del limite temporale di fine vita di un significativo numero di impianti nucleari tra quelli che costituiscono l'attuale parco dei reattori europei, si pone la necessità, da parte dei gestori e delle preposte Autorità di Sicurezza, di valutare l'opportunità di estendere la vita di tali reattori oltre il limite programmato in fase di progetto iniziale. Il problema è particolarmente sentito in Francia, dati il peso che in questo Paese riveste l'energia prodotta per via nucleare e l'ormai raggiunta obsolescenza di molti dei reattori attualmente in esercizio sul suo territorio.

La possibilità di estendere la vita operativa degli impianti nucleari oltre il limite inizialmente previsto (in genere 25-30 anni per i reattori ad acqua di seconda generazione) si basa su analisi e valutazioni in grado di dimostrare la capacità di mantenere, con un certo margine di salvaguardia e per un tempo sufficientemente esteso (possibilmente fino a 40-60 anni), il richiesto grado di affidabilità e sicurezza di tutti quei componenti la cui rottura o il cui malfunzionamento possano comportare conseguenze o danni severi. Tra questi componenti, un ruolo di primo piano spetta necessariamente al Reactor Pressure Vessel (RPV), la cui integrità strutturale è ovviamente di fondamentale importanza e deve essere garantita in ogni ipotetica condizione di funzionamento incluse quelle incidentali.

Al fine di estendere la vita dell'impianto è pertanto necessario dimostrare che, anche a valle di possibili eventi critici quali shock termici severi (che possono essere indotti ad esempio da un evento di LOCA), il vessel è ancora in grado di conservare la propria integrità strutturale pur in presenza di eventuali difetti macroscopici nel materiale imputabili all'inevitabile degradamento del componente.

Una delle situazioni più temute da questo punto di vista è l'insorgere di un evento noto come Pressurized Thermal Shock (PTS) ovvero un raffreddamento rapido indotto da variazioni repentine della temperatura o del livello del fluido refrigerante che, associato al carico primario di pressione del fluido stesso, produce uno stato di stress biassiale variabile non linearmente nello spessore in grado di provocare, in presenza di eventuali cricche, la rottura fragile del vessel in conseguenza dell'attraversamento della soglia di transizione duttile-fragile (favorita dall'abbassamento di temperatura sperimentata durante il transitorio) caratteristica degli acciai ferritici.

La valutazione dell'integrità del vessel deve perciò essere condotta facendo riferimento in primo luogo ai carichi indotti da ipotetici eventi di tipo PTS [2], [3] associati agli effetti di invecchiamento termico e irraggiamento neutronico del materiale del vessel che ne determinano una degradazione delle proprietà di resistenza nei confronti della frattura fragile.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	4	55

L'approccio su cui si concentrano oggi molti degli sforzi finalizzati alla dimostrazione dell'esistenza di opportuni margini di resistenza del RPV nelle suddette condizioni di carico è basato sul fenomeno denominato Warm Pre-Stress (WPS) [4], [5] in base al quale la resistenza a frattura del materiale risulta "apparentemente" aumentata quando quest'ultimo è presollecitato ad una temperatura (generalmente superiore a quella di transizione duttile-fragile) maggiore di quella raggiunta negli istanti successivi del transitorio o comunque negli stati operativi susseguenti caratterizzati da maggiore fragilità del materiale strutturale rispetto allo stato iniziale. Tale fenomeno, benchè noto da tempo, non è ancora stato compreso completamente nei dettagli e la sua applicabilità nelle condizioni operative tipiche di un RPV durante l'intera vita del reattore rimane ancora da dimostrare pienamente.

Al fine di approfondire l'analisi degli effetti di WPS e considerarne l'applicabilità alle valutazioni di *life extension* dei RPVs è stato promosso un apposito progetto nell'ambito del network europeo NESC-VII, che vede la partecipazione dell'ENEA con un contributo in termini di supporto numerico ai test sperimentali effettuati presso il CEA di Saclay per quanto concerne lo studio e la validazione degli effetti di WPS su provini cruciformi di acciaio ferritico 18MND5 (del tipo di quello utilizzato per i vessel dei PWR francesi), in configurazioni di carico biassiale e soggetti a transitori termomeccanici volti a riprodurre condizioni analoghe a quelle di un PTS.

Il presente rapporto è strutturato come segue.

Il Paragrafo 1 è dedicato ad una breve introduzione generale in cui vengono richiamati i concetti più importanti di meccanica della frattura sia per quanto riguarda l'approccio ad un parametro (sia in campo elastico che elasto-plastico), che quello a due parametri.

Il Paragrafo 2 descrive sinteticamente il fenomeno di Warm Pre-Stress e le sue implicazioni sulla *life extension* dei RPVs.

Infine, il Paragrafo 3 descrive il progetto NESC-VII e l'attività condotta in tale ambito in collaborazione con il CEA: in particolare vengono illustrati i tests sperimentali effettuati a Saclay di interesse per le successive analisi ENEA e la messa a punto delle procedure di calcolo per la loro simulazione mediante il codice agli elementi finiti CAST3M.

## 1. Concetti generali di meccanica della frattura

### 1.1 La teoria elastico-lineare (LEFM)

La Fig. 1 mostra schematicamente un volume elementare di materiale in vicinanza dell'apice di un difetto (*crack-tip*) in un materiale elastico, insieme alle espressioni delle componenti di stress che agiscono su tale elemento, ricavabili dalla teoria elastica della meccanica del continuo [6]:

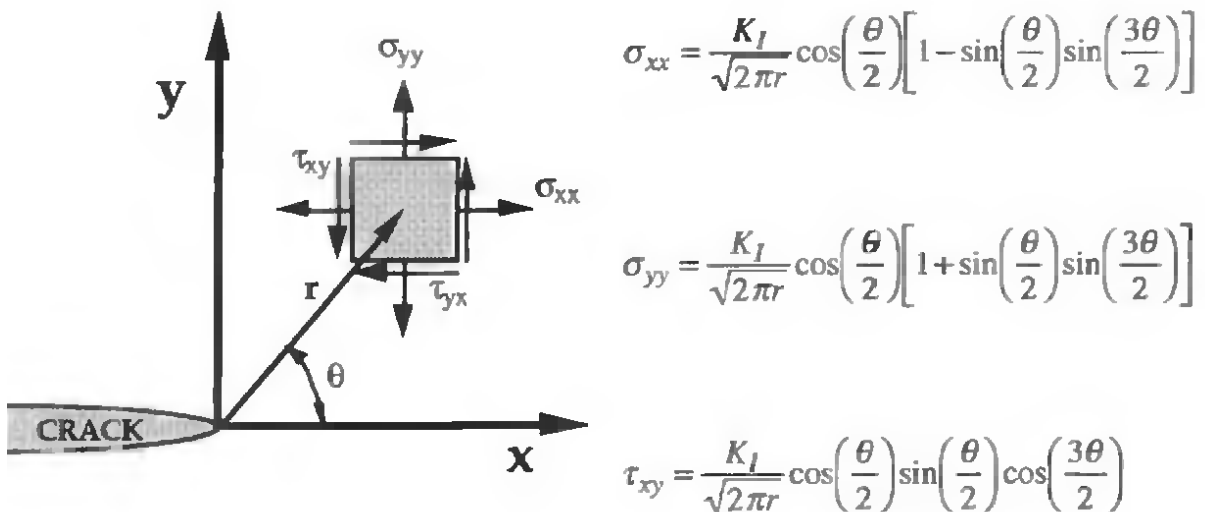


Fig. 1 – Componenti di sforzo all'apice di un difetto in un materiale elastico-lineare

Come si può osservare, ciascuna delle componenti è proporzionale all'unica costante  $K_I$ . Pertanto se tale costante è nota, l'intera distribuzione degli sforzi al crack-tip può essere facilmente determinata. Questa costante, nota come fattore di intensificazione degli sforzi (o *Stress Intensity Factor*, SIF), caratterizza completamente le condizioni all'apice della cricca in un materiale elastico lineare e costituisce il parametro fondamentale su cui si basa la teoria della meccanica della frattura in campo elastico (Linear Elastic Fracture Mechanics, LEFM). Il pedice I sta ad indicare la modalità con cui è applicato il carico esterno ovvero (si veda la Fig. 2): normale al piano del crack (modo I), con effetto tagliante nel piano del crack (modo II), con effetto tagliante ma al di fuori del piano del crack (modo III).

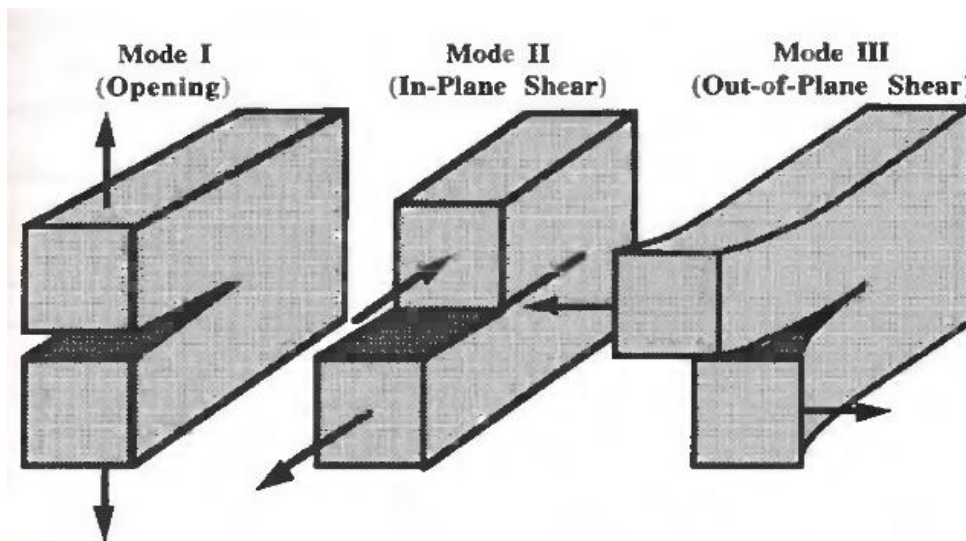


Fig. 2 – Modalità di applicazione del carico in un componente contenente un crack

Assumendo che il materiale ceda localmente per frattura in corrispondenza di una qualche combinazione di sforzo/deformazione, segue che la rottura deve avvenire per un determinato valore critico di  $K_I$  ( $K_{Ic}$ ), cioè quando  $K_I = K_{Ic}$ . Sotto determinate condizioni che saranno meglio chiarite al Par. 1.3, il valore di  $K_{Ic}$  è funzione solamente del materiale. Questa proprietà intrinseca del materiale prende il nome di *fracture toughness* e il suo valore può essere determinato mediante prove sperimentali standardizzate descritte dalla normativa tecnica di riferimento (v. ad esempio la normativa americana ASTM).

Il valore di  $K_I$  dipende dalla configurazione geometrica del componente, dalla forma e dimensioni del difetto e dalle condizioni di carico (termico e/o meccanico) applicate. Per configurazioni semplici esso è tabellato generalmente nella forma [6]:

$$K_I = Y \sigma \sqrt{\pi a}$$

dove  $\sigma$  è la tensione remota applicata (ovvero quella non perturbata dal difetto),  $a$  è la dimensione caratteristica del crack e  $Y$  un fattore di forma (tabellato) dipendente dalla configurazione geometrica del componente in esame.

Per geometrie più complesse è necessario ricorrere ad analisi numeriche (ad esempio agli elementi finiti) o sperimentali.



## 1.2 La teoria elasto-plastica (EPFM)

La teoria elastico-lineare è valida finchè la zona plastica che si forma vicino al crack-tip rimane limitata ad una regione piccola rispetto alle dimensioni del componente (Small Scale Yielding, SSY). Quando ciò non è più vero, la teoria elastica cade in difetto in quanto vengono ad essere presenti al crack-tip deformazioni plastiche non trascurabili che devono essere tenute in debito conto. Sul finire degli anni '60, diversi ricercatori hanno cercato di estendere la teoria ad un parametro oltre i limiti di validità del modello LEFM. Contributi fondamentali in tale campo si devono in particolare a Hutchinson, Rice e Rosengren, i quali posero le basi per lo sviluppo della teoria elasto-plastica (Elastic Plastic Fracture Mechanics, EPFM), valida anche per condizioni che si discostano da quelle di SSY.

Seguendo il modello elasto-plastico, in luogo del fattore di intensificazione degli sforzi viene introdotto un nuovo parametro chiamato  $J$  (noto come integrale di Rice) la cui espressione è data dal seguente integrale di linea valutato su un qualunque percorso  $\Gamma$  che si chiude attorno al crack (Fig. 3)

$$J = \int_{\Gamma} \left( w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right)$$

in cui  $w$  è la densità di energia di deformazione totale (elastica+plastica),  $T_i$  è il vettore di trazione su ciascun punto del contorno:

$$T_i = \sigma_{ij} n_j$$

e  $u_i$  è il vettore spostamento nello stesso punto.

Si dimostra che tale integrale è indipendente dal percorso scelto per l'integrazione e coincide con il tasso di energia potenziale  $\Pi$  rilasciata per incremento di area del crack,  $dA$ :

$$J = -\frac{d\Pi}{dA}$$

La validità del parametro  $J$  include anche il caso elastico, coincidendo in tale caso con il tasso di rilascio di energia elastica  $G$  definito in maniera analoga al caso elasto-plastico e legato al  $K_I$  dalla relazione  $G = K_I^2/E$  con  $E$  modulo di Young. Per un materiale elastico-lineare, si ha quindi:

$$J = \frac{K_I^2}{E}$$

Ciò consente di estendere il concetto di fattore di intensificazione degli sforzi anche al caso elasto-plastico definendo un  $K_J$  generalizzato come:

$$K_J = \sqrt{E' \cdot J}$$

dove  $E' = E$  in condizioni di tensione piana e  $E' = E / (1-\nu^2)$  per condizioni di deformazione piana. Ovviamente nel caso elastico si ha:  $K_J = K_I$ .

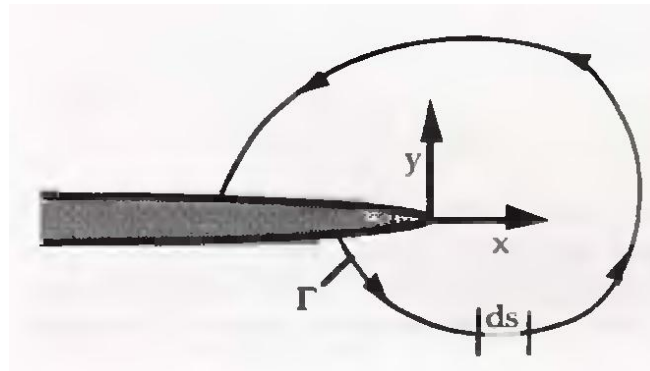


Fig. 3 – Contorno per il calcolo dell'integrale J

La teoria elasto-plastica prevede che si abbia frattura quando J (o, equivalentemente,  $K_J$ ) raggiunge il valore critico  $J_c$  (o  $K_{Jc}$ ) caratteristico solamente (sotto certe condizioni che saranno chiarite nel Par. 1.3) del materiale. Per geometrie semplici, il valore di J ( $K_J$ ) è calcolabile analiticamente tramite tabelle o metodologie ad-hoc appositamente sviluppate (ad es. la metodologia EPRI) [6] o, nei casi geometricamente più complessi, tramite approcci numerici. Ad esempio, il codice CAST3M ha integrate al suo interno alcune procedure (ad es. G\_THETA) che permettono di ottenere, come analisi di post-trattamento, il valore di J direttamente a partire dalla soluzione calcolata e dai dati geometrici del crack forniti in input alla procedura stessa.

