

## 5 ANALISI TERMOIDRAULICA (RELAP5/MOD3.3) E STRUTTURALE (ANSYS 5.7) DEL VESSEL DI UN WWER 1000 DOTATO DI CLADDING DURANTE UN MSLB

### 5.1 IPOTESI PRINCIPALI

Le ipotesi assunte per la valutazione della possibilità di propagazione instabile della cricca a seguito del transitorio termico sono elencate di seguito:

- la parete interna del *vessel* è dotata di un difetto pre-esistente
- la cricca è localizzata in corrispondenza del primo cordone di saldatura sotto la *Cold Leg* numero 1 (fig. 5.1)
- la cricca monodimensionale (assiale e circonferenziale) è virtualmente infinita
- il calcolo strutturale è svolto nell’ambito della teoria elastica lineare. Per calcolare le sollecitazioni sul RPV si è applicato quindi il principio di sovrapposizione degli effetti, sommando il carico di natura termica con il carico meccanico dovuto alla pressione interna del fluido refrigerante
- si trascura la presenza della gravità, il cui contributo determina un effetto di compressione sfavorevole o comunque indifferente alla propagazione instabile, vista la localizzazione della cricca
- nell’analisi è stata presa in considerazione la presenza del *cladding*.

Le ipotesi precedenti sembrano giustificate in relazione al fatto che:

- un difetto pre-esistente è comunemente associabile ai cordoni di saldatura del *vessel*.
- una cricca tridimensionale mostra di solito una prima propagazione in direzione ortogonale alla parete del *vessel*, consentendone quindi un’approssimazione monodimensionale.
- la cricca è posizionata dove il codice termoidraulico calcola il raffreddamento più marcato della parete.

La figura 5.1 riporta le caratteristiche geometriche dettagliate del *vessel* del WWER-1000/320 utilizzato sia per definire la nodalizzazione implementata nel codice termoidraulico *Relap5/mod3.3*, sia per costruire la mesh utilizzata nel codice strutturale *Ansys5.7* (cfr. par. 5.4).

Dalla stessa figura è possibile individuare la posizione ove è stata ipotizzata la cricca necessaria per l’analisi di meccanica della frattura. La tabella 5.1 fornisce le caratteristiche geometriche dettagliate del suddetto *vessel*.

**Crack location**

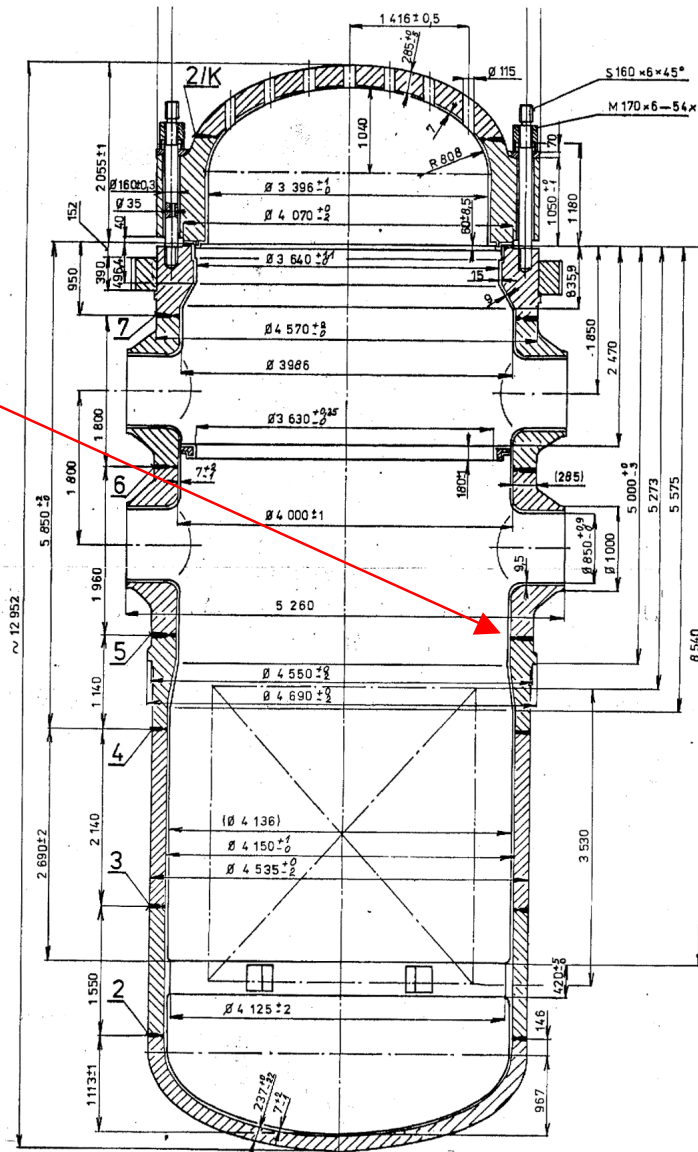


Fig 5.1 caratteristiche geometriche del recipiente in pressione (RPV)

Item	Data
Overall height of RPV (m)	12.952
Total volume of the vessel (m <sup>3</sup> )	~ 110
Cold Leg nozzles internal diameter (m)	0.850
Hot Leg nozzles internal diameter (m)	0.850
Inlet SIT pipe nozzles internal diameter (m)	0.05
Outer diameter of reactor pressure vessel (m)	4.570
Inner diameter of reactor pressure vessel (m)	3.986

Height of elliptical bottom (m)	0.967
Wall thickness of elliptical bottom (m)	0.244
Wall thickness of cylindrical part (m)	0.1995
Wall thickness of in the region of penetrations (m)	0.292
Height of elliptical top (m)	1.040
Wall thickness of elliptical top (m)	0.292
Elevation above inside bottom of reactor vessel (m)	
- inlet nozzles axis	7.003
- outlet nozzles axis	8.803

*Tab. 5.1 caratteristiche geometriche del recipiente in pressione (RPV)*

## 5.2 NODALIZZAZIONE RELAP5 DELL'IMPIANTO E SCHEMATIZZAZIONE DEL RPV

### 5.2.1 descrizione del modello *Relap* utilizzato e del transitorio termoidraulico

Per comprendere meglio i risultati termoidraulici ottenuti col presente lavoro è necessario introdurre brevemente gli eventi operazionali che caratterizzano lo scenario incidentale preso in considerazione (MSLB, *Main Steam Line Break*).

Come visto nel primo capitolo a seguito della rottura della linea vapore numero 1 (supposta avvenire fra il collettore di vapore e le due valvole di sicurezza SRV) si verifica una forte depressurizzazione del lato secondario del generatore di vapore. Il fluido ivi presente, in condizioni di saturazione, diventa surriscaldato a seguito della diminuzione di pressione e manifesta un rapido “*flash*” con conseguente aumento del livello. La salvaguardia delle turbine impone la chiusura delle valvole di ammissione vapore; l’elevato livello di liquido nel GV difatti, pur non costituendo un pericolo diretto per il primario dell’impianto, costituisce tuttavia un pericolo per la turbina, in quanto aumenta il rischio di trascinamento di goccioline liquide nello stadio ad alta pressione con conseguente danneggiamento delle palette. Il successivo *scram* del reattore (per superamento del 7% della potenza nominale) induce l’operatore ad isolare il *loop* 1 mediante chiusura della corrispondente valvola di isolamento della linea vapore (MSIV 1). Tali valvole, 1 per ogni *loop*, connettono il collettore con le singole linee vapore uscenti dai GV.

A questo punto si verifica il *trip* della pompa numero 1 e il blocco dell’acqua di alimento (*feed water*) al generatore danneggiato. La chiusura della MSIV nella linea 1 non determina miglioramenti apprezzabili, in quanto la rottura è supposta verificarsi a monte della valvola; d’altronde il fluido proveniente dalle *Hot Legs* 3 -4 e 5 può fuoriuscire dalla rottura, attraverso il collettore di vapore, con conseguente depressurizzazione degli altri *loops* e chiusura delle MSIV 3-4-5 per segnale di alto livello nei corrispondenti generatori di vapore. Segue il blocco dell’acqua di alimento agli altri generatori di vapore e il *trip* delle pompe rimaste, per segnale di chiusura delle MSIV. Dopo un transitorio dovuto all’inerzia delle pompe, entra in gioco la circolazione naturale nei *loops* integri (trascurabile nel *loop* danneggiato).

L’entrata in funzione dell’acqua di alimento di emergenza (EFW) nei GV integri favorisce la rimozione della potenza termica di decadimento, costituendo il liquido presente nei GV 2 -3 e 4 il “pozzo freddo” del sistema.

Come si osserva dall’analisi dei dati (cfr. par 5.3) negli istanti successivi si manifesta una fase stazionaria, conseguente al parziale ripristino dello scambio termico fra fluido primario e secondario, nella quale la temperatura delle *Cold Legs* integre si mantiene pressoché costante.

Segue poi una fase nella quale il degrado delle proprietà di scambio derivante essenzialmente dalla mancanza di “pozzo freddo” nel GV danneggiato e dalla diminuzione nella capacità della circolazione naturale di rimuovere il calore di decadimento, porta in breve all’aumento di pressione del fluido primario e all’apertura delle valvole di scarico in atmosfera BRU-A; la pressione si mantiene in oscillazione attorno ai valori di *set-point* della BRU-A, e comunque su valori superiori al *set-point* di intervento degli ECCS (gli HPIS entrano in funzione quando la pressione nel pressurizzatore scende sotto i 9 MPa mentre gli accumulatori entrano in azione quando la pressione scende al di sotto dei 6 MPa).

E’ necessario quindi porre in atto i provvedimenti necessari a depressurizzare il primario e consentire l’intervento dei sistemi di emergenza per evitare il rischio di *burn-out* delle barre di combustibile; la depressurizzazione si ottiene aprendo le PORV del pressurizzatore in maniera controllata, fino a consentire l’intervento degli ECCS, oppure regolando contemporaneamente l’apertura delle BRU-A e l’ingresso dell’acqua di alimento di emergenza (EFW) secondo una metodologia denominata 60 K/h (lo scopo è quello di diminuire la pressione tramite diminuzione della temperatura del fluido secondario dei GV integri, secondo un tasso controllato di 60 K ogni

ora). La fase finale consiste nell'entrata in funzione del sistema di rimozione del calore residuo (RHR) che deve consentire di mantenere stabile il reattore per un tempo indefinito. Sulla base di queste osservazioni si sono modellati con il codice Relap5/mod3.3 i componenti dell'impianto necessari a simulare il transitorio.

La nodalizzazione utilizzata per il calcolo è una evoluzione di quella descritta nel documento DIMNP NT 498(03), [6-12], e sviluppata presso il DIMNP dell'Università di Pisa.

Sono state in particolare effettuate le modifiche necessarie per tenere in considerazione la presenza del *cladding* in acciaio inossidabile (appendice E).