### 1.3 L'approccio a due parametri: la teoria J-Q

La teoria ad un parametro (K o J) è valida finchè sussistono condizioni di plasticità limitata (SSY) al crack-tip. In tal caso, infatti, un singolo parametro è sufficiente a descrivere i campi di tensione e deformazione in prossimità dell'apice del difetto e può quindi essere

utilizzato come criterio di frattura (*fracture toughness* indipendente dalla geometria e dalle dimensioni del componente).

In condizioni di elevata plasticità, l'approccio ad un parametro non è più applicabile in quanto la *fracture toughness* viene a dipendere oltre che dal materiale anche dalle dimensioni e dalla geometria del provino [7].

Un'analisi più approfondita del fenomeno porta a concludere che la teoria ad un parametro è valida fintantoché al crack-tip è mantenuto un elevato livello di triassialità dello stress, il che generalmente è verificato in condizioni di SSY. Allorché tale condizione non è più realizzata, ovvero quando si ha una perdita del livello di triassialità, o come si suol dire, di confinamento del crack-tip (*crack-tip constraint loss*), il valore di *fracture toughness* non caratterizza più in modo univoco il materiale [8] ed è necessario passare ad un modello a due parametri [9], [10], [11] in cui accanto a K o J si introduce un secondo parametro che misura l'entità del confinamento (o equivalentemente il livello di triassialità dello stress) al crack-tip. Gli approcci più utilizzati in quest'ambito sono quelli che fanno uso dei parametri T e Q [10], [11], qui di seguito descritti.

### 1.3.1 Il parametro T

Williams [6] ha mostrato che il campo di stress al crack-tip in un materiale elastico-lineare e isotropo può essere espresso come serie infinita di potenze del tipo:

$$\sigma_{ij} = \left( \frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta)$$

in cui il termine dominante esibisce una singolarità del tipo  $r^{-1/2}$ , il secondo termine è costante, il terzo è proporzionale a  $r^{1/2}$  e così via. La meccanica della frattura classica normalmente trascura tutti i termini tranne quello singolare, il che conduce alla possibilità di descrivere le condizioni del crack-tip tramite un singolo parametro (teoria classica ad un parametro). Sebbene il terzo termine e quelli successivi della serie di Williams, svaniscano per  $r \rightarrow 0$  cioè all'approssimarsi al crack-tip, il secondo termine (costante) rimane finito. Ne deriva che esso può avere un effetto significativo sulla forma della zona plastica e sul campo di stress che si viene a determinare all'interno di essa.

Per un componente in materiale elastico e isotropo contenente un difetto soggetto ad un carico di modo I in condizioni di deformazioni piana, la serie di Williams troncata al secondo termine si scrive:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \begin{bmatrix} T & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \nu T \end{bmatrix}$$

in cui T è la componente (uniforme) di tensione in direzione x (che induce una componente  $\nu T$  in direzione z). È possibile valutare l'influenza dello stress T costruendo un modello a geometria circolare come quello illustrato in Fig. 4. Sul contorno di tale modello sono applicate condizioni di sforzo  $\sigma_{ij}$  corrispondenti alle relazioni di Williams sopracitate. La zona plastica che si sviluppa al crack-tip deve essere mantenuta di dimensioni ridotte rispetto alle dimensioni complessive del modello, al fine di assicurare la validità delle condizioni al contorno che sono basate su una soluzione di tipo elastico. Questa configurazione viene spesso citata come modello di tipo *Boundary Layer Modificato*, *BLM* (la qualifica di *modificato* si riferisce all'introduzione del parametro T nelle condizioni al contorno) e simula le condizioni in prossimità del crack-tip per una configurazione arbitraria, ammesso che la zona plastica sia ben contenuta all'interno del dominio.

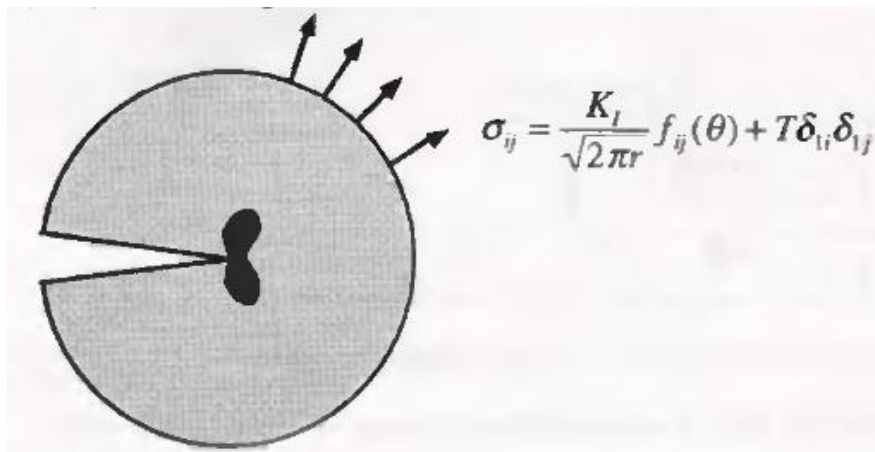


Fig. 4 – Modello tipo *Boundary Layer Modificato*

In Fig. 5 è visualizzato un grafico in cui sono mostrati i risultati in termini di tensione  $\sigma_{yy}$  normalizzata rispetto al limite di snervamento  $\sigma_0$  ottenuti da un'analisi agli elementi finiti basata sul modello BLM. L'analisi evidenzia gli effetti del parametro T all'interno della zona

plastica. Il caso particolare  $T=0$  corrisponde alla condizione limite SSY, in cui la zona plastica rappresenta una frazione trascurabile rispetto alla lunghezza del crack e alle dimensioni del componente: in tale situazione il termine singolare (quantificato con  $K_I$ ) definisce in modo univoco il campo di sforzo al crack-tip e la teoria ad un parametro è pertanto applicabile. Tale approccio è rigorosamente valido solo per  $T=0$ . Dal grafico di Fig. 5 si nota inoltre che valori negativi di  $T$  determinano un significativo *shift* verso il basso del campo di stress, laddove invece valori positivi di  $T$  producono un innalzamento complessivo assai meno pronunciato del medesimo campo al di sopra del limite SSY.

Il parametro  $T$  combinato con un'analisi basata sul modello BLM può essere utilizzato per stimare quantitativamente lo stato di stress all'apice del difetto. Tuttavia bisogna osservare che tale metodologia ha delle limitazioni intrinseche in quanto, essendo  $T$  un parametro di tipo elastico, essa produce risultati che non hanno significato fisico in condizioni di plasticità estesa. In quest'ultimo caso è necessario adottare, in luogo di  $T$ , il parametro  $Q$  descritto di seguito.

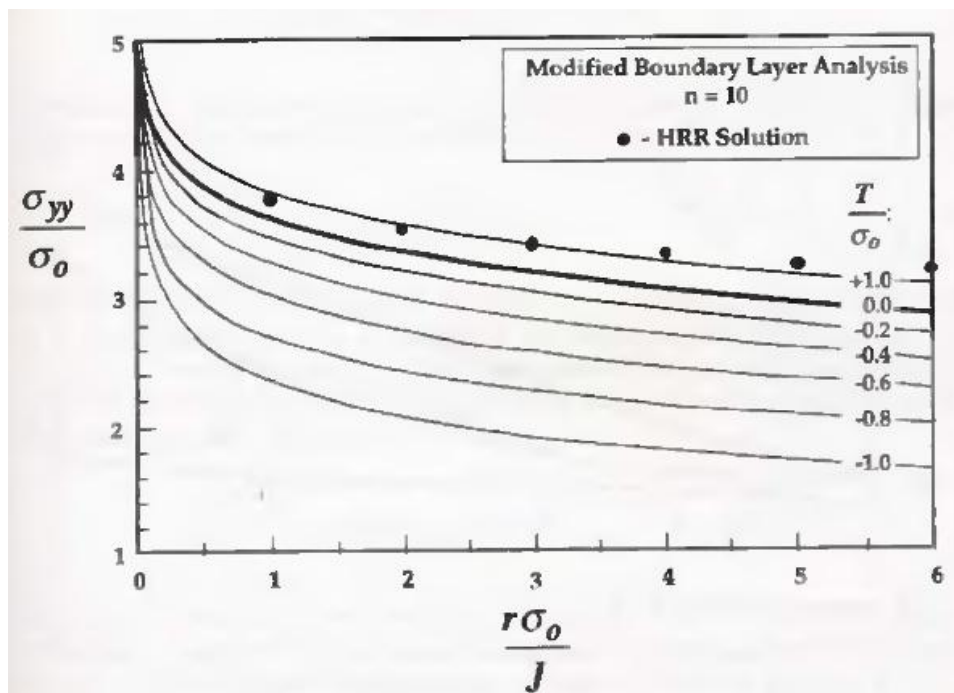


Fig. 5 – Analisi tramite modello BLM: effetto del parametro  $T$

### 1.3.2 La teoria J-Q

Assumendo l'ipotesi di piccole deformazioni, i campi di stress e deformazione all'apice della cricca dentro la zona plastica possono essere rappresentati da una serie di potenze in cui la

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	12	55

cosiddetta soluzione HRR è il termine dominante. Raccogliendo i termini di ordine più elevato del primo in un unico “campo differenza”  $(\sigma_{ij})_{diff}$  si può scrivere:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + (\sigma_{ij})_{diff}$$

In alternativa, il campo differenza può essere definito come scostamento dalla soluzione di riferimento SSY (ovvero la soluzione elastica con  $T = 0$ ):

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{T=0} + (\sigma_{ij})_{diff}$$

Come si può osservare dalla Fig. 5, valori non nulli di  $T$  determinano un innalzamento o un abbassamento pressochè uniforme del campo al crack-tip per la posizione angolare  $\theta = 0$ . O’Dowd e Shih [10], [11] hanno dimostrato che  $(\sigma_{ij})_{diff}$  è relativamente costante sia con la distanza  $r$  che con l’angolo  $\theta$ , in tutta la regione frontale  $|\theta| \leq \pi/2$ . Inoltre essi hanno dimostrato che, sempre nella medesima regione, sussiste la relazione:

$$(\sigma_{yy})_{diff} \approx (\sigma_{xx})_{diff} \gg (\sigma_{xy})_{diff}$$

ovvero il campo differenza  $(\sigma_{ij})_{diff}$  corrisponde approssimativamente ad un campo idrostatico uniforme sovrainposto al campo di stress nella zona del crack-tip. L’ampiezza di tale campo idrostatico è normalmente scritta introducendo il parametro  $Q$ , secondo la stessa definizione proposta da O’Dowd e Shih:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{T=0} + Q\sigma_0\delta_{ij}$$

dove  $\delta_{ij}$  è la delta di Kronecker e  $\sigma_0$  il limite di snervamento. Da questa definizione segue che  $Q$  può essere dedotto sottraendo il campo di riferimento ottenuto dal modello BLM per  $T=0$  (soluzione SSY) da quello effettivo  $\sigma_{ij}$  ottenuto da un’analisi agli elementi finiti della configurazione reale. In particolare, sempre seguendo O’Dowd e Shih, la seguente definizione viene adottata al fine di eliminare ogni ambiguità (dovuta al fatto che il campo idrostatico è solo *approssimativamente* uniforme) relativa alla posizione in cui calcolare i suddetti termini:

$$Q \equiv \frac{\sigma_{yy} - (\sigma_{yy})_{T=0}}{\sigma_0} \quad \text{at } \theta = 0 \text{ and } \frac{r\sigma_0}{J} = 2$$

Il parametro Q rappresenta in pratica un indice quantitativo del livello di confinamento (o di triassialità) dello stress al crack-tip, relativamente ad uno stato di riferimento (la soluzione SSY) caratterizzato da un elevato grado di triassialità ( $Q = 0$ ).

Valori di Q non nulli (negativi) indicano perdita di confinamento al crack-tip: questa condizione è tendenzialmente accompagnata da un aumento del livello e dell'estensione della deformazione in prossimità dell'apice del difetto e da un aumento "apparente" della *fracture toughness* (cioè del valore critico  $J_c$ ) che in tali condizioni non è più rappresentabile come un parametro intrinseco del materiale ma viene a dipendere da Q.

Viene in tal modo giustificata l'adozione di un approccio a 2 parametri in cui la *fracture toughness* non è più vista come un singolo valore ( $J_c$ ) caratteristico del materiale ma piuttosto come un luogo di punti che correla il valore critico  $J_c$  (indice del livello di deformazione) al parametro Q (indice del livello di triassialità):

$$J_c = J_c(Q)$$

Un esempio di tale curva è mostrato in Fig. 6 per un provino di tipo SE(B) in acciaio A515 Grade 70. Nonostante qualche dispersione nei dati, la curva evidenzia chiaramente il trend del fenomeno:  $J_c$  tende ad aumentare man mano che Q diventa sempre più negativo (cioè man mano che si ha perdita di triassialità). La *fracture toughness* tende perciò apparentemente ad aumentare al diminuire del livello di confinamento dello stress al crack-tip.