Con riferimento in particolare al *loop* numero 1 dell'impianto (in cui è supposta avvenire la rottura della linea vapore) si riporta in fig. 5.2 la nodalizzazione Relap del WWER – 1000/320, nodalizzazione che può ritenersi “qualificata” sia a livello di stato stazionario che di transitorio; il pressurizzatore è supposto appartenere al *loop* numero 4.

Si sono considerati per il calcolo strutturale i primi 800 secondi del transitorio termoidraulico.

Nel codice *Relap* i primi 100 secondi servono a stabilizzare il calcolo e si riferiscono quindi ad una fase stazionaria. Il codice infatti richiede come dati di ingresso iniziali i valori di potenza termica del nocciolo e i valori medi dei parametri fisici (temperatura, pressione ecc.) nei vari elementi del sistema. Dopo un certo tempo di calcolo e un certo numero di oscillazioni i parametri si assestano sui valori propri dei vari sottosistemi dell'impianto nucleare (pressurizzatore, generatore di vapore ecc.).

L'istante 100 s viene pertanto assunto come istante nel quale avviene la rottura.

Con riferimento alla figura 5.2, l'evento di rottura della linea vapore (MSLB) del generatore numero 1 (*loop* 1) viene simulata con l'apertura delle valvole “di rottura” 683 e 687 e con la contemporanea chiusura della valvola 691.

Questo espediente serve a simulare una rottura a ghigliottina caratteristica di un LBLOCA (*Large Break Loss of Coolant Accident*); così facendo infatti è impedito qualsiasi transito di fluido attraverso le due sezioni del tubo danneggiato, transito che sarebbe ipotizzabile in una rottura di minor entità, per esempio nel caso di SBLOCA.

Al codice vengono assegnate alcune condizioni iniziali e di lavoro per simulare gli eventi che seguono il MSLB, ovvero tutti i provvedimenti necessari a salvaguardare la sicurezza dell'impianto:

- trip della turbina: la valvola di ammissione vapore in turbina (elemento 998 in figura 5.2) viene chiusa o dopo 0.5 s dall'inizio del transitorio (rottura) o quando il livello del liquido nel *downcomer* di uno dei 4 generatori di vapore supera 1.975 m
- lo *scram* del reattore si ha a seguito dei seguenti segnali:
  - potenza termica erogata dal reattore > 3210 MWth (potenza maggiore del 7% rispetto alla potenza nominale)
  - pressione vapore in uno dei quattro GV (misurata negli elementi 675 - 775 - 875 - 975 di figura 5.2) maggiore di 7.84 MPa
  - pressione nel collettore di vapore (elemento 997 di figura 5.2) minore di 5.1 MPa
  - livello di liquido nel *downcomer* dei generatori di vapore inferiore a 0.975 m
  - pressione nell'*upper plenum* (elemento 141 di figura 5.2) maggiore di 17.658 MPa
  - livello liquido nel pressurizzatore inferiore a 4 m
  - temperatura fluido in ingresso al core maggiore di 599 K
- la MSIV della linea in cui è avvenuta la rottura (valvola 676 in figura 5.2) viene chiusa o dopo 10 s dall'inizio del transitorio o quando il livello del liquido nel *downcomer* del generatore di

vapore numero 1 supera 1.975 m; le altre MSIV (indicate nello schema con il numero 776 – 876 – 976) vengono chiuse per segnale di alto livello di liquido (sopra 1.975 m) nei rispettivi GV

- la valvola di ammissione dell’acqua di alimento dei generatori di vapore numero 1 viene chiusa o dopo 10 s dall’inizio della rottura o quando il livello dell’acqua nel *downcomer* supera 1.925 m; nei restanti generatori di vapore l’acqua di alimento è interrotta per segnale di alto livello nel *downcomer* (>1.925 m)
- le pompe primarie vengono fermate a seguito dei seguenti segnali:
  - livello di liquido nel *downcomer* di uno dei quattro GV al di sotto di 0.735 m (segnale di basso livello nel *downcomer*)
  - segnale di basso livello o MSIV chiusa
  - fermata della pompa nel ramo in cui si è verificata la rottura dopo 10 s
- l’acqua di alimento di emergenza (EFW) entra in funzione dopo 20 secondi dall’inizio del transitorio nei GV integri

Vengono inoltre fissati una serie di *set-point* per le valvole di sicurezza in modo che il loro comportamento dinamico (apertura – chiusura) determini l’evoluzione del transitorio:

- le due SRV di ogni GV (elementi 672 e 694 nella figura 5.2 per il *loop* 1) vengono aperte se la pressione misurata nel collettore del GV (elemento 665 per il *loop* 1) supera 8.24 Mpa e chiuse se la pressione scende sotto 6.86 Mpa
- le valvole di scarico in atmosfera BRU-A (una per ogni GV ed elemento 690 per il *loop* 1) vengono aperte se la pressione nel collettore del GV supera 7.16 MPa e chiuse se la pressione scende sotto 6.27 MPa
- le PORV (3 in totale) del pressurizzatore, posizionato nel *loop* numero 4, vengono aperte in relazione alle seguenti condizioni:
  - se la pressione supera 18.1 MPa viene aperta la PORV 1
  - se la pressione supera 18.6 MPa vengono aperte PORV 2 e PORV 3
  - se la pressione supera 30 MPa vengono aperte tutte le PORV
  - le PORV vengono chiuse se la pressione scende sotto 17 MPa.

Si può osservare che i dieci secondi menzionati in precedenza rappresentano un tempo di reazione realistico per l’operatore, il quale, a seguito dello *scram* del reattore, può decidere di isolare il *loop* ove si è verificata la rottura e prendere i provvedimenti necessari a salvaguardare l’impianto. Da notare anche che nella nodalizzazione Relap non si è presa in considerazione la valvola di *by-pass* del vapore nel condensatore (BRU-K); non conoscendo infatti la capacità di smaltimento della potenza termica del condensatore (oppure ipotizzando un suo possibile danneggiamento) si è ritenuto più cautelativo non implementare questo sistema. E’ interessante notare anche che l’acqua di alimento di emergenza viene attivata solo nei GV integri. Ciò perché l’attivazione della stessa nel generatore danneggiato potrebbe provocare l’espulsione in atmosfera (tramite la valvola BRU-A) di fluido radioattivo in caso di rottura di uno dei tubi del fascio tubiero.

La tab 5.2 riporta l’elenco delle condizioni iniziali stazionarie per il calcolo Relap, mentre la tab 5.3 riporta schematicamente gli eventi che possono instaurarsi a seguito del MSLB e i rispettivi segnali

di attivazione. Le principali caratteristiche del modello utilizzato, relativamente sia alla zona fluida che alla parete conduttiva del RPV, sono riportate nei par. 5.2.2 e 5.2.3 mentre il paragrafo 5.3 riporta l'analisi dei risultati ottenuti.

No	QUANTITY	Unit	DESIGN	RELAP5	Acceptable error	Error	Notes
1.	Primary circuit balance	MWth	3000	3000	2%	0%	
2.	Secondary circuit balance	MWth	750	752	2%	0.2%	One SG
3.	PRZ pressure	MPa	15.7	15.7	0.1%	0%	
4.	SG pressure	MPa	6.3	6.3	0.1%	0%	Secondary side SG outlet
5.	Core inlet temperature	K	562	562	0.5%	0%	
6.	Core outlet temperature	K	593	593	0.5%	0%	
7.	SG inlet plenum temperature	K	593	591	0.5%	0.3%	Design value is not consistent with core outlet temperature
8.	SG outlet plenum temperature	K	559	561	0.5%	0.3%	
9.	SG feed-water temperature	K	493	493	0.5%	0%	
10.	Maximum fuel rod surface temperature	K	-	619	10K	-	Calculated value is referred to hot rod
11.	MCP speed	Rad/s	104.2	104.2	1%	0%	
12.	RPV pressure losses	MPa	0.368	0.342	10%	7%	
13.	Core pressure losses	MPa	0.142	0.135	10%	5%	
14.	MCP head	MPa	0.74/0.54	0.55	10%	2%	Error calculated respects to the lower design value
15.	Steam Generator pressure losses	MPa	0.12	0.123	10%	3%	Primary side circuit
16.	PS total mass inventory	ton	-	240.8	2%	-	
17.	SG SS mass inventory	ton	-	39.7	2%	-	One SG
18.	PS total loop coolant flow rate	Kg/s	18250	18262	2%	<0.1%	
19.	SG feedwater mass flowrate	Kg/s	408	407	2%	0.2%	One SG
20.	Core flowrate (active region)	Kg/s	-	17150	2%	-	
21.	Core bypass flowrate (LP-UP)	% (Kg/s)	-	6% (1112)	10%	-	
22.	DC – UH and HL nozzle bypass	Kg/s	-	57	10%	-	
23.	PRZ liquid level	m	8.45	8.46	0.05m	0.01m	Design value is related to EOL condition
24.	SG SS level	m	2.55	2.41	0.1	0.14	The calculated value is the level where void fraction becomes larger then 0.5
25.	SG steam mass flowrate	Kg/s	408	409	2%	0.2%	One SG

Tab 5.2. Condizioni stazionarie iniziali per il transitorio termoidraulico



N.	EVENT / SYSTEM	EVENT TIME / ACTIVATION SIGNAL	NOTE
1	Break occurrence	At time zero (beginning of the transient)	For SL and FWL breaks
2	FW valves	a) SG $\Delta$ level > 50mm b) In the broken loop closed 10s after the break occurrence	Signal b) is applied to all FW lines in the calculation MSLB-R-ALL MSLB-R-AT-P
3	MSIV	a) SG $\Delta$ level > 100mm b) In the broken loop closed 10 s after the break occurrence	Signal b) is applied to all MSIV in the calculation MSLB-R-ALL MSLB-R-AT-P
4	PRZ PORV	Opening Porv1 $P_{PZ} > 18.1$ MPa Porv2 $P_{PZ} > 18.6$ MPa Porv3 $P_{PZ} > 18.6$ MPa Closing $P_{PS} < 17.$ MPa	For all SG
5	SG SRV	Opening SRV1 $P_{PS} > 8.24$ MPa SRV2 $P_{PS} > 8.43$ MPa Closing $P_{PS} < 6.86$ MPa	For all SG
6	SG BRU-A	Opening $P_{PS} > 7.16$ MPa Closing $P_{PS} < 6.27$ MPa	For all SG
7	Turbine Stop Valves	SG $\Delta$ level > 100mm	
8	MCP	a) SG level < 1000mm b) MSIV closure c) In the broken loop closed 10 s after the break occurrence	Signal b) is applied to all MCP in the calculation MSLB-R-ALL
9	Scram	<ul style="list-style-type: none"> <li>• SG <math>\Delta</math> level &lt; 1200mm</li> <li>• P core outlet &gt; 17.65 MPa</li> <li>• PRZ level &lt; 4000 mm</li> <li>• Temp core inlet &gt; 599 K</li> <li>• <math>P_{SG} &lt; 1.</math> MPa</li> <li>• <math>P_{SG} &gt; 7.84</math> MPa</li> <li>• Power &gt; 107%</li> </ul>	
10	EFW	Activated 20s after break occurrence	Non activated in broken loop in calculation MSLB-R-EFW