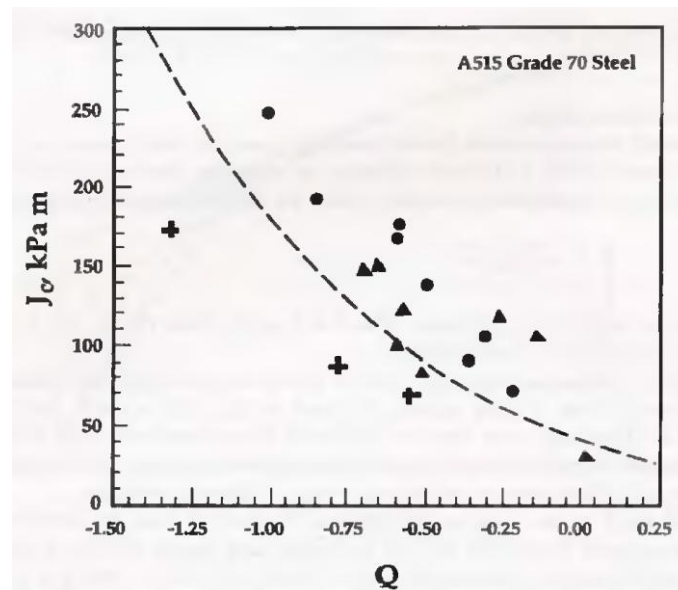


Fig. 6 – Esempio di correlazione  $J_c$ -Q

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	14	55

## 2. Il fenomeno di Warm Pre-Stress (WPS)

Numerose evidenze sperimentali [4] hanno portato ad avvalorare l'ipotesi che componenti strutturali realizzati in acciaio ferritico (soggetto come noto alla transizione duttile-fragile) contenenti cricche possano presentare dei significativi margini di rottura alla frattura fragile rispetto ai valori nominali di *fracture toughness* del materiale, allorchè essi vengano pre-sollecitati a temperature più elevate rispetto a quella a cui può venirsi a trovare il componente a seguito di transitori termomeccanici operazionali o incidentali (ad es., un PTS) e a cui ipoteticamente può quindi verificarsi la frattura. Tale fenomeno è noto col nome di *Warm Pre-Stress* (WPS).

In altri termini, il WPS tende ad indurre un aumento apparente della *fracture toughness* del materiale che comporta la necessità di elevare il fattore di intensità degli sforzi alla frattura ( $K_f$ ) al di sopra del valore di *fracture toughness* intrinseco del materiale ( $K_{mat}$ ) corrispondente a quello ricavato nelle condizioni vergini iniziali (*as-received*). Il valore da considerare in fase di *assessment* diventa perciò  $K_f$  anziché  $K_{mat}$ .

Lo sforzo iniziale di pre-sollecitazione risulta generalmente applicato a temperature superiori alla temperatura di transizione duttile-fragile (DBTT) del materiale o comunque a temperature più elevate (ovvero in condizioni di minore fragilità) rispetto a quella successiva di esercizio (relativamente a condizioni stazionarie) o di analisi (relativamente a transitori operazionali o incidentali).

E' evidente pertanto che il WPS può giocare un ruolo importante ai fini delle procedure di licensing, in connessione con l'estensione della vita progettuale del vessel. Questa importante implicazione deriva dalla possibilità di dimostrare che, grazie ai benefici effetti in termini di incremento della *fracture toughness*, non è possibile arrivare alla rottura del vessel anche qualora quest'ultimo venga ad essere assoggettato a condizioni di carico particolarmente gravose e pericolose quali quelle che si verificano durante un ipotetico transitorio termico come un PTS innescato ad esempio da un evento incidentale di LOCA.

Dal punto di vista sperimentale diventa pertanto indispensabile dimostrare la validità e l'efficacia degli effetti di WPS in situazioni che simulino tali eventi transitori o incidentali caratterizzati da diversi percorsi di carico meccanico e/o termico. Alcuni tipici percorsi di carico utilizzati nei tests di laboratorio sono raffigurati in Fig. 7.



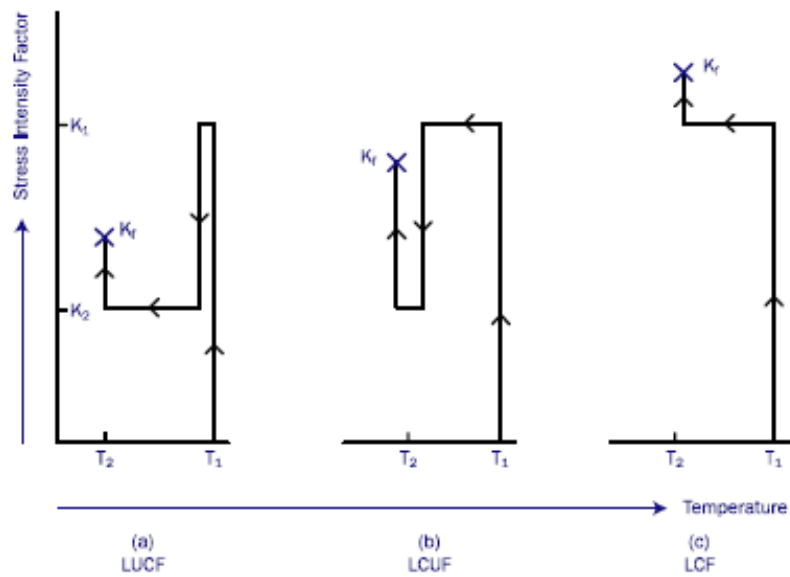


Fig. 7 – Tipici percorsi di carico di WPS

- (a) Load-Unload-Cool-Fracture (LUCF), in cui la struttura è pre-sollecitata alla temperatura  $T_1$  fino al valore di  $K_1$ , scaricata fino a  $K_2$ , raffreddata fino a temperatura  $T_2 < T_1$  e ricaricata fino a frattura
- (b) Load-Cool-Unload-Fracture (LCUF), in cui ha luogo un raffreddamento fino a  $T_2$ , seguito da una diminuzione del carico fino a  $K_2$  e quindi un nuovo aumento di carico fino a rottura
- (c) Load-Cool-Fracture (LCF). Simile al ciclo LCUF ad eccezione del fatto che non vi è diminuzione del carico prima di ricaricare il componente fino a rottura

Gli effetti benefici del WPS in componenti di grosso spessore sono stati attribuiti principalmente al formarsi di una zona di stress residui di compressione all'apice della cricca durante la riduzione di carico o il raffreddamento del componente, con arrotondamento (*blunting*) del crack-tip e incrudimento da deformazione del materiale prospiciente. E' tuttavia ancora necessario un approfondimento teorico sui meccanismi alla base del fenomeno in quanto molti aspetti non sono ad oggi ancora completamente compresi e restano da chiarire nei dettagli.

### 3. Studio e validazione del fenomeno di WPS

#### 3.1 Il network europeo NESC-VII

Come già accennato, il Warm Pre-Stress è un fenomeno, già noto da tempo, il cui effetto è quello di determinare un aumento “apparente” della resistenza degli acciai ferritici nei confronti dell’innesco alla frattura fragile. Per tale motivo esso può essere sfruttato, una volta che sia stato studiato a fondo e validato con sicurezza su base sperimentale, quale metodologia di approccio alla valutazione della life-extension di un RPV, potendosi dimostrare in particolare che:

- la rottura fragile del vessel non è mai riscontrabile durante una qualunque fase di riduzione del carico meccanico ovvero del fattore di intensificazione degli sforzi  $K$  (o anche nel caso in cui  $K$  rimanga costante durante una diminuzione di temperatura, come ad esempio nel caso di ciclo WPS con percorso di carico LCF), anche se la curva  $K_J - T$  interseca il valore critico della fracture toughness  $K_{Jc}$  fornito dalla Master Curve del materiale ( “Principio conservativo” del WPS), v. Fig. 8.
- nel caso di transitorio con ri-caricamento a temperatura inferiore a quella iniziale, la rottura per frattura fragile si verifica con un margine addizionale rispetto al valore di fracture toughness del materiale vergine (cioè ricavato da tests isoterma), v. Fig. 8

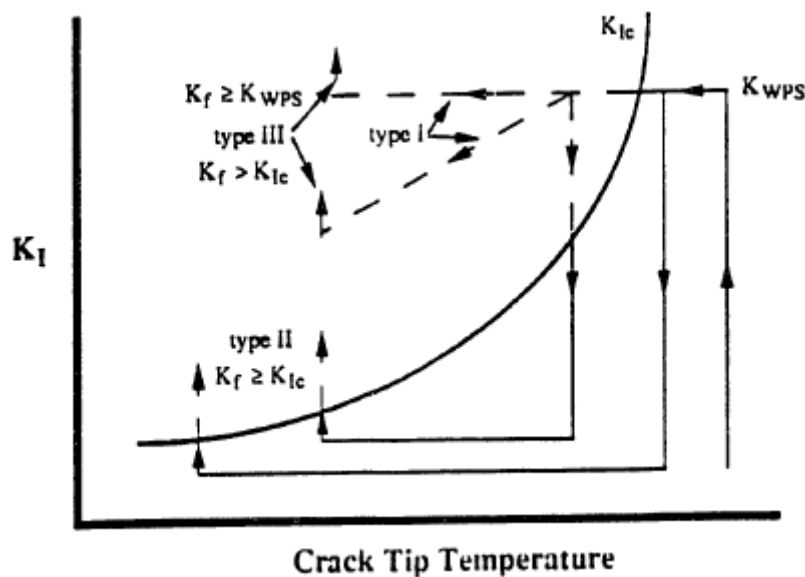


Fig. 8 – Evidenza degli effetti del WPS per differenti percorsi di carico

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	17	55

Il WPS è già incluso come metodologia di *assessment*, per lo meno nella forma del suddetto “principio conservativo”, in alcuni codici di progettazione nucleare (ad. es. ASME, KTA, ...), mentre il suo utilizzo non è ancora preso in considerazione nelle norme RCC-M (o RCC-MR) francesi.

Con l’obiettivo di adottarne l’applicazione anche nell’ambito di queste ultime, numerosi progetti di ricerca sono stati condotti negli ultimi anni in Francia (soprattutto da parte di EDF o nell’ambito di iniziative congiunte EDF-CEA-AREVA). In parallelo a tali azioni e sempre con analoghe finalità connesse alla valutazione dell’integrità del vessel dei reattori, sono state promosse anche altre iniziative a livello europeo, quali ad esempio il progetto denominato SMILE [12] (nell’ambito del 5° Programma Quadro 2002-2005), il progetto VOCALIST (Validation of Constraint-Based Methodology in Structural Integrity) o la serie di progetti promossi all’interno del network NESC (Network for Evaluation of Structural Components) [13], [14], [15]. L’ultimo in ordine temporale di tali progetti (NESC-VII) è stato proposto nel 2007 con l’obiettivo di approfondire l’analisi del fenomeno di WPS e giungere ad una validazione su più larga scala dello stesso, coprendo alcuni aspetti fino ad oggi non ancora o scarsamente esplorati quali:

- effetto di un carico biassiale su provini di grosse dimensioni (effettivamente rappresentativi di un RPV);
- simulazione numerica degli esperimenti (con percorsi di carico anche complessi) ;
- influenza dell’irraggiamento sugli effetti di WPS;
- applicabilità del WPS ai fenomeni di frattura intergranulare;
- approfondimento teorico degli aspetti fondamentali alla base del meccanismo di WPS

### **3.2 La collaborazione ENEA-CEA in ambito NESC-VII: l’attività sperimentale**

Nell’ambito del progetto europeo NESC-VII, è stato definito un ampio programma sperimentale con lo scopo di evidenziare gli effetti del fenomeno di WPS sotto diverse condizioni di prova. L’obiettivo è quello di validare gli effetti del WPS, analogamente a quanto già fatto in passato su provini convenzionali in condizioni di carico monossiale, anche per il caso di carico biassiale (rappresentativo del tipo di carico generato durante un PTS), utilizzando provini cruciformi [16], [17] o a disco.

Per quanto riguarda i provini cruciformi, è previsto che vengano svolti 5 tests presso il laboratorio di prove meccaniche del CEA/LISN di Saclay (Parigi), ciascuno caratterizzato da differenti percorsi di carico. In particolare, i primi due tests (tests #1 e #2) sono già stati effettuati con successo rispettivamente nel luglio e settembre 2010 [1]. Il secondo test (#2) è

consistito nel replicare il primo (#1), in modo da verificare la ripetibilità della prova. In entrambi i tests è stato seguito il medesimo percorso di carico. Tale percorso, di tipo LCF (Load-Cooling-Fracture), prevede un pre-carico a temperatura costante,  $T_{WPS} = -30\text{ °C}$ , seguito da un raffreddamento a carico costante ( $F_{WPS}$ ) fino alla temperatura  $T_{FRAC} = -150\text{ °C}$  e quindi di un nuovo caricamento isoterma a temperatura  $T_{FRAC}$  fino a rottura (v. Fig. 9).

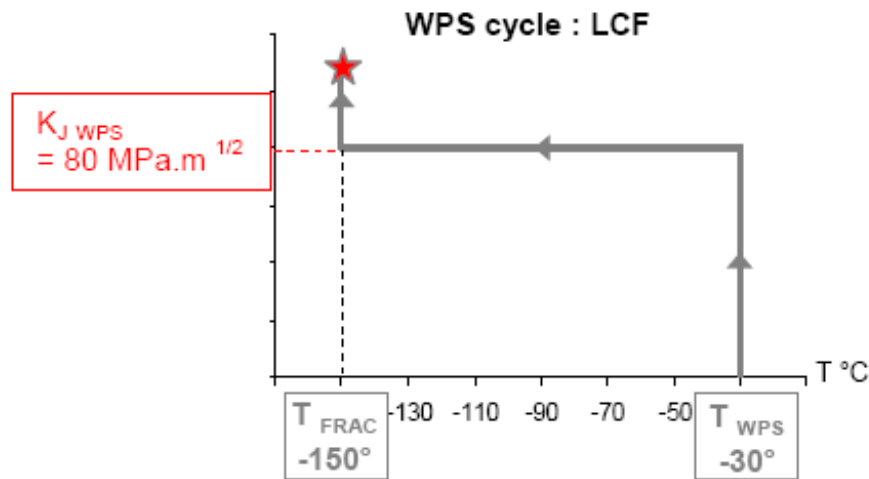


Fig. 9 – Percorso di carico LCF applicato nei test CEA #1 e #2

I valori di  $T_{WPS}$  e  $T_{FRAC}$  sono stati concordati tra i partner del progetto durante il 4° Progress Meeting di Friburgo (12-13 Gennaio 2010) quali parametri più idonei ad evidenziare l'effetto di WPS. Il valore del carico applicato durante il raffreddamento ( $F_{WPS}$ ), corrispondente ad un determinato valore di  $K_{J\ WPS}$ , è stato scelto sulla base dei risultati delle analisi numeriche di pre-test effettuate dal CEA, in modo tale da soddisfare un compromesso tra due requisiti tra loro contrastanti ovvero:

- $K_{J\ WPS}$  deve risultare superiore al valore, valutato alla temperatura  $T_{FRAC}$ , della master curve del materiale corrispondente ad una probabilità di rottura del 95 % (v. Fig. 10);
- $K_{J\ WPS}$  non deve essere eccessivamente elevato per non indurre effetti indesiderati quali plasticizzazione estesa nel materiale;