Tab 5.3. eventi possibili a seguito del MSLB e segnali di attivazione

WWER-1000 GENERIC  
PTS NODALIZATION SKETCH  
1/2

OVERALL SKETCH  
(1 of 4 SG and LOOP represented)

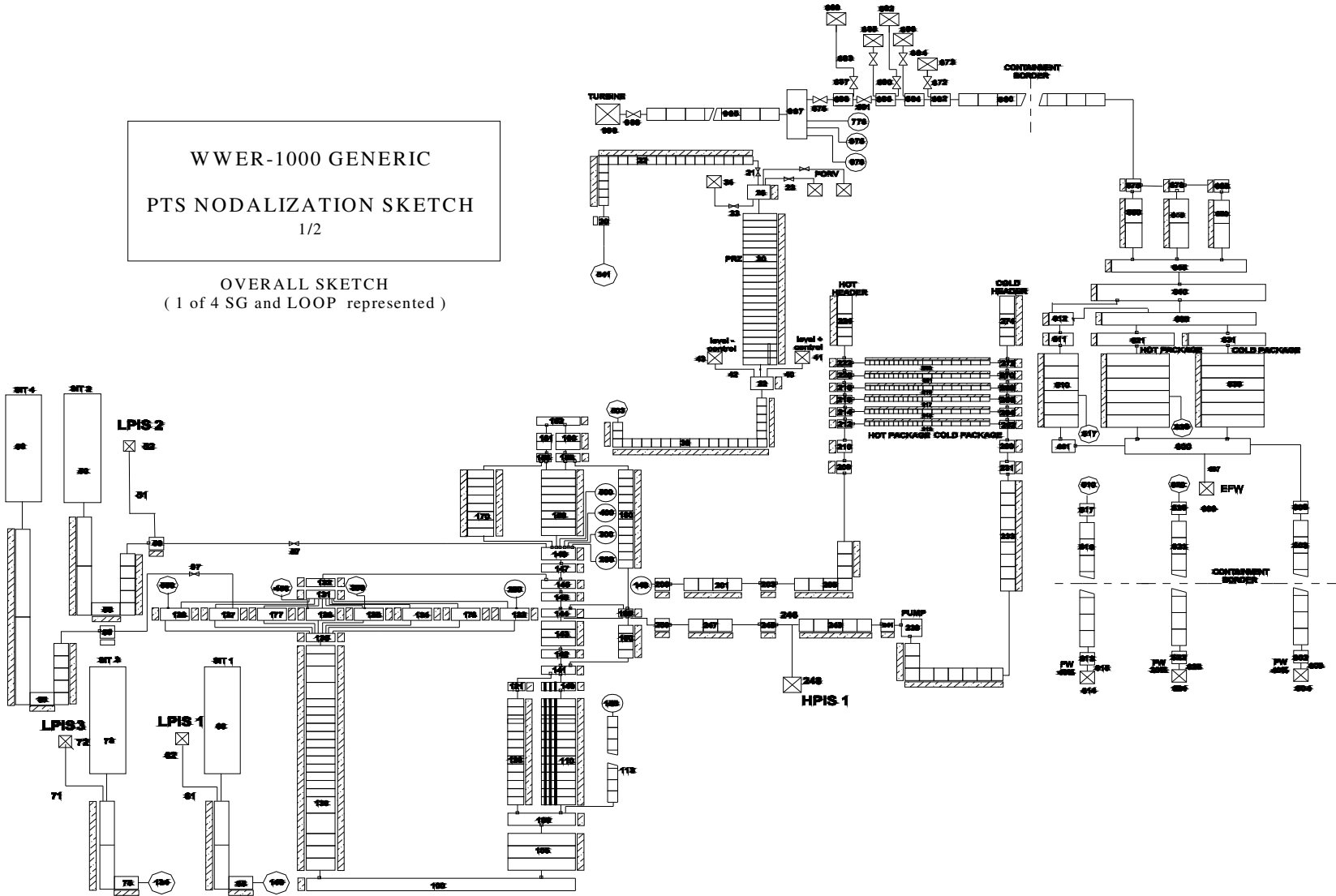


Fig 5.2 nodalizzazione del WWER-1000 per il codice Relap5/mod3.3

### 5.2.2. descrizione della nodalizzazione dei componenti idraulici

Il RPV è stato riprodotto con un elevato grado di dettaglio al fine di ottenere una buona stima della temperatura di parete nella zona dove arriva la portata di fluido sovra-raffreddato. Come si può osservare schematicamente in figura 5.3 la zona superiore del *downcomer* (relativamente alla parte fluida del modello) è stata suddivisa in 8 zone, composte ognuna da 4 volumi assiali: 6 rappresentano la regione contenente le penetrazioni delle *Cold Legs* (CL) e dei *Safety Injection Tanks* (SIT); le restanti 2 sono di raccordo per completare l'anello.

I numeri indicati nella figura si riferiscono ai componenti idrodinamici definiti nel file di input del codice Relap, appendice E.

La parte inferiore del *downcomer* e la zona dell'*upper plenum* sono invece costituite da un solo elemento fluido: il *downcomer* è suddiviso in 19 elementi di tipo "pipe" e un "branch" di collegamento con la zona delle *Cold Legs* prima analizzata; l'*upper plenum* è formato da una serie di elementi "pipe" e "branch" per garantire il collegamento con le *Hot-Legs* e con gli *internals* del RPV. Per ipotesi si assume che vi sia miscelamento completo del fluido in queste due zone.

WWER-1000 GENERIC  
PTS NODALIZATION SKETCH  
2/2

SKETCH of the CL-DC  
CONNECTION REGION

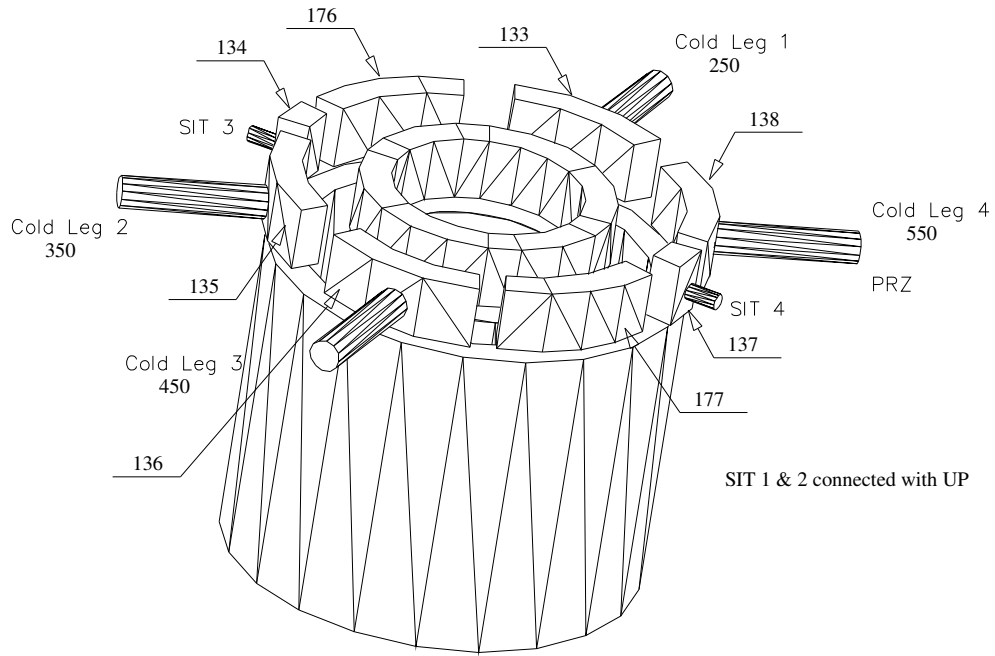


Fig. 5.3 dettaglio della nodalizzazione della zona fluida del downcomer

### 5.2.3 descrizione della nodalizzazione delle strutture termiche

Nel capitolo 4 si sono analizzati i requisiti cui devono soddisfare le dimensioni delle celle del modello al fine di ottenere risultati adeguati in relazione allo scambio termico solido-fluido. In base a tali risultati si è sviluppata per la zona conduttiva la nodalizzazione proposta schematicamente in fig. 5.4.

In analogia con la parte fluida descritta al paragrafo 5.2.2 anche la zona conduttiva superiore del *downcomer* è stata ripartita in 8 sezioni ( formata ciascuna da 4 volumi assiali) associate ai corrispondenti elementi idraulici.

Ognuna delle 8 sezioni è stata poi discretizzata radialmente:

- 85 celle (86 nodi) uniformemente distribuite per la parete del *vessel*
- 4 celle (5 nodi) uniformemente distribuite per il *cladding*.

In totale sono state definite 89 celle (90 punti) nello spessore. Le altre zone della parete del *vessel*, compresi il *plenum* superiore e inferiore (simulati nel codice come piastre piane) sono caratterizzate da una discretizzazione meno raffinata; tale discretizzazione ha il duplice scopo di consentire un risparmio nei tempi di calcolo e di adeguare la nodalizzazione alle richieste del programma fortran che si occupa di elaborare l'input termico per il calcolo strutturale (la zona di interesse per il calcolo FEM, corrispondente alla zona in cui si ipotizza la presenza della cricca, fa comunque parte di una delle 8 sezioni in cui si è adoperata la discretizzazione fine).

Si è conservato nelle suddette zone della parete il numero originario di celle [6], ovvero 49 totali nello spessore (50 punti), e si è adeguato convenientemente il numero di celle dedicate al *cladding*. Così facendo si è mantenuta una adeguata corrispondenza fra i nodi definiti nel modello *Ansys 5.7* (cfr. par. 5.4) e i nodi definiti nella nodalizzazione Relap, permettendo così una miglior stima delle temperature nodali che costituiscono l'input per il calcolo strutturale.

La figura 5.5 mostra la nomenclatura utilizzata nella definizione dei volumi assiali, relativamente alle strutture termiche e alla zona fluida del modello Relap. E' possibile dalla suddetta figura determinare la corrispondenza fra le varie zone del RPV "reale" e i nodi definiti nel codice termoidraulico.

Al fine di validare i risultati con un modello alternativo è stata sviluppata un'altra nodalizzazione Relap avente discretizzazione radiale variabile con il raggio, e quindi distribuzione delle celle non uniforme (appendice F). In particolare negli 8 elementi conduttivi corrispondenti alle CL sono state utilizzate 89 celle radiali (90 punti): 5 nel *cladding*, distanziate in modo non uniforme come nella meshatura del modello *Ansys* più raffinato appositamente sviluppato (cfr. par 5.4); le 10 celle successive, appartenenti al *vessel*, sono anch'esse spaziate in maniera non uniforme come nella meshatura *Ansys* raffinata mentre le rimanenti 74 sono uniformemente distribuite nello spessore rimanente.

Tale modello dovrebbe essere accoppiato con il corrispondente modello FEM *Ansys* al fine di ottenere risultati adeguatamente accurati; l'elevato fabbisogno di risorse hardware, sia in termini computazionali che di tempo di calcolo, ne hanno però impedito ancora l'implementazione.

Prove effettuate con modelli semplificati hanno però evidenziato che l'accoppiamento fra le versioni più semplici dei modelli *Relap* e *Ansys* fornisce comunque risultati buoni, e sulla base di questi si è proceduto nel seguito.

La tabella 5.4 riporta il sommario delle caratteristiche delle nodalizzazioni Relap utilizzate.

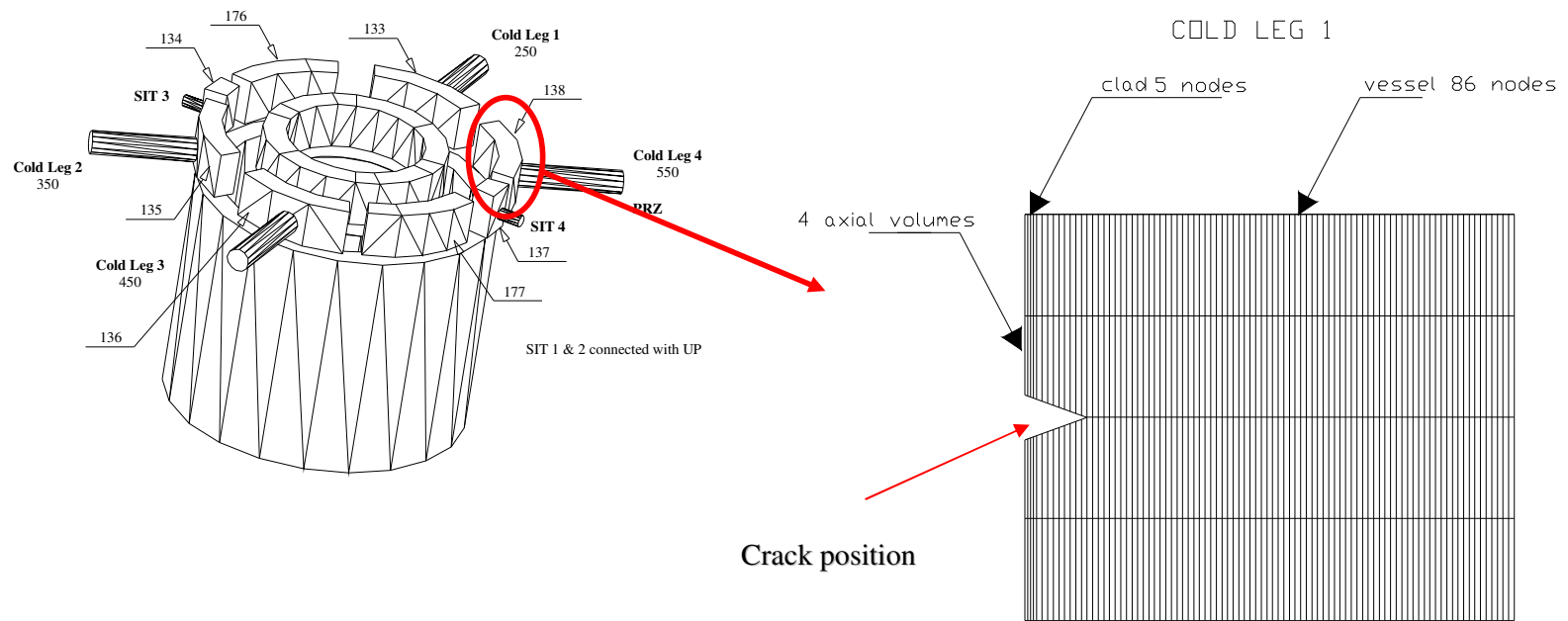


Fig. 5.4 schema della parete conduttiva Relap nella zona delle Cold Legs

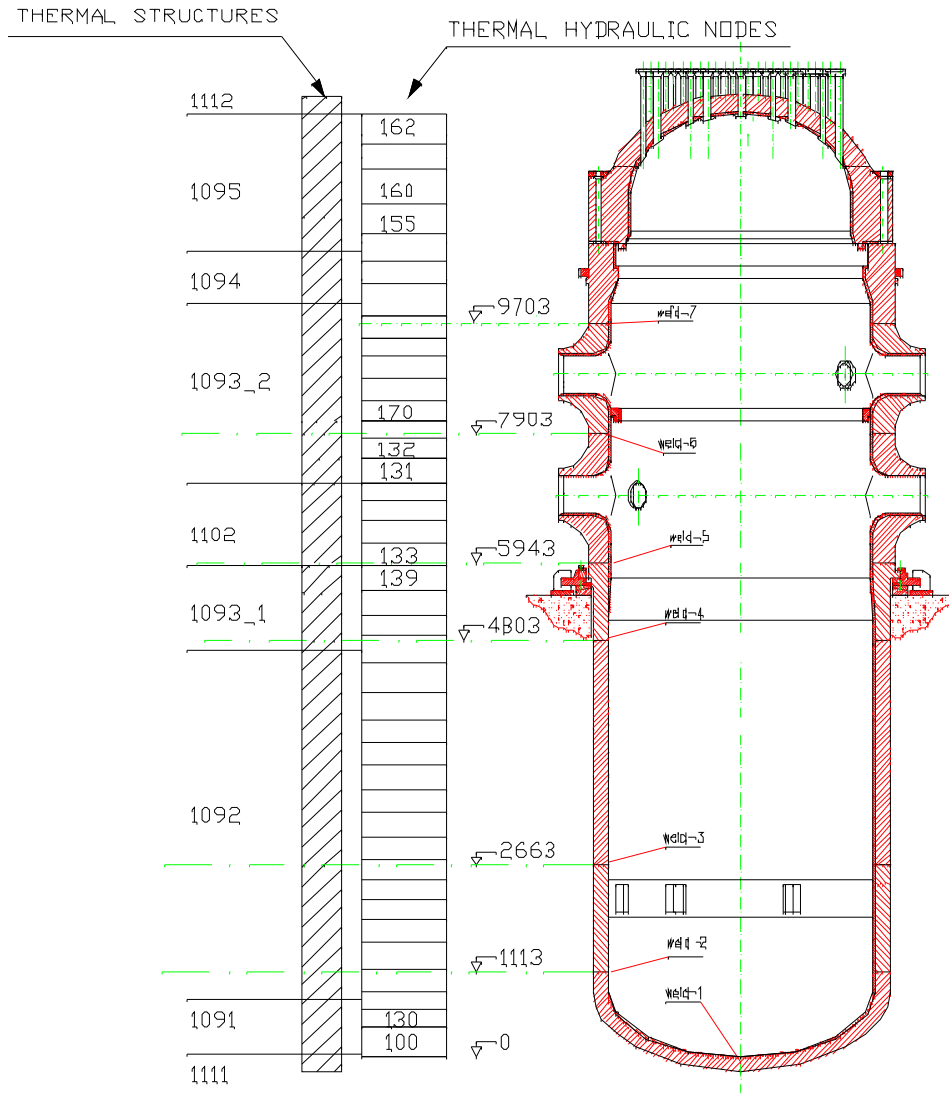


Fig 5.5 corrispondenza fra le coordinate assiali delle strutture termiche Relap5 e il RPV

<b>Analisi di PTS senza cladding in acciaio inossidabile.</b>						
Componenti idraulici nella regione del downcomer in prossimità della cricca				Strutture termiche nella regione del downcomer in prossimità della cricca		
<b>Cells:</b> 1 / 1	<b>Volume:</b> 0.94 m <sup>3</sup> / 0.12 m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 0.358 m / 0.178 m	<b>Cells:</b> 49 / 49	<b>Volume:</b> 0.01 ÷ 0.02 m <sup>3</sup> / 0.003 m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 3.5·10 <sup>-3</sup> ÷ 7·10 <sup>-3</sup> m / 6·10 <sup>-3</sup> m	
<b>Analisi di PTS con cladding in acciaio inossidabile</b>						
Componenti idraulici nella regione del downcomer in prossimità della cricca				Strutture termiche nella regione del downcomer in prossimità della cricca		
<b>Cells:</b> 1 / 1	<b>Volume:</b> 0.94 m <sup>3</sup> / 0.12 m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 0.358 m / 0.178 m	<b>Cladding</b>	<b>Cells:</b> 1 ÷ 2 / 4	<b>Volume:</b> 0.02 m <sup>3</sup> / 0.005 m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 7·10 <sup>-3</sup> ÷ 3.5·10 <sup>-3</sup> m / 1.75·10 <sup>-3</sup> m
			<b>Wall</b>	<b>Cells:</b> 48 ÷ 47 / 85	<b>Volume:</b> 0.01 ÷ 0.02 m <sup>3</sup> / 1.5·10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 6.5·10 <sup>-3</sup> ÷ 7·10 <sup>-3</sup> m / 3.35·10 <sup>-3</sup> m
<b>Analisi di PTS con cladding in acciaio inossidabile (modello raffinato)</b>						
Componenti idraulici nella regione del downcomer in prossimità della cricca				Strutture termiche nella regione del downcomer in prossimità della cricca		
<b>Cells:</b> 1 / 1	<b>Volume:</b> 0.94 m <sup>3</sup> / 0.12 m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 0.358 m / 0.178 m	<b>Cladding</b>	<b>Cells:</b> 1 ÷ 2 / 5 (not uniformly spaced)	<b>Volume:</b> 0.02 m <sup>3</sup> / 3.6·10 <sup>-4</sup> ÷ 8.9·10 <sup>-4</sup> m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 7·10 <sup>-3</sup> ÷ 3.5·10 <sup>-3</sup> m / 0.8·10 <sup>-3</sup> ÷ 2.1·10 <sup>-3</sup> m
			<b>Wall</b>	<b>Cells:</b> 48 ÷ 47 / 10 + 74	<b>Volume:</b> 0.01 ÷ 0.02 m <sup>3</sup> / 3.7·10 <sup>-3</sup> ÷ 1.5·10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup>	<b>Width:</b> 6.5·10 <sup>-3</sup> ÷ 7·10 <sup>-3</sup> m / 8.7·10 <sup>-4</sup> ÷ 3.5·10 <sup>-3</sup> m

Tab.5.4 sommario delle caratteristiche delle nodalizzazioni Relap.