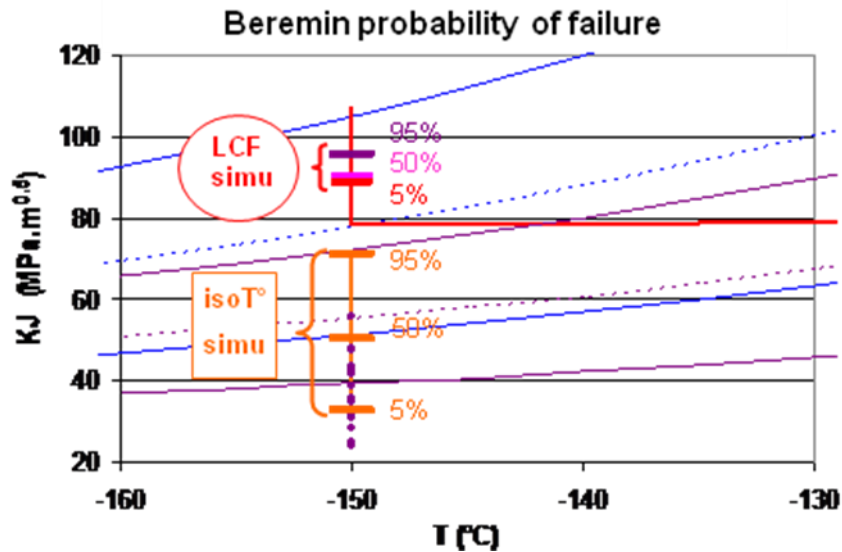


Fig. 10 – Determinazione del  $K_{J_{WPS}}$  per confronto con la Master Curve (curve viola)

Il valore scelto è  $F_{WPS} = 1328.8$  kN corrispondente ad un  $K_{J_{WPS}}$  pari a  $80 \text{ MPa m}^{1/2}$  (valore medio lungo il fronte del crack). In Fig. 10 è mostrato il confronto tra l'andamento di  $K_J$  utilizzato nella simulazione di pre-test con la Master Curve del materiale: le curve blu si riferiscono a un provino con rapporto  $a/W$  (dimensione del difetto/spessore) pari a 0.1 mentre le curve viola si riferiscono ad un provino con rapporto  $a/W$  pari a 0.5. Queste ultime sono quelle che in particolare qui interessano, dato l'effettivo valore del rapporto  $a/W$  dei provini utilizzati nei tests sperimentali. Le tre curve sono relative ad una probabilità di rottura del 5% (curva continua inferiore), 50% (curva tratteggiata intermedia) e 95% (curva continua superiore). Dalla Fig. 10 si nota che alla temperatura di ricaricamento di  $-150 \text{ °C}$ , la Master Curve con probabilità 95% si attesta poco al di sotto del valore scelto di  $K_{J_{WPS}}$  ( $80 \text{ MPa m}^{1/2}$ ).

### 3.2.1 Caratteristiche del provino

I provini cruciformi sono realizzati in acciaio ferritico 18MND5, caratteristico dei vessel dei reattori ad acqua francesi e fabbricati secondo le specifiche della normativa RCC-M a partire da una piastra di materiale vergine fornita da EDF dopo opportuno trattamento termico. Sul provino è presente un difetto semi-ellittico (v. Fig. 11) ricavato a partire da un intaglio prodotto mediante lavorazione meccanica e successivamente fatto evolvere fino alla profondità desiderata tramite un procedimento di ciclaggio a fatica (*fatigue pre-cracking*).

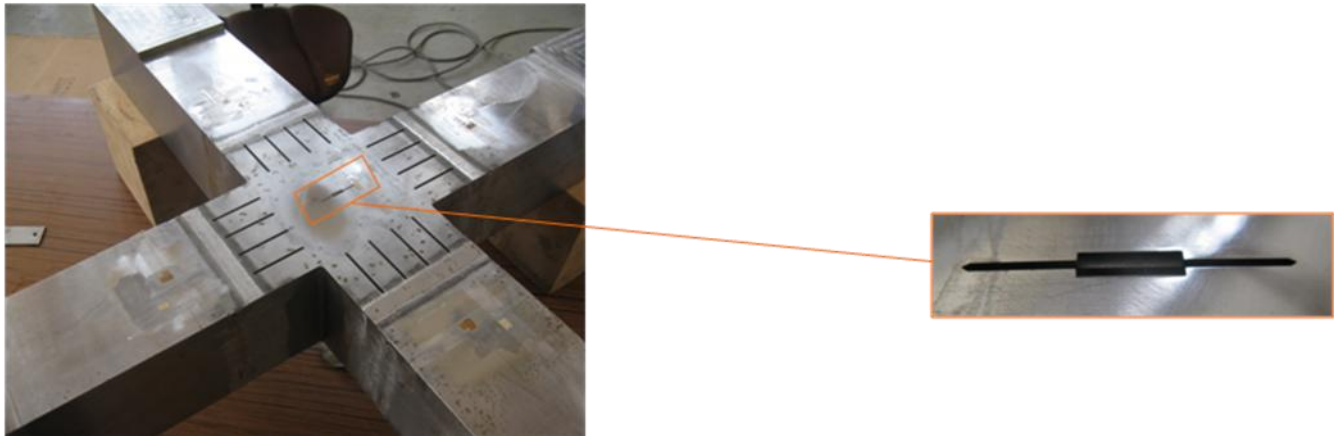


Fig. 11 – Provino cruciforme con dettaglio del difetto alla superficie

Al termine del procedimento di pre-cracking e prima dell’effettuazione del test, la dimensione del difetto in corrispondenza della superficie del provino è valutata mediante un endoscopio (Fig. 12). Va comunque notato che tale valore sottostima la dimensione reale del difetto nel punto più profondo in quanto bisogna considerare l’effetto della geometria a “canoa” del crack ben evidenziato in Fig. 13.

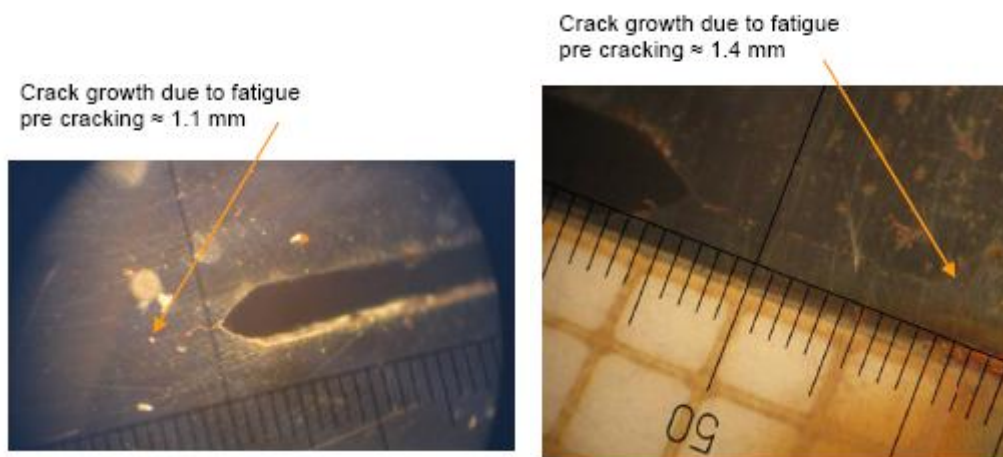


Fig. 12 – Dimensione finale del crack alla superficie per i due provini cruciformi

Al termine di ciascun test, il provino è stato controllato dimensionalmente e la geometria reale del difetto è stata ricostruita e plottata nel piano del crack (Fig. 13).

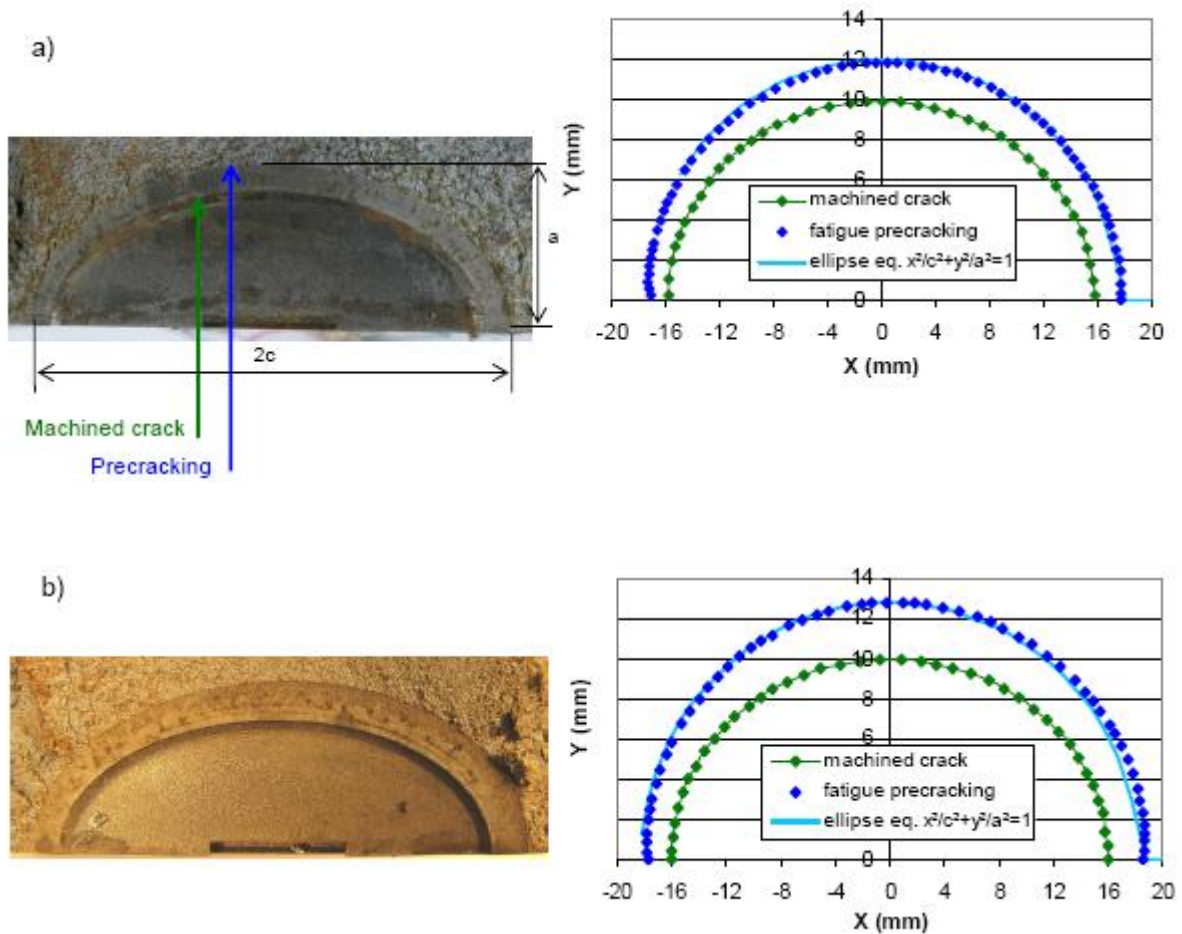


Fig. 13 – Geometria reale del difetto ricostruita dopo i test #1 (a) e #2 (b)

Le dimensioni del difetto per ognuno dei due provini sono risultate essere le seguenti:

- Test #1 : lunghezza  $2c = 35$  mm ; profondità  $a = 12$  mm (corrispondente ad una crescita del difetto per pre-cracking nel punto più profondo pari a 2 mm)
- Test #2 : lunghezza  $2c = 36.5$  mm ; profondità  $a = 12.8$  mm (corrispondente ad una crescita del difetto per pre-cracking nel punto più profondo pari a 2.8 mm)

Il profilo ellittico approssimato considerato per le analisi agli elementi finiti è quello rappresentato in blu nella Fig. 13, descritto dall'equazione dell'ellisse coi parametri  $a$  e  $c$  sopra riportati.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	22	55

### **3.2.2 Descrizione dell'apparecchiatura sperimentale**

Per eseguire i test, è stata impiegata l'attrezzatura disponibile presso il laboratorio LISN del CEA a Saclay. Essa è principalmente costituita da:

- una pressa meccanica INSTRON da 2500 kN (Fig. 14)
- una camera criogenica raffreddata mediante azoto liquido (Fig. 15)
- un dispositivo per l'applicazione del carico di flessione a 5 punti, progettato dal CEA e installato internamente alla camera criogenica (Fig. 16)



Fig. 14 – Pressa meccanica da 2500 kN





Fig. 15 – Camera criogenica

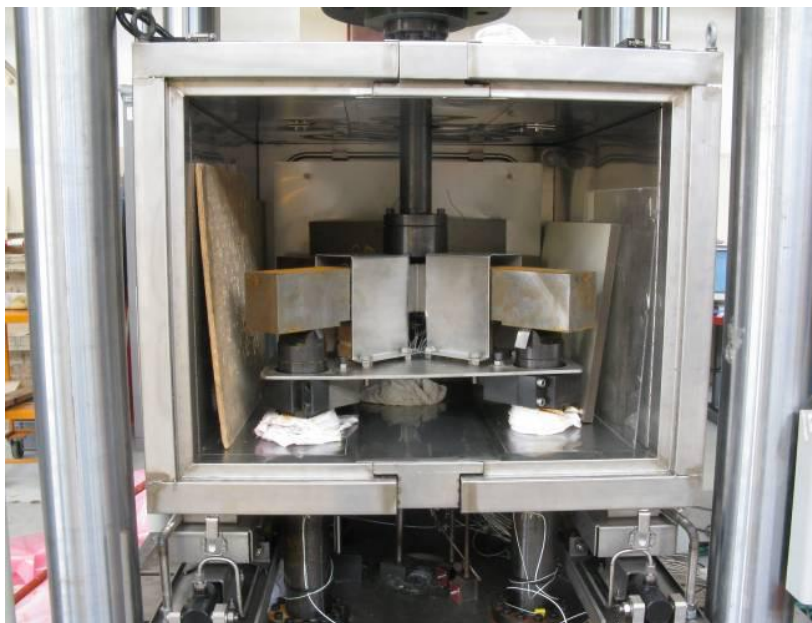


Fig. 16 – Dispositivo per l'applicazione del carico installato nella camera criogenica

L'attrezzatura è corredata da una serie di dispositivi di misura per la diagnostica delle prove. Oltre alle misure di forze e spostamenti ricavati mediante i trasduttori propri della macchina, sono state effettuate le seguenti misure:

- Grado di apertura della bocca del crack (Crack Mouth Opening Displacement, CMOD) misurato mediante un *clip-gauge* calibrato in temperatura
- Deflessione del provino:

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	24	55

- per il Test #1 : misurato mediante uno stick ceramico connesso ad un trasduttore di spostamento;
- per il Test #2 : misurato mediante un dispositivo a flessione equipaggiato con 8 strain gauges (tale dispositivo è stato utilizzato in sostituzione del precedente che si è rotto durante il primo test);
- Temperatura del provino misurata mediante 3 termocoppie di tipo K posizionate in prossimità del crack-tip (la temperatura del provino è assunta pari alla media delle tre)
- Temperatura del clip-gauge misurata mediante una termocoppia K posizionata sullo stesso clip-gauge
- Temperatura del misuratore di deflessione misurata mediante una termocoppia K posizionata sullo stesso dispositivo
- Propagazione del crack misurata tramite un apposito sensore di propagazione piazzato all'estremità del crack sulla superficie del provino
- Posizionamento e bilanciamento del provino misurati mediante una serie di *strain gauges* applicati ai supporti dell'apparecchiatura e alle superfici superiore e inferiore del provino stesso