### 5.3 RISULTATI TERMOIDRAULICI OTTENUTI TRAMITE CODICE RELAP

Uno dei principali obiettivi dell'analisi termoidraulica è la valutazione del comportamento dell'impianto durante il transitorio ipotizzato. Nell'ambito del PTS tale analisi deve fornire la pressione interna nel RPV (carico meccanico) e la distribuzione di temperatura nella parete del *vessel* (carico termico) determinata dalla rimozione convettiva del calore ad opera del fluido freddo. I principali risultati ottenuti dai calcolo Relap sono mostrati nelle figura da 5.6 a 5.39; altri grafici possono essere consultati in appendice A.

#### 5.3.1 andamento della temperatura e della potenza termica del reattore

A seguito della rottura nella linea vapore il lato secondario del generatore di vapore danneggiato sperimenta una forte depressurizzazione (fig 5.15) e l'impianto abbandona lo stato stazionario nel quale si trovava (corrispondente agli intervalli temporali negativi nelle figure).

La conseguente ebollizione dell'acqua del secondario e il conseguente incremento del coefficiente di scambio determina, come si può osservare nelle figure da 5.6 a 5.9, una forte diminuzione della temperatura dell'acqua in ingresso nel RPV. La temperatura della *Cold Leg 1* passa dal valore di regime di 562 K al valore minimo di 467 K in 90 s, con una diminuzione di 95 K; la temperatura dell'acqua negli altri *loops* diminuisce in maniera più contenuta, raggiungendo un minimo di 540 K dopo circa 215 s dall'inizio del transitorio (diminuzione di 22 K). L'instaurarsi della circolazione naturale nei *loops* integri determina un andamento sufficientemente costante della temperatura nelle *Cold Legs 2 -3 e 4* nel range 100 – 400 secondi. Il deterioramento successivo delle proprietà di scambio termico fra primario e secondario determina un incremento di temperatura (e di pressione) fino all'apertura, nei GV integri, delle valvole BRU-A. La fig 5.10 riporta per confronto in uno stesso grafico l'andamento complessivo della temperatura nelle 4 *Cold Legs*. La fig 5.11 riporta il decremento della temperatura del fluido primario.

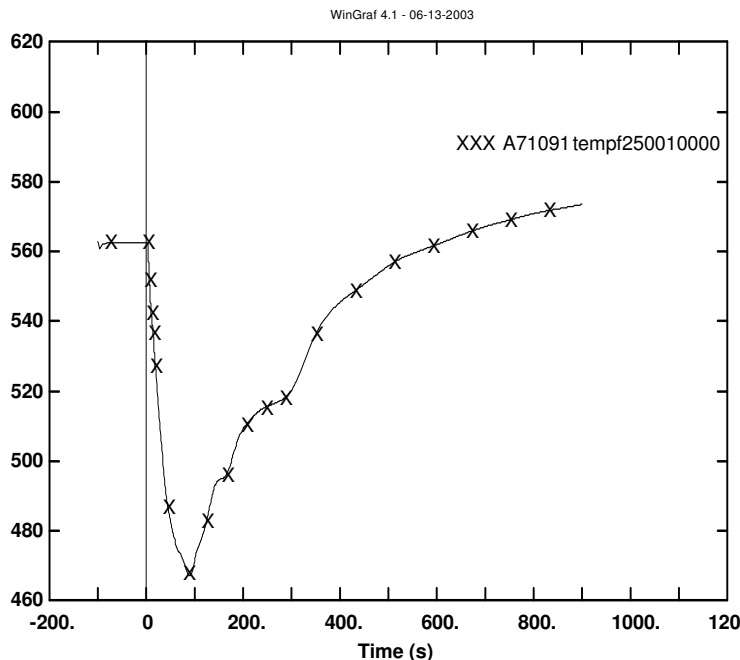


Fig. 5.6 andamento della temperatura nella CL 1

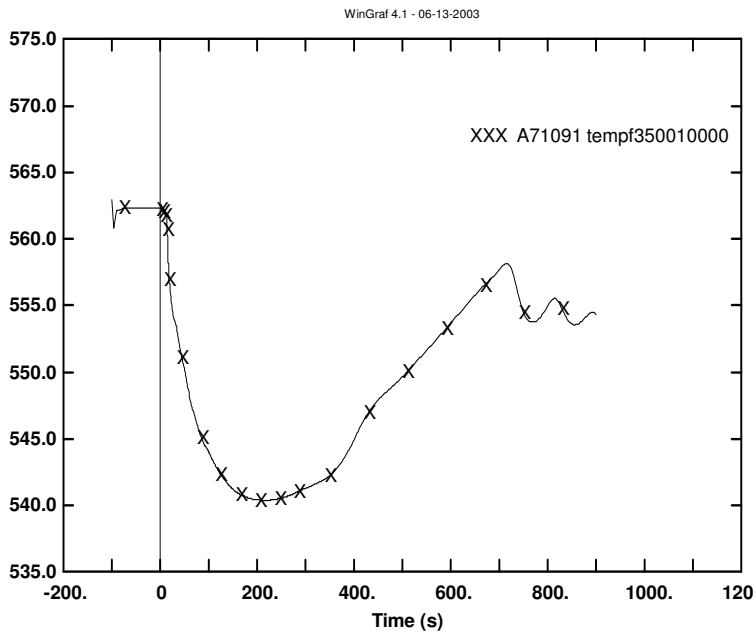


Fig. 5.7 andamento della temperatura nella CL 2

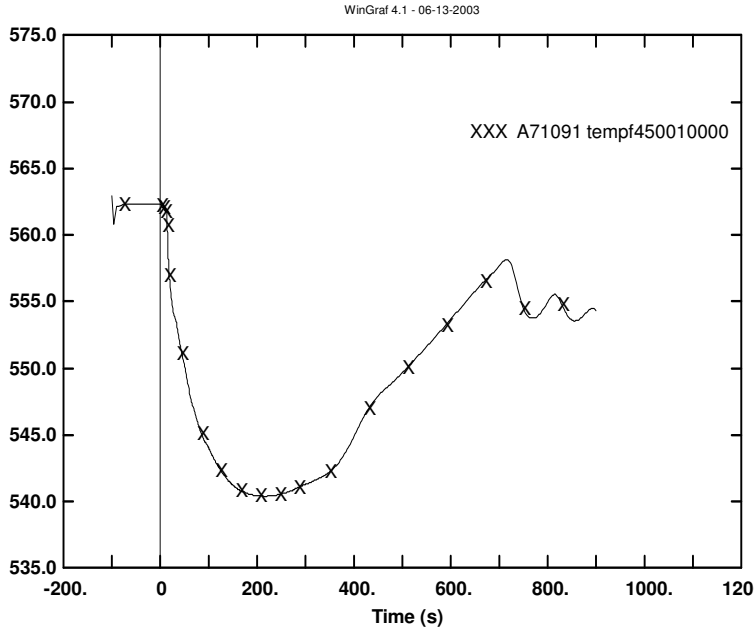


Fig. 5.8 andamento della temperatura nella CL 3

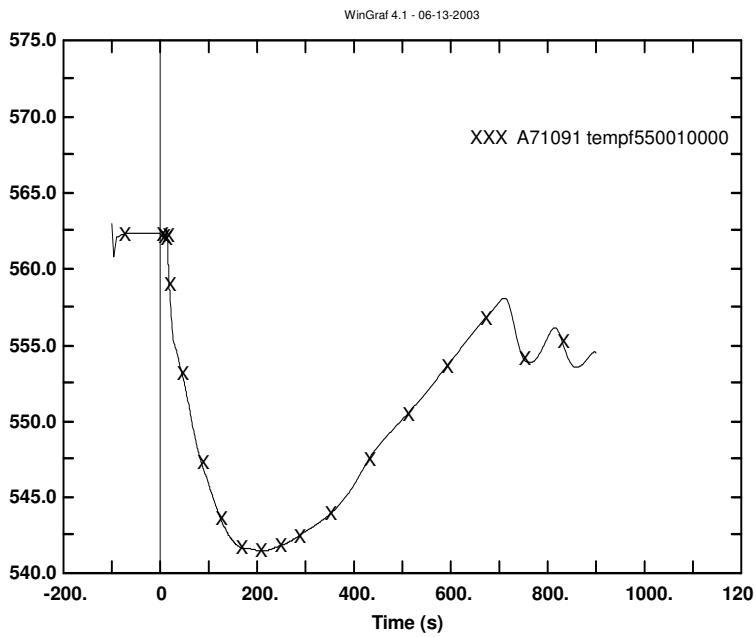


Fig. 5.9 andamento della temperatura nella CL 4

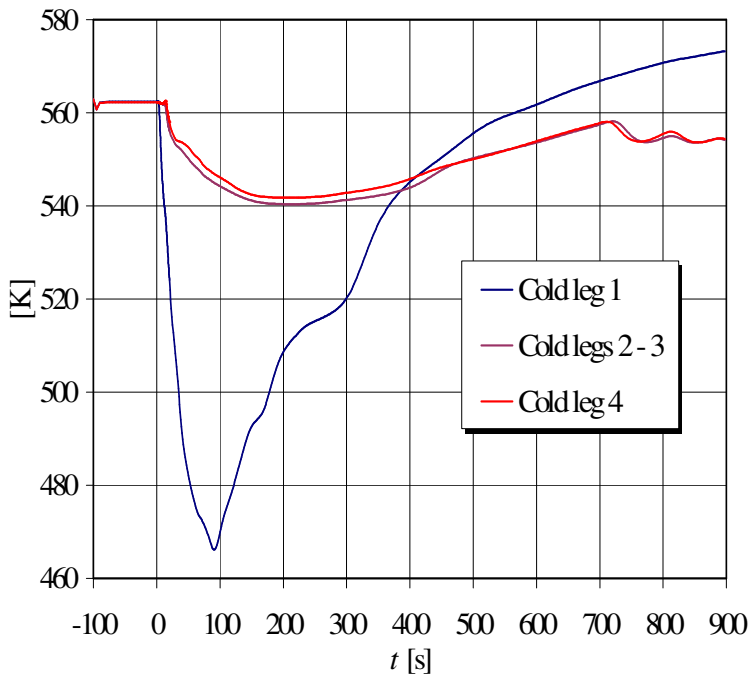


Fig. 5.10 confronto fra le temperatura del fluido nelle 4 Cold Legs

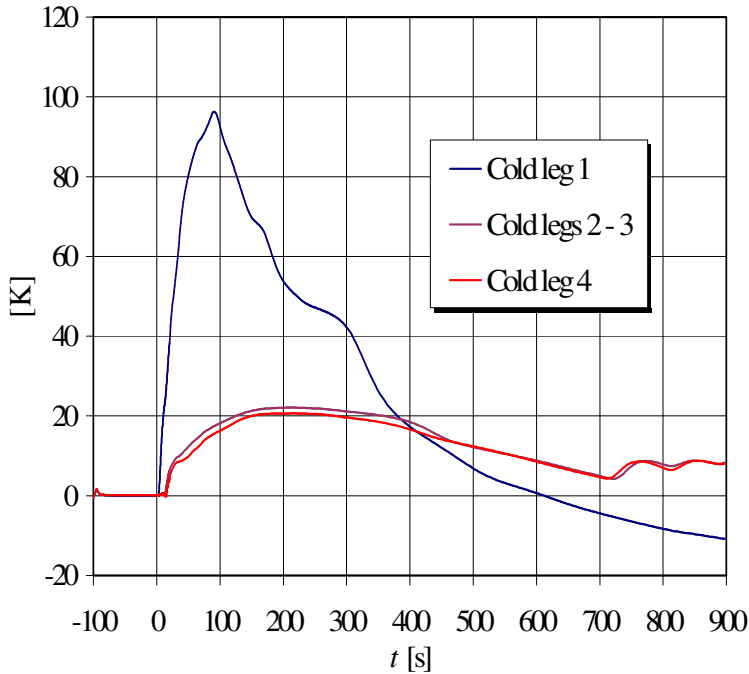


Fig. 5.11 diminuzione della temperatura nelle Cold Legs

La figura 5.12 mostra l'andamento temporale della temperatura di bulk del fluido lungo l'asse del *downcomer* (sotto la *Cold Leg* numero 1). Si osserva che la variazione assiale della temperatura è piccola: la massima differenza fra zona alta e zona bassa del *downcomer*, pari a 1.3 gradi, si ha dopo circa 750 secondi dall'inizio del transitorio. L'elevata portata massica del fluido in ingresso (4574 Kg/s di portata nominale per le *Cold Legs*) associata all'elevato contenuto entalpico dello stesso (inizialmente  $1.262 \cdot 10^6$  J/Kg) fa sì che la potenza termica trasferita dalla parete sia sufficientemente piccola da non comportare un elevato gradiente di temperatura assiale.

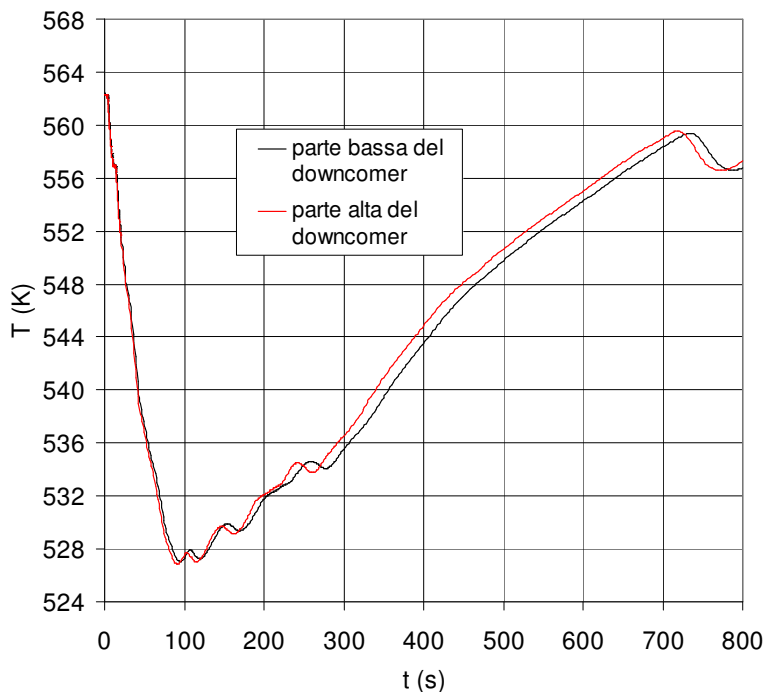


Fig. 5.12 andamento della temperatura di bulk del fluido primario lungo l'asse del downcomer

Le figure 5.13 e 5.14 riportano l'andamento della potenza termica erogata dal reattore. Si nota che lo *scram* avviene dopo circa 6 s dall'inizio del transitorio a seguito del superamento del 7% della potenza nominale; l'aumento di potenza deriva dall'inserzione di reattività determinatasi a seguito dell'ingresso del fluido freddo nel *downcomer* (reattore sottomoderato e coefficiente di temperatura del moderatore negativo).

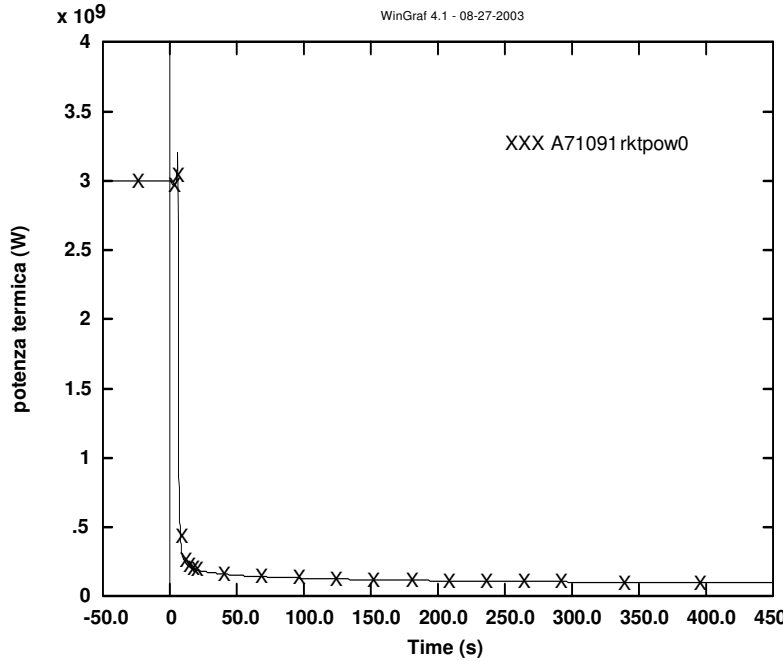


Fig. 5.13 potenza termica del reattore

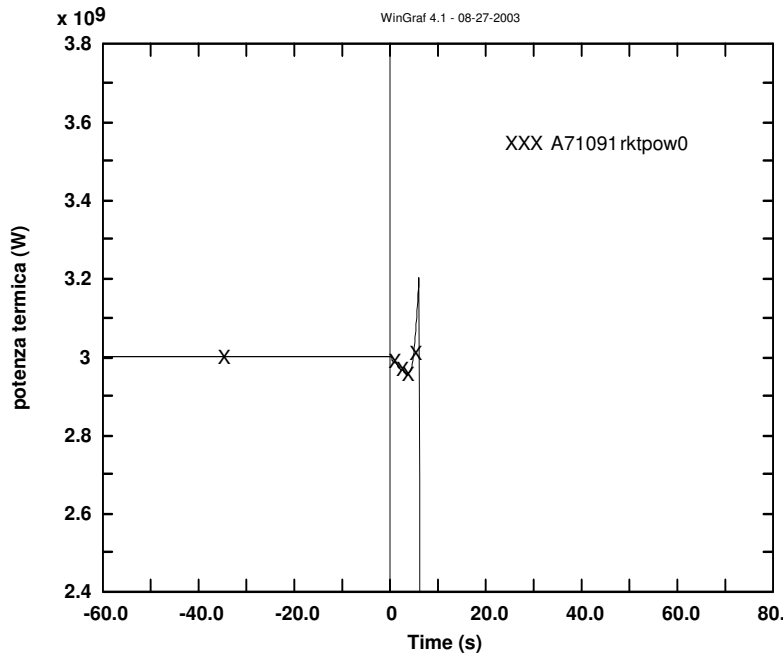


Fig. 5.14 dettaglio del picco di potenza termica del reattore

### 5.3.2 andamento della pressione

Le figura 5.15 riporta l'andamento della pressione nella *Cold Leg 1* e nel secondario del generatore di vapore numero 1. La figura 5.16 riporta invece la corrispondente diminuzione percentuale.

L'andamento della pressione nelle *Cold Legs* numero 2 -3 e 4, riportato in appendice A , presenta identico andamento.

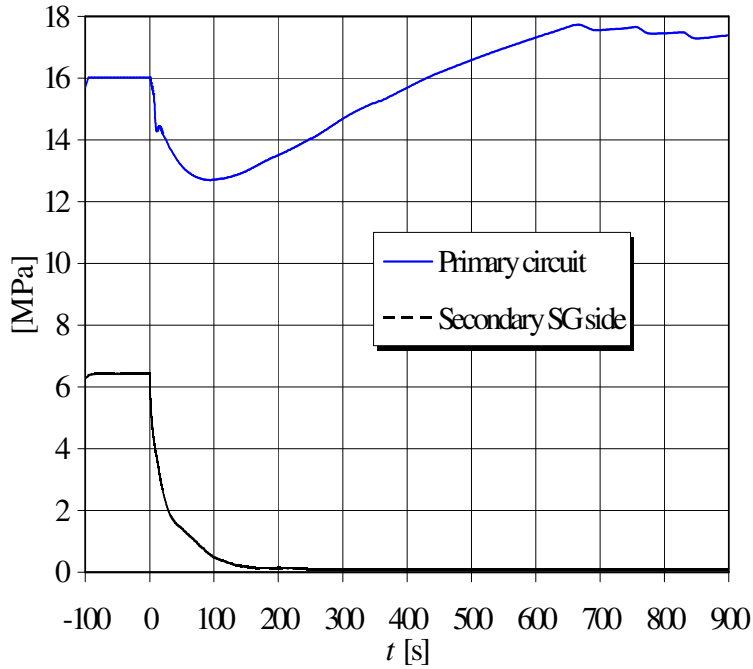


Fig. 5.15 andamento della pressione nella *Cold Leg 1* e nel lato secondario del GV 1

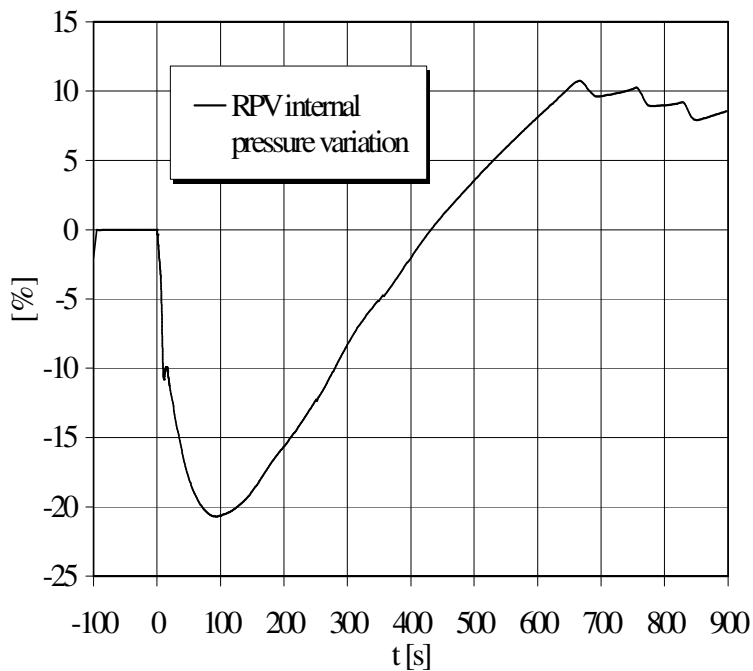


Fig. 5.16 variazione percentuale della pressione nel fluido primario della *Cold Leg 1*

Inizialmente la pressione diminuisce per gli effetti combinati dello *scram* del reattore (e conseguente diminuzione di potenza termica da asportare) e della diminuzione di temperatura del fluido primario.