### 3.2.3 Esecuzione dei test

La procedura di prova per entrambi i test si articola nelle seguenti fasi (v. Fig. 17):

- Raffreddamento progressivo del provino fino alla temperatura  $T_{WPS} = -30 \text{ °C}$  a carico costante pressochè nullo
- Effettuazione del percorso di carico LCF consistente nei 3 passi seguenti:
  - Pre-caricamento a temperatura costante ( $T_{WPS} = -30 \text{ °C}$ ) fino al valore dello sforzo di pre-stress  $F_{WPS} = 1328.8 \text{ kN}$  (corrispondente al valore medio lungo il fronte del crack  $K_{J WPS} = 80 \text{ MPa.m}^{1/2}$ ) alla velocità di 2 kN/s
  - Raffreddamento a carico costante ( $F = 1328.8 \text{ kN}$ ) fino a  $T_{FRAC} = -150 \text{ °C}$
  - Ricaricamento lento (0.1 kN/s) a temperatura costante ( $T = -150 \text{ °C}$ ) fino a rottura del provino

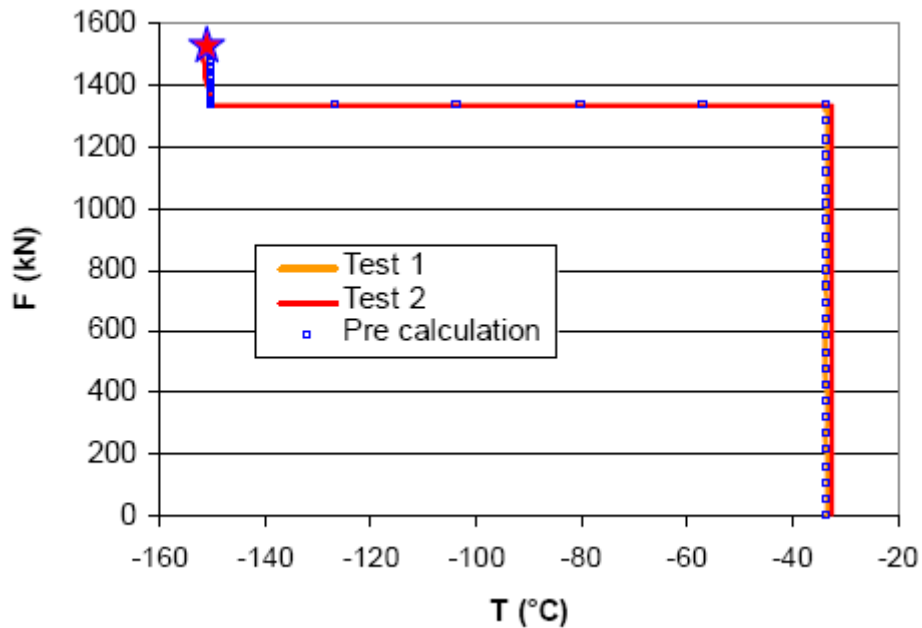


Fig. 17 - Percorsi di carico sperimentali e confronto con simulazione di pre-test

### 3.2.4 Risultati sperimentali

I due test sperimentali si sono svolti, in linea con quanto programmato, nell'estate del 2010. L'ENEA ha presenziato al test #1 nel luglio 2010 presso il laboratorio di Saclay a Parigi. Entrambe le prove sono state effettuate con successo e hanno messo chiaramente in evidenza i margini di incremento apparente della fracture toughness dovuti all'effetto WPS. In entrambi i casi, infatti, il carico di rottura del provino è risultato superiore al valore di pre-stress ( $F_{WPS}$ ), benchè quest'ultimo si trovasse al di là di quello predetto dalla Master Curve alla temperatura finale di rottura  $T_{FRAC}$ .

Il test #2 ha fornito risultati congruenti col test #1, dimostrando pertanto l'attendibilità e la riproducibilità della prova.

Al termine di ciascun test, la superficie di frattura è stata ispezionata visivamente e fotografata al fine di verificarne le caratteristiche da rottura fragile (Fig. 18).

a)



b)

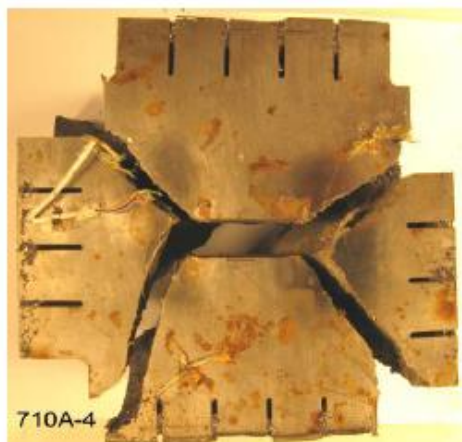


Fig. 18 – Superfici di frattura dei provini dopo l'esecuzione del Test #1 (a) e #2 (b)

### 3.3 La collaborazione ENEA-CEA in ambito NESC-VII: l'analisi numerica

La collaborazione tra ENEA e CEA nell'ambito delle attività NESC-VII è sancita formalmente nel quadro del recente accordo tra le due Istituzioni per attività di ricerca congiunte sullo sviluppo del nucleare da fissione. Una STC dedicata (Specific Topic of Cooperation n°7) tra l'ENEA e il CEA finalizzata allo studio del fenomeno di WPS nel quadro delle prove NESC-VII è stata firmata recentemente da ambo le Parti.

L'ENEA partecipa al progetto NESC-VII con un contributo in termini di supporto alle analisi numeriche dei tests sperimentali in corso presso il CEA di Saclay. In particolare, lo scopo è quello di simulare mediante modelli termomeccanici agli elementi finiti i test #1 e #2 precedentemente descritti, al fine di caratterizzare il fenomeno di WPS nelle condizioni sperimentali descritte (provini cruciformi sottoposti a carico biassiale con percorso di carico di tipo LCF). Più specificatamente, ci si prefigge di utilizzare un approccio basato sui metodi della meccanica della frattura a 2 parametri (J-Q) per valutare il grado di triassialità dello

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	27	55

stress e gli effetti di confinamento (*constraint*) in prossimità del crack-tip nelle condizioni tipiche di WPS durante l'intero percorso di carico (caricamento-raffreddamento-frattura) [18]. Lo strumento utilizzato per le simulazioni è il codice termomeccanico agli elementi finiti sviluppato dal CEA, CAST3M.

Complessivamente, l'attività lato ENEA prevede una prima fase propedeutica il cui obiettivo è quello di acquisire il know-how necessario alle simulazioni e predisporre tutti gli strumenti hardware e software necessari, seguita poi da una fase di calcolo vero e proprio finalizzata all'ottenimento e all'analisi dei risultati.

Il presente rapporto descrive in particolare la prima fase del lavoro.

L'attività svolta durante questa prima fase è consistita in primo luogo nell'acquisire dallo staff del CEA il background necessario per utilizzare il codice CAST3M nell'ambito delle attività NESC-VII. A tal fine è stato svolto, nell'autunno 2010, un periodo di stage e seminari presso le strutture di Saclay con l'obiettivo di acquisire padronanza nell'uso di CAST3M soprattutto per ciò che concerne la costruzione della *mesh* del provino cruciforme e l'utilizzo degli operatori che implementano le funzioni per il calcolo dei parametri di meccanica della frattura ( $J$ ,  $K_J$ ).

Successivamente sono state messe a punto le procedure CAST3M che effettuano le simulazioni e il calcolo dei parametri J-Q per la determinazione del livello di confinamento all'apice della cricca.

Le procedure sviluppate realizzano in particolare le seguenti funzioni:

1. Costruzione della geometria e della griglia di calcolo per il provino cruciforme
2. Calcolo termomeccanico per la simulazione del percorso di carico LCF
3. Post-trattamento dei risultati per l'estrazione del profilo di stress al crack-tip e calcolo dei parametri  $J$  e  $K_J$
4. Costruzione della geometria piana per il modello SSY (Small Scale Yielding)
5. Calcolo termomeccanico della soluzione di riferimento SSY
6. Post-trattamento dei risultati per calcolo del parametro di *constraint*  $Q$

Le suddette procedure sono descritte con maggiore dettaglio qui di seguito.

#### 1. Costruzione della geometria e della griglia di calcolo per il provino cruciforme

Per la costruzione della geometria è stato considerato un solo  $\frac{1}{4}$  di provino, sfruttandone la doppia simmetria. Il volume complessivo da creare è suddiviso in tre sottovolumi (v. Fig. 19):

- il crack-box (in viola)
- la parte cruciforme (in blu e azzurro)
- i bracci (in verde)

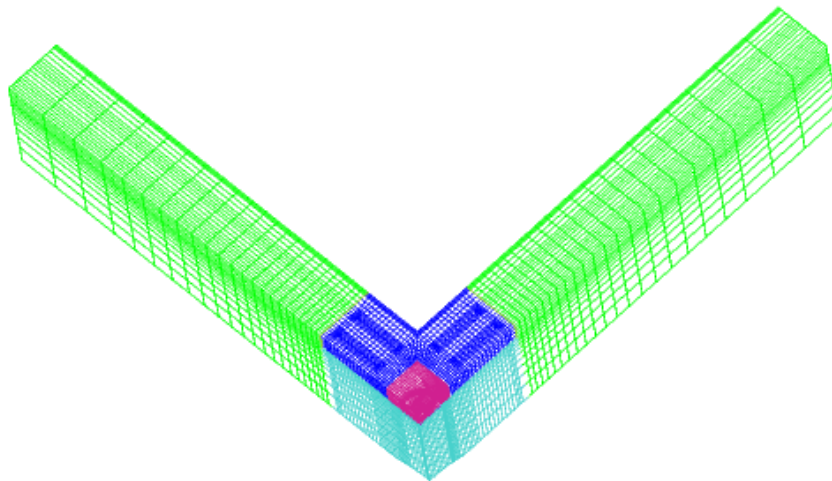


Fig. 19 – Modello geometrico del provino cruciforme con i sottovolumi evidenziati

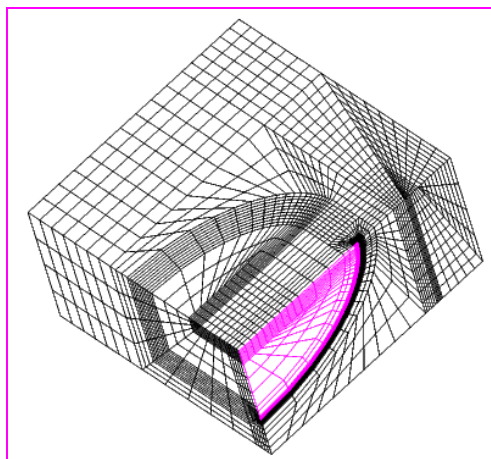


Fig. 20 – Crack-box

Il crack-box, mostrato in Fig. 20, è il sottovolume che contiene il crack di forma ellittica. Per la sua costruzione si procede progressivamente attraverso i seguenti passi:

- costruzione della sezione piana contenente il crack-tip (Fig. 21): tale sezione necessita, in prossimità dell'apice della cricca, di una discretizzazione molto

spinta al fine di descrivere con sufficiente accuratezza i campi delle soluzioni (stress, spostamenti, deformazioni) in tale zona

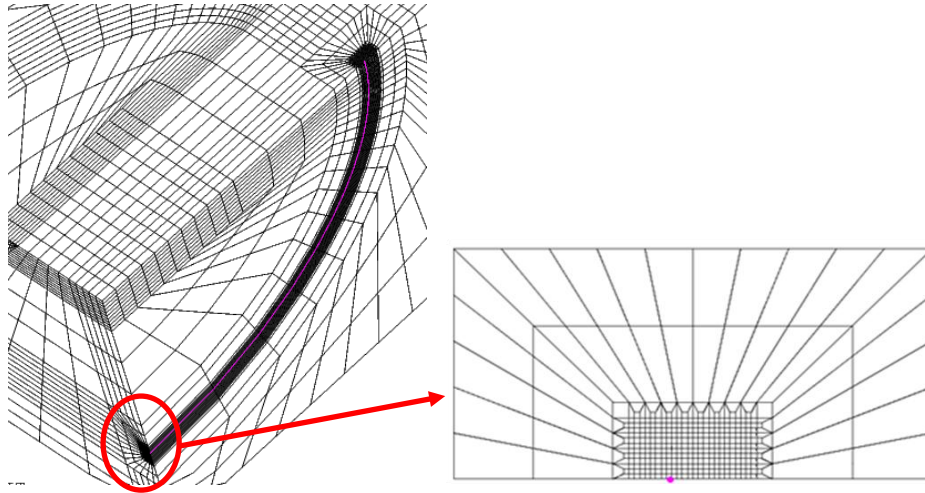


Fig. 21 – Costruzione della superficie piana contenente il crack-tip (punto in viola)

- definizione dell'arco di ellisse corrispondente al crack front (linea viola in Fig. 22) e proiezione della sezione piana costruita precedentemente lungo tale arco. Si ottiene in tal modo il volume del crack (Fig. 22)

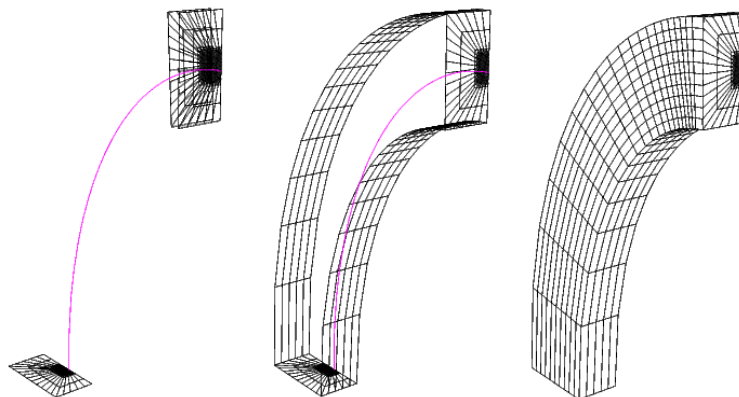


Fig. 22 – Costruzione del volume del crack

- costruzione del volume parallelepipedo che contiene il crack (Fig. 23)