La pressione del refrigerante nella *Cold Leg* 1 manifesta un valore minimo di 12.7 Mpa dopo circa 90 s dall'inizio del transitorio per poi risalire fino ad un valore massimo di 17.7 Mpa dopo circa 660 secondi. In termini di variazione percentuale la pressione minima risulta inferiore del 21% rispetto alla pressione operativa (16 Mpa), mentre la pressione massima supera la pressione operativa dell'11%. Come si può osservare dalle figure dopo 600 secondi si manifestano una serie di oscillazioni nei valori di pressione e temperatura, determinati dall'apertura e chiusura della BRU-A, valvola di sicurezza con scarico in atmosfera.

L'esame infatti delle figure 5.17 e 5.18, riportanti l'andamento della pressione nel duomo dei generatori di vapore, evidenzia il fenomeno descritto. La pressione nel secondario del generatore di vapore numero 1 subisce una forte diminuzione a seguito del MSLB (fig. 5.17), da 6.3 Mpa a 0.12 MPa in 180 secondi. La pressione nel secondario degli altri GV si mantiene pressoché costante fino a 350 s; successivamente l'incremento di pressione, determinato dal deterioramento dello scambio termico fra primario e secondario (diminuzione degli effetti benefici della circolazione naturale), provoca, dopo circa 650 secondi, il raggiungimento del *set-point* di apertura delle BRU-A (7.16 MPa); la pressione tende quindi a diminuire fino al *set-point* di chiusura delle BRU-A (6.27 MPa) e così via.

L'andamento oscillante conseguente all'apertura delle BRU-A si ritrova nell'andamento della temperatura delle *Cold-Legs* (fig. 5.10), con l'eccezione della *Cold Leg* numero 1, (che presenta un andamento monotono crescente a seguito dell'isolamento del GV1). Tale andamento oscillatorio si ritrova anche nella pressione delle *Cold Legs* (fig 5.15) e nella pressione in ingresso e uscita ai GV (figure da 5.19 a 5.22). L'andamento della pressione negli altri GV, analoga ai valori ottenuti per il generatore di vapore numero 2, è riportato in appendice A.