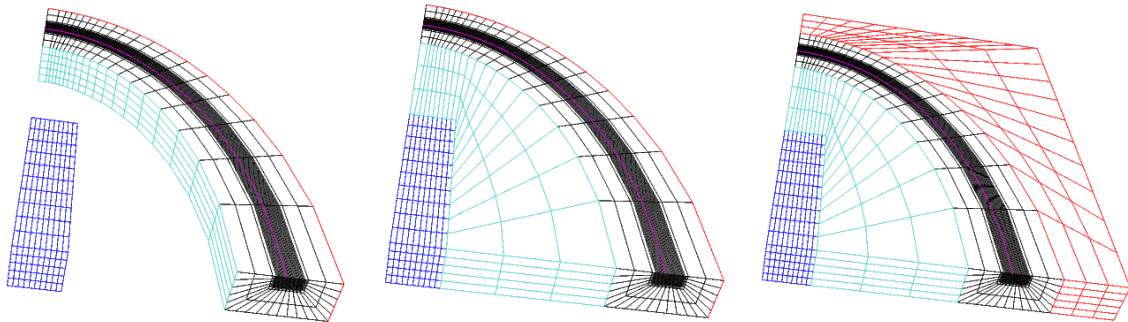


Fig. 23 – Parallelepipedo contenente il volume del crack

- estensione del volume precedente fino a formare il crack-box (Fig. 24)

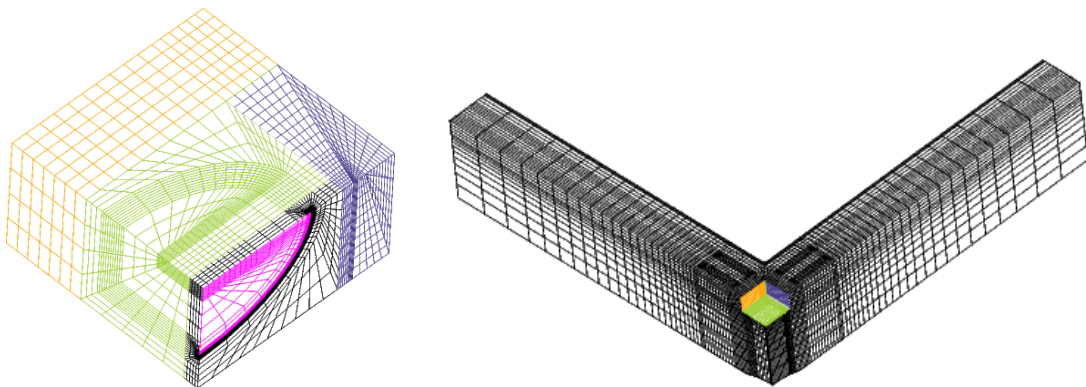


Fig. 24 – Generazione del crack-box

Una volta costruito il crack-box, si procede a creare la parte cruciforme mediante la definizione dei due sottovolumi ad esso connessi: il sottovolume superiore (in blu in Fig. 25) e quello inferiore (in azzurro in Fig. 25). Su quest'ultimo viene quindi "estratta", dalla superficie inferiore, una parte a forma di calotta sferica corrispondente alla zona di applicazione del carico (Fig. 26).



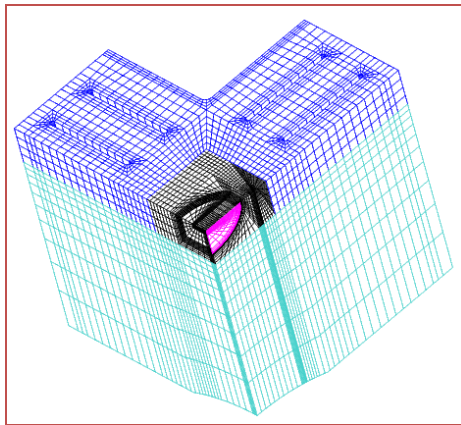


Fig. 25 – Volume cruciforme attorno al crack-box

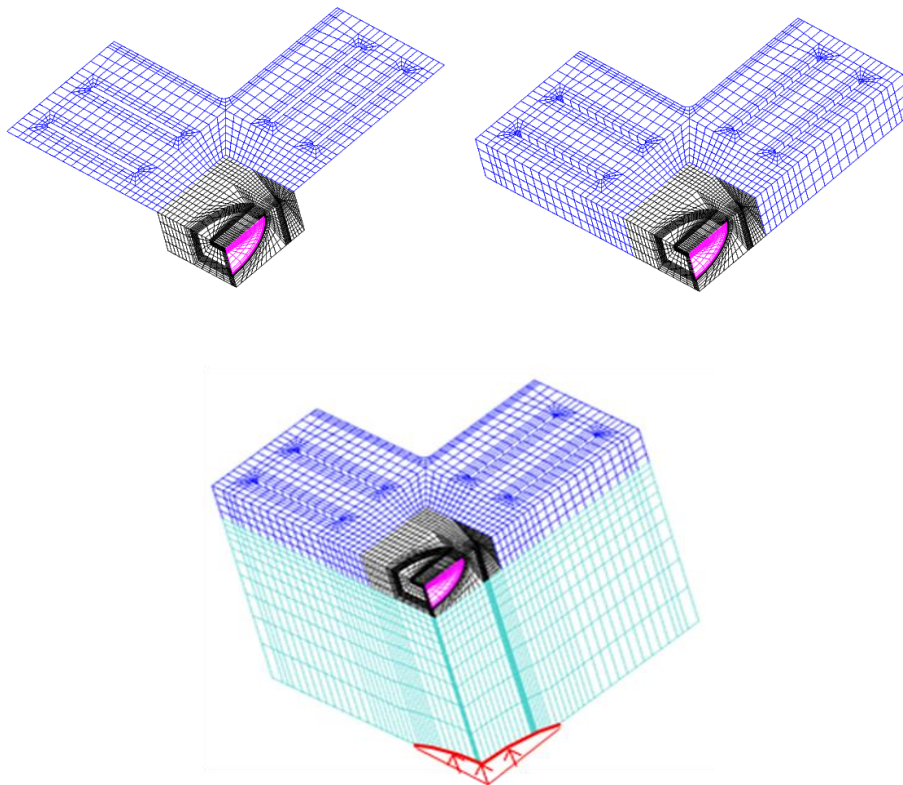


Fig. 26 – Generazione del volume cruciforme e della zona di applicazione del carico

Infine, vengono creati i due bracci del provino: il primo è ottenuto per semplice traslazione della superficie laterale esterna (in verde in Fig. 27) del volume cruciforme realizzato precedentemente, mentre il secondo è creato duplicando il primo in modo speculare rispetto al piano di simmetria del provino (Fig. 28).

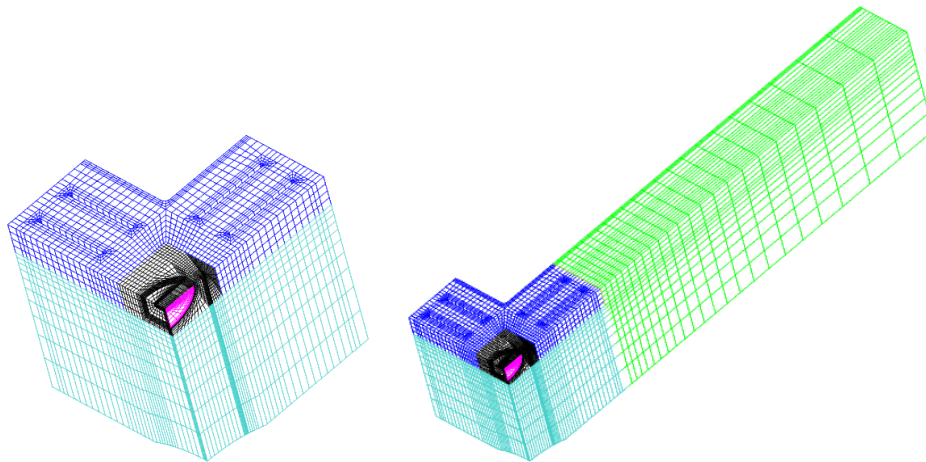


Fig. 27 – Generazione del primo braccio del provino

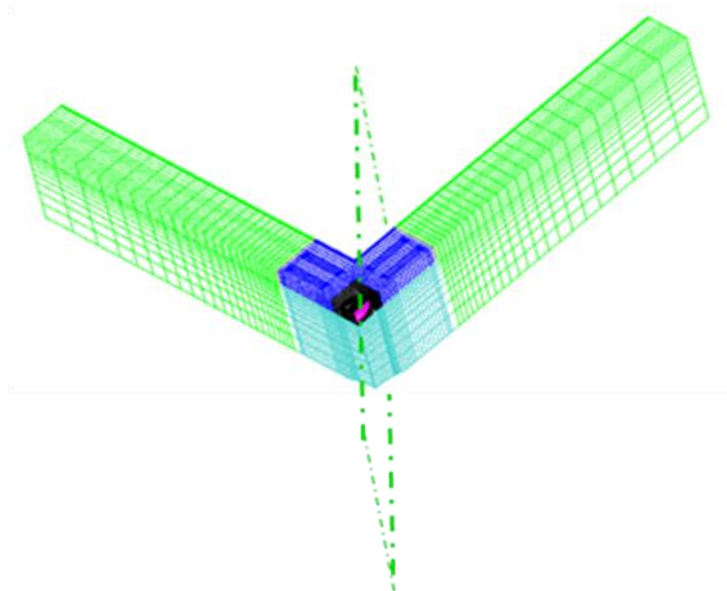


Fig. 28 – Generazione del secondo braccio del provino

## 2. Calcolo termomeccanico per la simulazione del percorso di carico LCF

Per l'esecuzione di questo calcolo è stata implementata la procedura denominata "CALC-3D-LCF" riportata nell'Allegato 1 del presente rapporto. Per prima cosa viene importata la geometria costruita al passo precedente. Quindi vengono letti in ingresso i valori relativi alle curve di trazione  $\sigma$ - $\epsilon$  del materiale a differenti temperature, nel range (-196 °C, - 20 °C). Questi valori, dedotti da prove sperimentali su provini di acciaio 18MND5 per vessel nucleari sono stati forniti da EDF a tutti i partner di

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	33	55

NESC-VII. Il passo successivo è quello di definire il modello meccanico e materiale: nel nostro caso si utilizza un modello elasto-plastico (con comportamento definito dalle curve di trazione lette al passo precedente) e isotropo. Vengono poi definite le condizioni ai limiti, imponendo le condizioni di vincolo e di simmetria (per comodità nelle simulazioni si è preferito supporre che il carico venga applicato sui bracci del provino, imponendo i vincoli di spostamento nella zona di reale applicazione del carico, all'opposto di quanto accade in realtà). Si passa quindi a definire l'evoluzione del carico meccanico e termico secondo il percorso LCF utilizzato nei test #1 e #2 del CEA e infine si lancia il calcolo incrementale mediante la procedura PASAPAS.

Per verificare il funzionamento della routine è stata effettuata qualche prova facendo girare il codice sul supercalcolatore CRESCO dell'ENEA, su cui è stata installata una versione di CAST3M funzionante in ambiente UNIX.

3. Post-trattamento dei risultati per l'estrazione del profilo di stress al crack-tip e calcolo dei parametri J e  $K_I$

Dopo il calcolo termomeccanico è necessario estrarre dai dati ottenuti, per ogni incremento di carico, il profilo di dello sforzo normale al piano del crack (direzione Y) in corrispondenza del punto più profondo (crack-tip). Si deve inoltre valutare il valore dell'integrale J mediante l'apposita procedura di CAST3M, G\_THETA, la quale necessita in ingresso dei dati geometrici del crack e la tavola PASAPAS contenente la soluzione ottenuta al passo precedente. Queste elaborazioni sono svolte dalla routine implementata col nome di "POST-3D-LCF" riportata nell'Allegato 2 del presente rapporto.

4. Costruzione della geometria piana per il modello SSY (Small Scale Yielding)

Al fine di determinare il parametro Q è necessario calcolare la soluzione di riferimento ottenuta con un modello 2D di tipo boundary-layer in condizioni di deformazione piana e plasticità limitata (SSY). E' stata sviluppata un'apposita procedura che crea il modello geometrico e la relativa mesh, mostrati in Fig. 29. Al fine di ottimizzare i tempi di calcolo, la mesh è stata realizzata in modo non-uniforme, con un grado di infittimento più elevato solo laddove ciò è strettamente necessario, ovvero in prossimità del crack-tip.

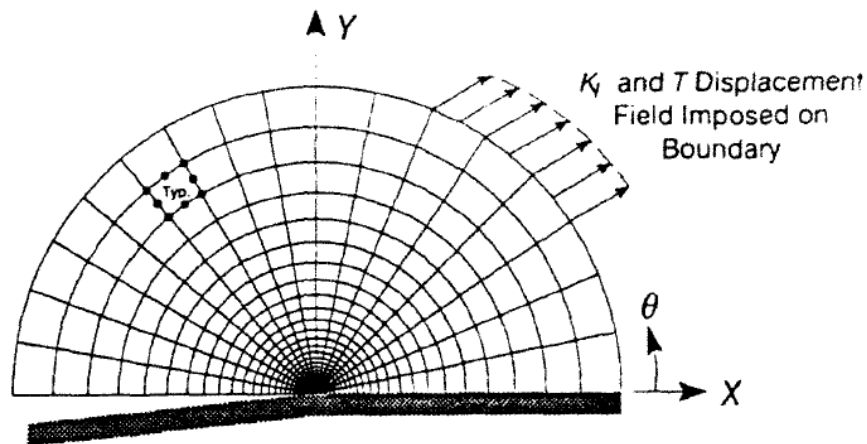


Fig. 29 – Modello 2-D di tipo boundary-layer per il calcolo della soluzione SSY

5. Calcolo termomeccanico della soluzione di riferimento SSY

Il calcolo della soluzione di riferimento è effettuato dalla procedura denominata “CALC-SSY-LCF” (v. Allegato 3) che importa il modello geometrico e la mesh costruiti al passo precedente e crea il modello termomeccanico necessario a generare la soluzione. Il carico meccanico è definito imponendo sul contorno circolare gli spostamenti dati dal solo primo termine dello sviluppo in serie della soluzione analitica elastica per un corpo semi-infinito contenente un difetto sul bordo. La componente orizzontale (u) e verticale (v) di tali spostamenti sono espressi dalle seguenti relazioni:

$$u(r, \theta) = K_I \frac{1 - \nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) (3 - 4\nu - \cos \theta)$$

$$v(r, \theta) = K_I \frac{1 - \nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) (3 - 4\nu - \cos \theta)$$

dove  $K_I$  è il fattore di intensificazione degli sforzi di modo I.

Una volta imposto il carico meccanico, la procedura passa a definire il percorso termico (di tipo LCF) e ad effettuare poi il calcolo incrementale come per il caso in geometria reale 3-D.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	35	55

## 6. Post-trattamento dei risultati per il calcolo del parametro di *constraint* Q

Note le soluzioni del modello SSY ai vari passi di calcolo, bisogna estrarre, analogamente a quanto fatto in fase di post-trattamento per la soluzione 3-D, i profili della componente di stress al crack-tip lungo la direzione normale al piano del crack (ovvero  $\sigma_{YY}$  in questo caso coincidente con  $\sigma_{\theta\theta}$ ).

Il calcolo del parametro Q, indice del grado di confinamento (constraint) ovvero di triassialità dello stress all'apice della cricca viene quindi effettuato sulla base della sua definizione attraverso la seguente relazione:

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - (\sigma_{\theta\theta})_{SSY;T=0}}{\sigma_0} \quad \text{at } \theta = 0, \quad r = 2J/\sigma_0$$


dove  $\sigma_{\theta\theta}$  rappresenta il valore della componente normale di stress nel caso 3-D e  $(\sigma_{\theta\theta})_{SSY;T=0}$  quello dell'analogia componente nel caso della soluzione SSY di riferimento, entrambe valutate nel punto  $\theta = 0$  e  $r = 2J/\sigma_0$  dove  $\sigma_0$  è il limite di elasticità del materiale.

## Conclusioni

Nel quadro del recente accordo ENEA-CEA è prevista un'azione relativa allo studio dell'integrità strutturale dei RPVs a fronte di ipotizzati eventi incidentali quali transitori di tipo PTS (Pressurized Thermal Shocks) per la valutazione della *life extension* degli impianti nucleari oltre il loro limite programmato di fine vita. Tale azione, che trova supporto nell'ambito dell'Accordo di Programma ENEA-MSE 2008-2009 (azione LP1-E.b), prevede la partecipazione dell'ENEA al network europeo NESC-VII finalizzato allo studio e alla validazione degli effetti del fenomeno di Warm Pre-Stress su provini rappresentativi di un RPV sottoposti a condizioni di carico biassiali. In tale contesto, l'ENEA è impegnata a simulare mediante il codice termomeccanico CAST3M l'esperimento effettuato presso il laboratorio del CEA di Saclay su un provino cruciforme sottoposto ad un transitorio termomeccanico di tipo LCF (Load-Cool-Fracture). L'esperimento, a cui l'ENEA ha presenziato, si è svolto con successo nell'estate 2010 ed è stato replicato con esito positivo pochi mesi dopo, al fine di testarne la riproducibilità. Diverse procedure CAST3M, descritte

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	36	55

nel presente rapporto, sono state finora messe a punto per eseguire la simulazione del test di Saclay con i metodi di meccanica della frattura basati in particolare su un approccio J-Q a due parametri. Ulteriore lavoro, attualmente in corso, è comunque ancora necessario per completare l'implementazione numerica dei modelli di calcolo, prima di passare alla fase successiva di simulazione vera e propria.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	37	55


## Bibliografia

- [1] C. Jacquemoud, *NESC VII Project: 5 point bending tests on cruciform specimen – Experimental report on test 1 and 2*, CEA Technical Report, Référence DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/RT/10-017/A, 2010
- [2] IAEA staff, *Pressurized Thermal Shock in Nuclear Power Plants: Good Practices for Assessment*, IAEA Technical Report, IAEA-TECDOC-1627, 2010
- [3] IAEA staff, *Guidelines on Pressurized Thermal Shock Analysis for WWER Nuclear Power Plants*, IAEA Technical Report, IAEA-EBP-WWER-08 (Rev. 1), Vienna, 2006
- [4] J.J. McGowan, *Application of Warm Prestressing Effects to Fracture Mechanics Analyses of Nuclear Reactor Vessels during Severe Thermal Shock*, Nuclear Engineering and Design, Vol. 51, pp. 431-444, 1979
- [5] K. Wallin, *Master Curve Implementation of the Warm Pre-Stress Effect*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, No. 18, pp. 2587–2602, 2003
- [6] T.L. Anderson, *Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications* (3<sup>rd</sup> Edition), Ed. Taylor & Francis, 2005
- [7] M.T. Kirk, R.H. Dodds, *Approximate Techniques for Predicting Size Effects on Cleavage Fracture Toughness ( $J_c$ )*, Naval Surface Warfare Center, Ref. NUREG/CR-5970,1992
- [8] J. Faleskog, *Effects of Local Constraint along Three-dimensional Crack Fronts – a Numerical and Experimental Investigation*, J.Mech. Phys. Solids, Vol. 43, No. 3, pp. 447 – 493, 1995
- [9] X. Wang, *Two-parameter characterization of elastic–plastic crack front fields: Surface cracked plates under tensile loading*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 76, No. , pp. 958-982, 2009

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	38	55

- [10] N. P. O'Dowd, C. F. Shih, *Family of Crack-tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-I. Structure of Fields*, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 39, No. 8, pp. 989-1015, 1991
- [11] N. P. O'Dowd, C. F. Shih, *Family of Crack-tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-II. Fracture Applications*, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 40, No. 5, pp. 939-963, 1992
- [12] S. Chapuliot, D. Lidbury, *Smile Project: Calibration and Validation of WPS Selected Models against Laboratory Specimen Tests*, CEA Technical Report, SEMT/LISN/RT/05-017/A, 2005
- [13] Bass B.R, J. Wintle, R. Hurst, N. Taylor, *NESC-I Project Overview*, European Commission, EN 19051
- [14] L. Stumpfrock, D.I. Swan, D. Siegele, N. Taylor, K.F. Nilsson, P. Minnebo, *NESC-II Final Report - Brittle Crack Initiation, Propagation And Arrest Of Shallow Cracks In A Clad Vessel Under PTS Loading*, NESCMAN (02) 07, EUR 20696 EN, 2003
- [15] N.G. Taylor, K.-F. Nilsson, P. Minnebo, B.R. Bass, D.I. Swan, D. Siegele, *NESC-IV Project: An Investigation of the Transferability of Master Curve Technology to Shallow Flaws in Reactor Pressure Vessel Applications*, Final report, European Commission, 2004
- [16] W.J. McAfee, B.R. Bass, J.W. Bryson Jr., W. E. Pennell, *Biaxial Loading Effects on Fracture Toughness of Reactor Pressure Vessel Steel*, USNRC Report, NUREG/CR-6273, 1995
- [17] B B. R. Bass, J. W. Bxyson, T. J. Theiss, M. C. Rao, *Biaxial Loading and Shallow-Flaw Effects on Crack-Tip Constraint and Fracture Toughness*, USNRC Report, NUREG/CR-6132, 1994
- [18] D.K.M. Shum, *Interpretation of Warm Prestress-Induced Fracture Toughness Based on Crack-Tip Constraint*, Fracture Mechanics: 25th volume. ASTM STP 1220, F. Erdogan



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b> NNFISS – LP1 - 017	<b>Rev.</b> 0	<b>Distrib.</b> L	<b>Pag.</b> 39	<b>di</b> 55
--	---	------------------	----------------------	-------------------	-----------------

and Ronald J. Hartranft, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994.

## Allegato 1 – Procedura “CALC-3D-LCF”

```

**
** *****
**
**          CALCOLO PROVINO CRUCIFORME
**          Percorso di carico LCF
**          Twps = -30 , Tfrac = -150, Kwps = 80
**
** *****
**

```

```
*****
```

```

* Recupero mesh
*****
*

```

```

OPTI REST 'maglia.mesh_x64' ;
rest;

```

```

*TRAC CACH QUAL (((scharg1 coul vert) ET vcroit2 ET
*((ssxoz ET ssxoy) coul rouge) ET (lcharg1 coul rose)
*ET ((slibfis) coul bleu)) ET (coul LEEXT3 jaun) ;

```

```

*TRAC CACH ((scharg1 coul vert) ET vcroit2 ET
*((ssxoz ET ssxoy) coul jaun) ET (lcharg1 coul rose)
* ET ((slibfis) coul bleu) QUAL;

```

```

*OPTI DONN 5;
*
*

```

```
*****
```

```

* curve sigma-epsilon
*****
opti acqu 'tensile.txt';

```

```

matb = table;
nc=6;
i=0;

```

```

* ciclo esterno sul numero di curve sigma-eps
repe cl0 nc;
i=i+1;
matb . i = table;

```

```
acqu n1*entier;  
acqu t1*flottant;
```

```
* lettura degli n1 valori di epsilon  
eps1 = prog;  
repe cl1 n1;  
acqu val1*flottant;  
eps1 = eps1 et (prog val1);  
fin cl1;
```

```
* lettura degli n1 valori di sigma  
sig1 = prog;  
repe cl2 n1;  
acqu val2*flottant;  
sig1 = sig1 et (prog val2);  
fin cl2;
```

```
ev1 = evol manu 'eps' eps1 'sig' sig1;
```

```
* calcola modulo di Young  
eps1_y = extr (extr ev1 ABSC) 2;  
sig1_y = extr (extr ev1 ORDO) 2;  
myoung = (sig1_y/eps1_y);
```

```
*dess ev1;  
matb . i . 'temp' = t1;  
matb . i . 'evol' = ev1;  
matb . i . 'E' = myoung;
```

```
fin cl0;
```

```
tens1 = matb . 1 . 'evol';  
tens2 = matb . 2 . 'evol';  
tens3 = matb . 3 . 'evol';  
tens4 = matb . 4 . 'evol';  
tens5 = matb . 5 . 'evol';  
tens6 = matb . 6 . 'evol';
```

```
T1 = matb . 1 . 'temp';  
T2 = matb . 2 . 'temp';  
T3 = matb . 3 . 'temp';  
T4 = matb . 4 . 'temp';  
T5 = matb . 5 . 'temp';  
T6 = matb . 6 . 'temp';
```

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	42	55

traz1 = nuag comp T T6 T5 T4 T3 T2 T1 comp trac tens6 tens5 tens4  
tens3 tens2 tens1;

\*\*\*\*\*

**\* CALCOLO ELASTO-PLASTICO**

\*\*\*\*\*

**\* Coeff. Poisson \***

nu1 = 0.3;

**\* modulo di Young**

E1 = matb . 1 . 'E';

E2 = matb . 2 . 'E';

E3 = matb . 3 . 'E';

E4 = matb . 4 . 'E';

E5 = matb . 5 . 'E';

E6 = matb . 6 . 'E';

pTEMP = prog T6 T5 T4 T3 T2 T1;

PYOUNG = prog E6 E5 E4 E3 E2 E1;

EVY = evol manu 'T' pTEMP 'YOUN' PYOUNG;

\*DESS EVY;

**\* Coeff. dilatazione termica \***

pTEMP = prog -196. -150. -125. -100. -75. -50. -25. 0. 20. 100.;

PALPHA = prog 9.45e-6 9.80e-6 9.98e-6 10.16e-6 10.34e-6

10.51e-6 10.69e-6 10.87e-6 11.037e-6 11.6e-6 ;

EVA = evol manu 'T' pTEMP 'ALPH' PALPHA ;

\*-----

**\*\* Modello meccanico e materiale \*\***

\*-----

MOCROI2 = MODE VCROI2 MECANIQUE ELASTIQUE PLASTIQUE ISOTROPE;

MATCROI2 = MATE MOCROI2 'YOUN' EVY 'NU' NU1 'ALPH' EVA 'TRAC' TRAZ1;

\*-----

**\*\* Condizioni ai limiti \*\***

\*-----

CL1 = BLOQ UX scharg1;

CL2 = BLOQ UY sssoz;

CL3 = BLOQ UZ sssoy;

CLCROI2 = CL1 ET CL2 ET CL3 ;

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	43	55

\*-----

\*\* evoluzione carico meccanico \*\*

\*-----

\* versore del carico sui 2 bracci

fcroi1 = FORC FX (1.) lch1;

fcroi2 = FORC FX (1.) lch2;

\* numero passi di calcolo a T wps e T fin

npWPS = 25.;

npFIN = 15.;

ppTOT = prog 0. PAS 1. (npWPS+npFIN+1);

\* pre-carico in kN (corrispondente a KJ=80 MPam<sup>0.5</sup>)

fWPS = 1328.8;

\* carico massimo [kN]

fFIN = 1500.;

pasWPS = Fwps/npWPS;

pasFIN = (fFIN-fWPS)/npFIN;

pWPS = prog 0. PAS (pasWPS) fWPS ;

pFIN = prog fWPS PAS (pasFIN) fFIN;

pfTOT = pWPS et pFIN;

\* x 1000 per avere kN -> N e poi divido per 8 per la simmetria

pfTOT = (pfTOT\*1000.)/8;

evfTOT = evol manu ppTOT pfTOT;

\*dess evfTOT;

charm1 = CHAR 'MECA' fcroi1 evfTOT;

charm2 = CHAR 'MECA' fcroi2 evfTOT;

\*vv1 = 'VECT' fcroi1 'FX' 'FY' 'FZ' 10000. rose;

\*vv2 = 'VECT' fcroi2 'FX' 'FY' 'FZ' 10000. vert;

\*trac cach (vv1 et vv2) (vcroit2 et ((lch1 et lch2) coul rouge));

\*opti donn 5;

\*-----

\*\* evoluzione carico termico \*\*

\*-----

tabtps = TABLE ;

tabtps . 0 = 0.;

tabtps . 1 = (npWPS);

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	44	55

```
tabtps . 2 = (npWPS + 1.);
tabtps . 3 = (npWPS + npFIN+1);
```

```
tabT = TABLE ;
tabT . 0 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)*30.) ;
tabT . 1 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)*30.) ;
tabT . 2 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)*150.) ;
tabT . 3 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)*150.) ;
```

```
chart2 = CHAR 'T' tabtps tabT ;
```

```
ppsalv = prog 5. PAS 5. npWPS (npWPS+1.) PAS 2. (npWPS+npFIN)
(npWPS+npFIN+1.);
```

```
OPTI SAUV 'pasapas_LCF.sauv';
*SAUV TAB1;
```

```
** Calcolo PASAPAS **
```

```
*-----
```

```
TAB1 = TABLE ;
TAB1.'MODELE' = mocroi2 ;
TAB1.'CARACTERISTIQUES' = matcroi2 ;
TAB1.'BLOCAGES_MECAIQUES' = clcroi2 ;
TAB1.'CHARGEMENT' = (charm1 ET charm2 ET chart2);
TAB1.'CONVERGENCE_FORCEE' = faux ;
TAB1.'TALPHA_REFERENCE' = -30. ;
**
```

```
TAB1.'GRANDES_DEFORMATIONS' = faux ;
TAB1.'GRANDS_DEPLACEMENTS' = faux ;
**
```

```
TAB1.'MES_SAUVEGARDES' = table ;
TAB1.'MES_SAUVEGARDES'. 'DEFIN' = vrai ;
TAB1.'MES_SAUVEGARDES'. 'DEFTO' = vrai ;
TAB1.'TEMPS_CALCULES' = ppTOT ;
TAB1.'TEMPS_SAUVES' = ppsalv ;
TAB1.'TEMPS_SAUVEGARDES' = ppsalv;
```

```
PASAPAS TAB1;
```

```
FIN;
```

## Allegato 2 – Procedura “POST-3D-LCF”

\*\*\*\*\*

\*

\* Estrazione dei risultati

\*

\*\*\*\*\*

opti rest 'stress\_t25.res';  
rest;

trac cach (vcroit2 et (ssxoz coul vert));  
ssxoz\_cont = cont ssxoz;  
trac (ssxoz\_cont coul bleu);  
\*et (ssxoy coul bleu)  
\*et (vcroiinf coul roug));

\*trac cach (vcroit2 et (leext3 coul bleu) et (l4b coul vert) et  
\*(scharg1 coul jaun));  
opti donn 5;

\* determina il punto finale sull'asse x  
px = scharg1 poin proc (98. 0. 0.);

\* sposta il campo di stress sui nodi  
s1\_nod = chan chpo mcroi2 s1;

\* estrae l'insieme di punti sull'asse x (retta p3-px)  
s3x = vcroit2 poin droi p3 px 0.001;

nn2 = nbno s3x;  
\* coordinata sull'asse x del crack tip  
x0 = (p3 coor 1);

xx2 = prog;  
sigy2 =prog;

\* scarta il punto se si trova prima del crack tip  
\* altrimenti lo inserisce nell'oggetto evoluzione  
i=1;  
repe cl2 nn2;  
pti = (s3x poin i);  
xi = (pti coor 1);  
si (xi >eg x0);  
xx2 = xx2 et (prog xi);  
sigyi = extr s1\_nod 'SMYY' pti;

```
sigy2 = sigy2 et (prog sigyi);
mess 'punto xi =' xi;
finsi;
i = i+1;
fin cl2;
```

```
ev_sig =evol manu xx2 sigy2;
```

```
* ordina in ordine crescente di ascissa
ordo ev_sig;
```

```
dess ev_sig;
fin;
```

```
opti rest 'pasapas_LCF.out';
rest;
```

```
*****
```

```
* CALCOLO DI J e KJ
```

```
*****
```

```
*opti dime 3 elem cu20 ;
opti donn 5;
```

```
SUPTAB = TABLE;
SUPTAB.'OBJECTIF' = 'J' ;
SUPTAB.'MAILLAGE' = vcroit2;
SUPTAB.'FRONT_FISSURE'= lsegfis;
SUPTAB.'LEVRE_SUPERIEURE'= slibfis;
SUPTAB.'SOLUTION_PASAPAS' = TAB1;
SUPTAB.'COUCHE' = 4;
G_THETA SUPTAB ;
```

```
Jtab = suptab . 'evolution_resultats' ;
```

```
ev1 = Jtab . 5 . 'global' ;
evj = Jtab . 5 . 1
list ev1;
```

```
*val1 = suptab . 'resultats' . . 'global';
list val1;
opti donn 5;
```

```
*
```

```
*chp1 = manu chpo fr 1 'SCAL' 1.;
*ev2 = evol chpo chp1 fr;
*dess ev2;
*opti donn 5;
```



```
*
nb1 = nbno fr;
frss2 = chan SEG2 fr;
nb2 = nbno frss2;
message 'nb1 nb2' nb1 nb2;
list(nbel fr);
list(nbel frss2);
opti donn 5;
*

lxx1 = prog;
lyy1 = prog;
lzz1 = prog;

ev1c = table;
nom1 = table;
*

ii = 0;
repe bouc1 nb1;
ii = ii + 1;
bol1c = frss2 poin ii;
xx1 = coor 1 bol1c;
yy1 = coor 2 bol1c;
zz1 = coor 3 bol1c;
*

lxx1 = lxx1 et (prog xx1);
lyy1 = lyy1 et (prog yy1);
lzz1 = lzz1 et (prog zz1);
*

ev1c.ii = suptab.'EVOLUTION_RESULTATS'.bol1c;
*

nom1.ii = chain 'disk_'ii;
fin bouc1;
*

pdeb1 = fr poin init;
pfin1 = fr poin final;
val1 = suptab.'RESULTATS'. 2 . pdeb1;
list val1;
list ev1c.1;
opti donn 5;
val2 = suptab.'RESULTATS'. 2 . pfin1;
list val2;
list ev1c.nb1;
opti donn 5;
*

*

ii = 0;
repeter bouc2 nb1;
ii = ii + 1;
```

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b> NNFISS – LP1 - 017	<b>Rev.</b> 0	<b>Distrib.</b> L	<b>Pag.</b> 48	<b>di</b> 55
--	---	------------------	----------------------	-------------------	-----------------

@EXCEL1 ev1c.ii nom1.ii;  
fin bouc2;  
opti donn 5;  
\*  
fin;

### Allegato 3 – Procedura “CALC-SSY-LCF”

```

**
*****
**
**      CALCOLO soluzione SSY
**      Carico LCF
**      Twps = -30, Tfrac = -150, Kwps = 80
**
*****
**

*****

* Mesh
*****
*
opti rest format 'Jdata.sauv';
rest;

OPTI REST FORMAT 'mesh-SSY.sauv' ;
REST;

OPTI DIME 2 MODE PLAN DEFO;

*opti donn 5;

*****

* curve sigma-epsilon
*****
opti acqu 'tensile.txt';

matb = table;
nc=6;
i=0;

* ciclo esterno sul numero di curve sigma-eps
repe cl0 nc;
i=i+1;
matb . i = table;

acqu n1*entier;
acqu t1*flottant;

```

\* lettura degli n1 valori di epsilon  
 eps1 = prog;  
 repe cl1 n1;  
 acqu val1\*flottant;  
 eps1 = eps1 et (prog val1);  
 fin cl1;

\* lettura degli n1 valori di sigma  
 sig1 = prog;  
 repe cl2 n1;  
 acqu val2\*flottant;  
 sig1 = sig1 et (prog val2);  
 fin cl2;

ev1 = evol manu 'eps' eps1 'sig' sig1;

\* calcola modulo di Young  
 eps1\_y = extr (extr ev1 ABSC) 2;  
 sig1\_y = extr (extr ev1 ORDO) 2;  
 myoung = (sig1\_y/eps1\_y);

\*dess ev1;  
 matb . i . 'temp' = t1;  
 matb . i . 'evol' = ev1;  
 matb . i . 'E' = myoung;

fin cl0;

tens1 = matb . 1 . 'evol';  
 tens2 = matb . 2 . 'evol';  
 tens3 = matb . 3 . 'evol';  
 tens4 = matb . 4 . 'evol';  
 tens5 = matb . 5 . 'evol';  
 tens6 = matb . 6 . 'evol';

T1 = matb . 1 . 'temp';  
 T2 = matb . 2 . 'temp';  
 T3 = matb . 3 . 'temp';  
 T4 = matb . 4 . 'temp';  
 T5 = matb . 5 . 'temp';  
 T6 = matb . 6 . 'temp';

traz1 = nuag comp T T6 T5 T4 T3 T2 T1 comp trac tens6 tens5 tens4  
 tens3 tens2 tens1;

\*\*\*\*\*

**\* CALCOLO ELASTO-PLASTICO SSY**

\*\*\*\*\*

\* Coeff. Poisson \*

nu1 = 0.3;

\* modulo di Young

E1 = matb . 1 . 'E';

E2 = matb . 2 . 'E';

E3 = matb . 3 . 'E';

E4 = matb . 4 . 'E';

E5 = matb . 5 . 'E';

E6 = matb . 6 . 'E';

ptemp = prog T6 T5 T4 T3 T2 T1;

pyoung = prog E6 E5 E4 E3 E2 E1;

evy = evol manu 'T' ptemp 'YOUN' pyoung;

\*dess evy;

\* Coeff. dilatazione termica \*

ptemp = prog -196. -150. -125. -100. -75. -50. -25. 0. 20. 100.;

palpha = prog 9.45e-6 9.80e-6 9.98e-6 10.16e-6 10.34e-6

10.51e-6 10.69e-6 10.87e-6 11.037e-6 11.6e-6 ;

eva = evol manu 'T' ptemp 'ALPH' palpha ;

\*-----

\*\* Modello meccanico e materiale \*\*

\*-----

mcroi2 = MODE elem\_2D MECANIQUE ELASTIQUE PLASTIQUE ISOTROPE;

matcroi2 = MATE mcroi2 'YOUN' evy 'NU' nu1 'ALPH' eva 'TRAC' traz1;

\*-----

\*\* Condizioni ai limiti \*\*

\*-----

cl1 = BLOQ DEPL nodi\_001;

cl2x = BLOQ UX nodi\_002;

cl2y = BLOQ UY nodi\_002;

clcroi2 = cl1 ET cl2x ET cl2y ;

opti donn 5;

\*-----

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	52	55

\*\* Carichi da spostamenti imposti

\*-----

TABtime = table;

TABspos = table;

\* spostamenti imposti sul contorno (arco di cerchio)

cux = prog ;

cuy = prog ;

repe CL2 (nbno nodi\_002);

pti = poin nodi\_002 (&CL2);

xi yi = coor pti;

ri = ((xi\*\*2) + (yi\*\*2))\*\*(0.5);

cthi = xi/ri;

sthi = yi/ri;

thi = acos cthi;

cui = (1 - nu1) \* ((ri/(2\*pi))\*\*(0.5)) \* (cos (thi/2)) \*  
(3 - (4\*nu1) - cthi);

cvi = (1 - nu1) \* ((ri/(2\*pi))\*\*(0.5)) \* (sin (thi/2)) \*  
(3 - (4\*nu1) - cthi);

cux = cux et (prog cui);

cuy = cuy et (prog cvi);

fin CL2;

\* parte costante (a meno di E e KI)

CHPx = MANU CHPO nodi\_002 1 UX cux;

CHPy = MANU CHPO nodi\_002 1 UY cuy;

\* evJ = evoluzione J(t)

\* evK = evoluzione KI(t)

ppK = prog;

repe CL2 (dime evJ);

Ji = extr (extr evJ ORDO) (&CL2);

ti = extr (extr evJ ABSC) (&CL2);

si (ti <eg npWPS);

Emod = 2.02876\*1e5;

sinon Emod = E5;

finsi;

Ki = (Emod \* Ji / (1 - (nu1\*\*2)))\*\*(0.5);

Ki = Ki \* 1.e-6;

ppK = ppK et (prog Ki);

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	NNFISS – LP1 - 017	0	L	53	55

$CHPx = CHPOx * (Ki/E_{mod});$   
 $CHPy = CHPOy * (Ki/E_{mod});$

$chUX = depi_{cl2x} CHPx;$   
 $chUY = depi_{cl2y} CHPy;$   
 $chDEP = chUX \text{ et } chUY;$

$TABtime . (&CL2) = t_i;$   
 $TABspos . (&CL2) = chDEP;$   
 fin CL2;

CHARspo = CHAR DIMP TABtime TABspos;

opti donn 5;

\*-----  
 \*\* evoluzione carico meccanico \*\*  
 \*-----

\* versore del carico sui 2 bracci  
 $fcroi1 = FORC \text{ FX } (1.) \text{ lch1};$   
 $fcroi2 = FORC \text{ FX } (1.) \text{ lch2};$

\* numero passi di calcolo a T wps e T fin  
 $npWPS = 25.;$   
 $npFIN = 15.;$   
 $ppTOT = \text{prog } 0. \text{ PAS } 1. (npWPS+npFIN+1);$

\* pre-carico in kN (corrispondente a  $KJ=80 \text{ MPam}^{0.5}$ )  
 $fWPS = 1328.8;$

\* carico massimo [kN]  
 $fFIN = 1500.;$

$pasWPS = Fwps/npWPS;$   
 $pasFIN = (fFIN-fWPS)/npFIN;$

$pWPS = \text{prog } 0. \text{ PAS } (pasWPS) \text{ fWPS};$   
 $pFIN = \text{prog } fWPS \text{ PAS } (pasFIN) \text{ fFIN};$   
 $pfTOT = pWPS \text{ et } pFIN;$

\* x 1000 per avere kN -> N e poi divido per 8 per la simmetria  
 $pfTOT = (pfTOT*1000.)/8;$

$evfTOT = \text{evol manu } ppTOT \text{ pfTOT};$   
 \*dess evfTOT;

charm1 = CHAR 'MECA' fcroi1 evfTOT;  
charm2 = CHAR 'MECA' fcroi2 evfTOT;

\*vv1 = 'VECT' fcroi1 'FX' 'FY' 'FZ' 10000. rose;  
\*vv2 = 'VECT' fcroi2 'FX' 'FY' 'FZ' 10000. vert;  
\*trac cach (vv1 et vv2) (vcroit2 et ((lch1 et lch2) coul rouge));

\*opti donn 5;

\*-----  
\*\* evoluzione carico termico \*\*  
\*-----

tabtps = TABLE ;  
tabtps . 0 = 0.;  
tabtps . 1 = (npWPS);  
tabtps . 2 = (npWPS + 1.);  
tabtps . 3 = (npWPS + npFIN+1);

tabT = TABLE ;  
tabT . 0 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)\*30.) ;  
tabT . 1 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)\*30.) ;  
tabT . 2 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)\*150.) ;  
tabT . 3 = MANU 'CHPO' vcroit2 1 'T' ((-1.)\*150.) ;

chart2 = CHAR 'T' tabtps tabT ;

ppsalv = prog 5. PAS 5. npWPS (npWPS+1.) PAS 2. (npWPS+npFIN)  
(npWPS+npFIN+1.);


OPTI SAUV 'pasapas\_LCF.sauv';  
\*SAUV TAB1;

\*\* Calcolo PASAPAS \*\*  
\*-----

TAB1 = TABLE ;  
TAB1.'MODELE' = mocroi2 ;  
TAB1.'CARACTERISTIQUES' = matcroi2 ;  
TAB1.'BLOCAGES\_MECANIQUES' = clcroi2 ;  
TAB1.'CHARGEMENT' = (charm1 ET charm2 ET chart2);  
TAB1.'CONVERGENCE\_FORCEE' = faux ;  
TAB1.'TALPHA\_REFERENCE' = -30. ;  
\*\*

TAB1.'GRANDES\_DEFORMATIONS' = faux ;  
TAB1.'GRANDS\_DEPLACEMENTS' = faux ;  
\*\*



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b> NNFISS – LP1 - 017	<b>Rev.</b> 0	<b>Distrib.</b> L	<b>Pag.</b> 55	<b>di</b> 55
--	---	------------------	----------------------	-------------------	-----------------

```

TAB1.'MES_SAUEGARDES' = table ;
TAB1.'MES_SAUEGARDES'. 'DEFIN' = vrai ;
TAB1.'MES_SAUEGARDES'. 'DEFTO' = vrai ;
TAB1.'TEMPS_CALCULES' = ppTOT ;
TAB1.'TEMPS_SAUVES' = ppsalv ;
TAB1.'TEMPS_SAUEGARDES' = ppsalv;

```

PASAPAS TAB1;

FIN;