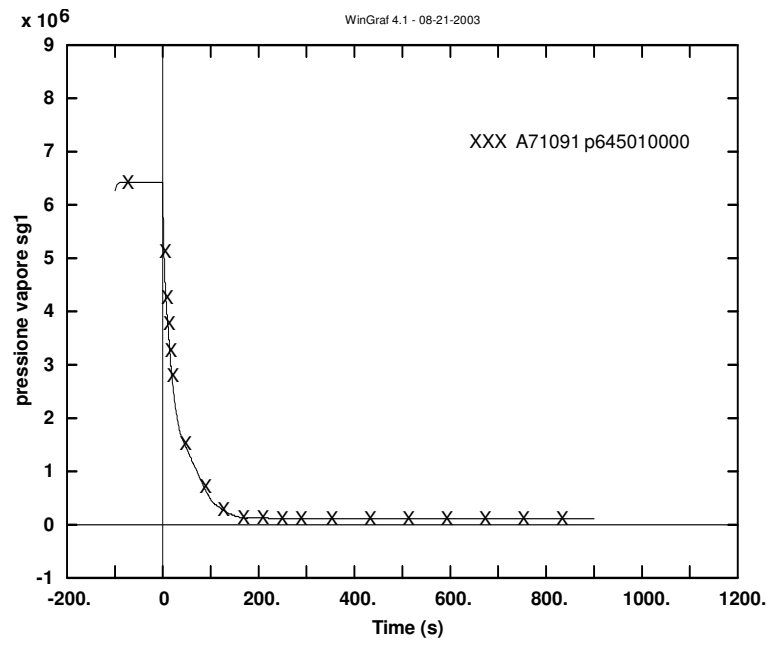


Fig. 5.17 andamento della pressione nel duomo del GV 1

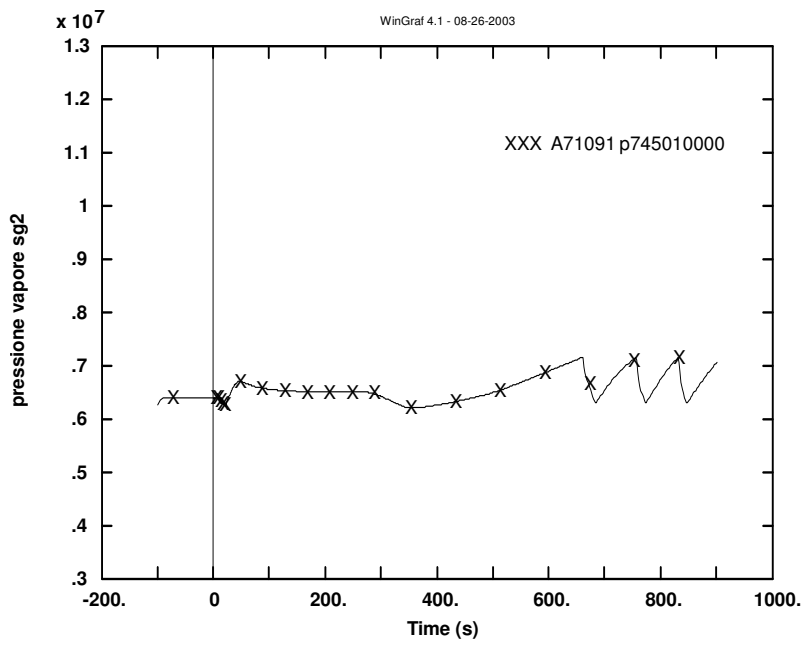


Fig. 5.18 andamento della pressione nel duomo del GV2



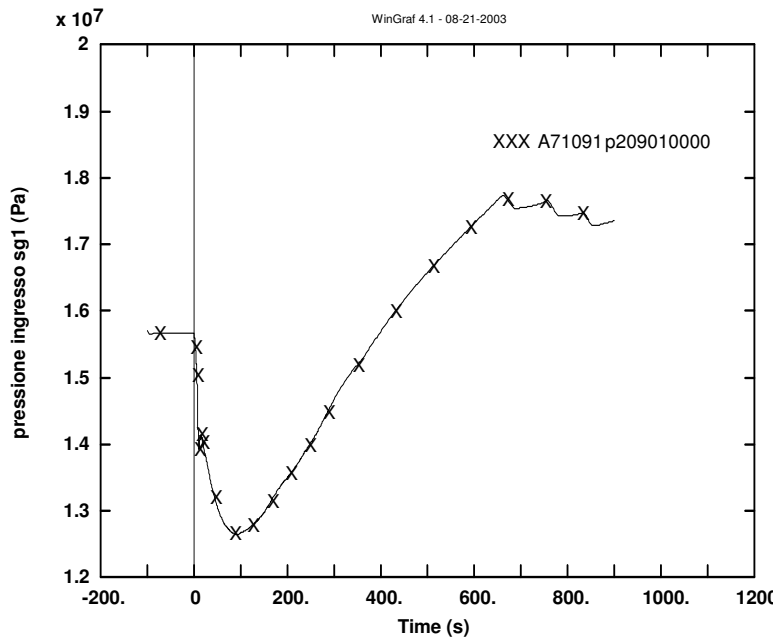


Fig. 5.19 andamento della pressione in ingresso al GV1

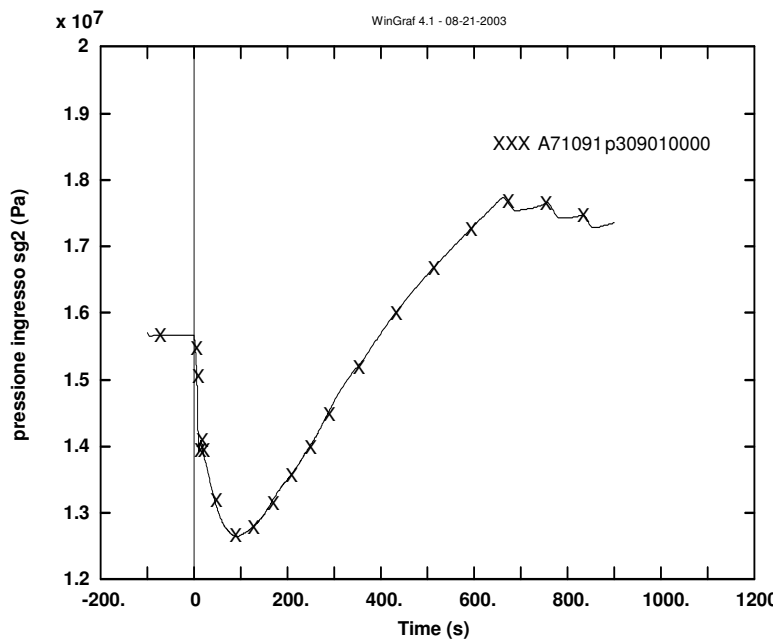


Fig. 5.20 andamento della pressione in ingresso al GV2

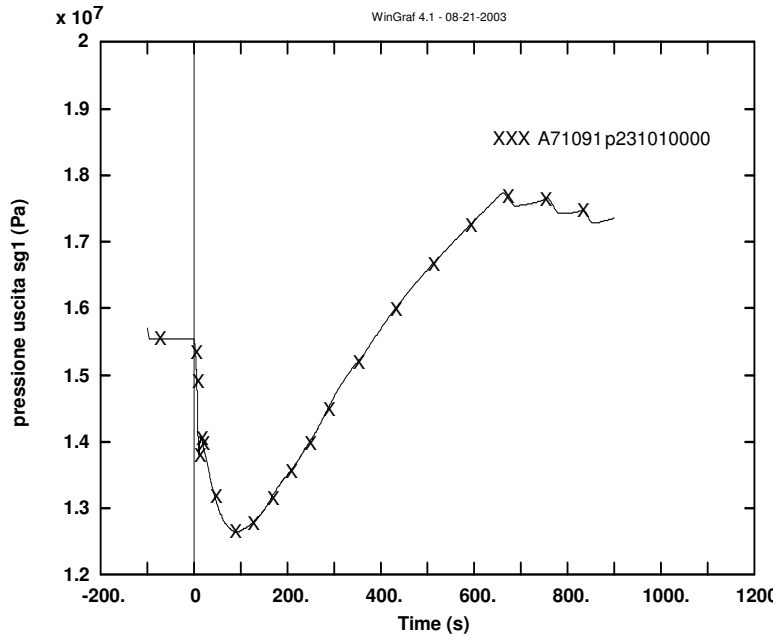


Fig. 5.21 andamento della pressione in uscita al GV1

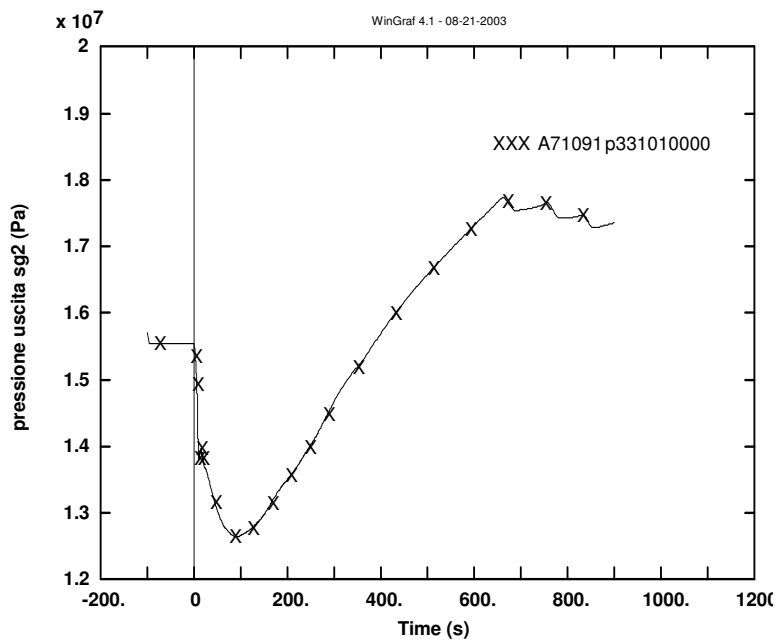


Fig. 5.22 andamento della pressione in uscita al GV2

Le figure fig 5.23 e fig 5.24 riportano rispettivamente l'andamento della pressione e del livello di liquido nel pressurizzatore.

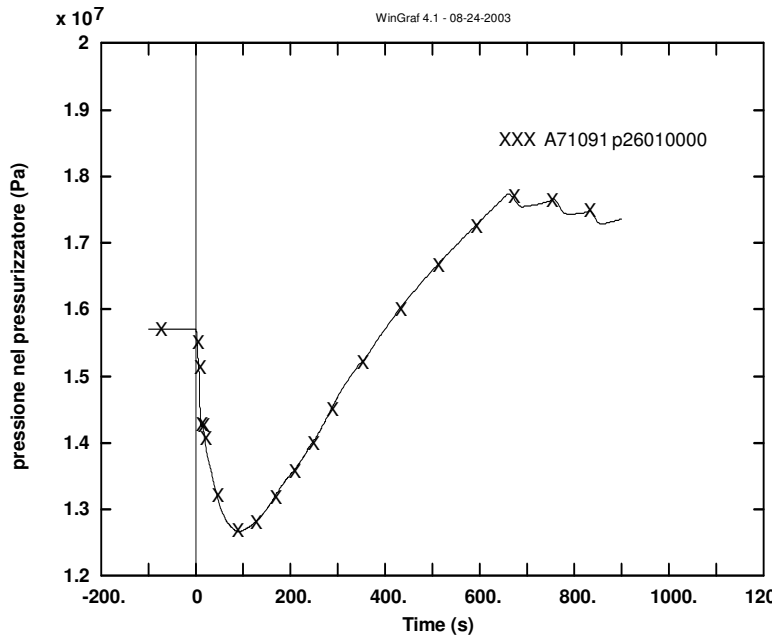


Fig. 5.23 andamento della pressione nel pressurizzatore

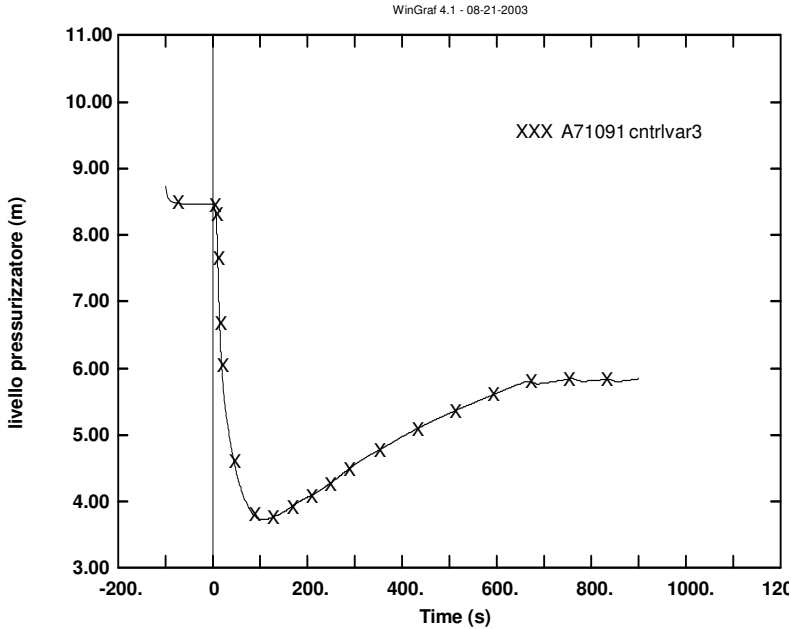


Fig. 5.24 andamento del livello di liquido nel pressurizzatore

Come si nota dalla figura 5.23 non si raggiunge il *set-point* di apertura delle PORV (18.1 MPa) in quanto la salita di pressione è limitata dall'apertura delle BRU-A; la pressione nel prussurizzatore raggiunge il valore massimo di 17.7 Mpa dopo circa 660 secondi dall'inizio del transitorio.

Il livello (figura 5.24) manifesta un'iniziale diminuzione a seguito dell'aumento della densità del fluido con la diminuzione della temperatura; con l'evolversi del transitorio l'incremento della temperatura del fluido primario ne determina poi una risalita. Occorre notare che comunque il pressurizzatore continua a svolgere la sua funzione di vaso di espansione garantendo sempre la presenza di una zona aeriforme al suo interno.

### 5.3.3 andamento del grado di vuoto

L'analisi dei grafici relativi al grado di vuoto mostra, relativamente al range temporale analizzato, una variazione praticamente ininfluenza del grado di vuoto; in particolare nel collettore di vapore si verifica una diminuzione dello stesso fino a 0.96 (fig 5.25); nel duomo del GV1 si registra un minimo di 0.99 (fig 5.27) mentre negli altri componenti analizzati il grado di vuoto si mantiene pressoché costante, pari a 0 nel *downcomer* del reattore e nelle *Cold Leg* in ingresso al *downcomer* (fig. 5.26 e 5.28) e pari a 1 nella parte alta degli altri GV. Il fluido rimane pertanto completamente monofase durante il transitorio e appare di conseguenza giustificata l'analisi idraulica di miscelamento condotta con il codice CFD (capitolo 7).

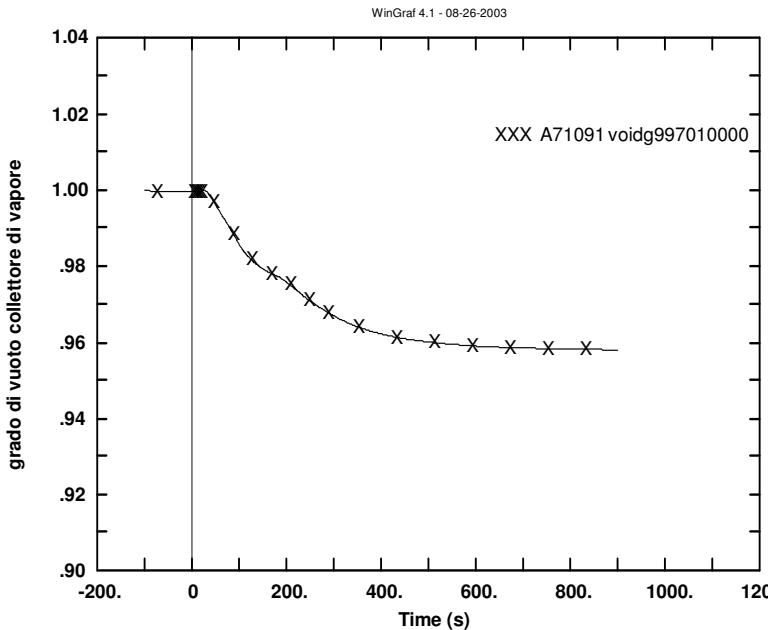


Fig. 5.25 andamento del grado di vuoto nel collettore di vapore

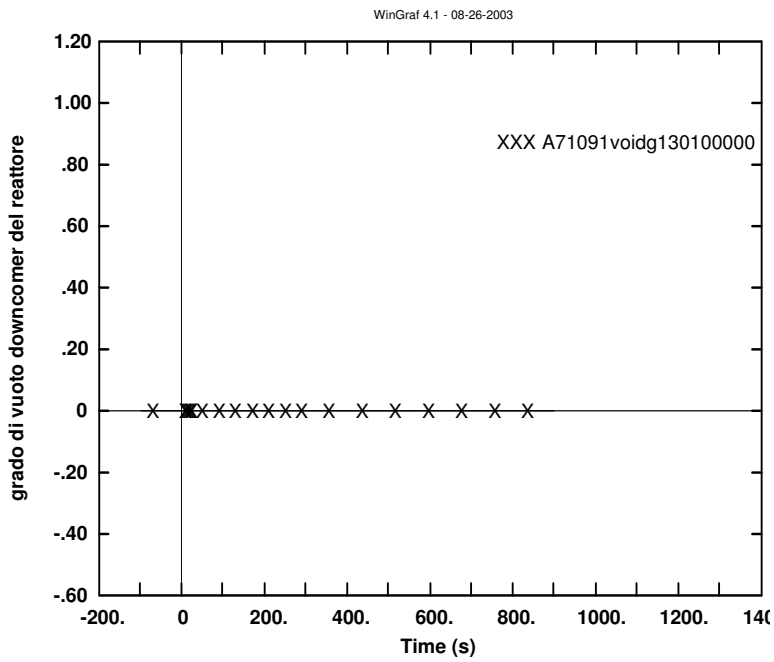


Fig. 5.26 andamento del grado di vuoto nel downcomer del reattore

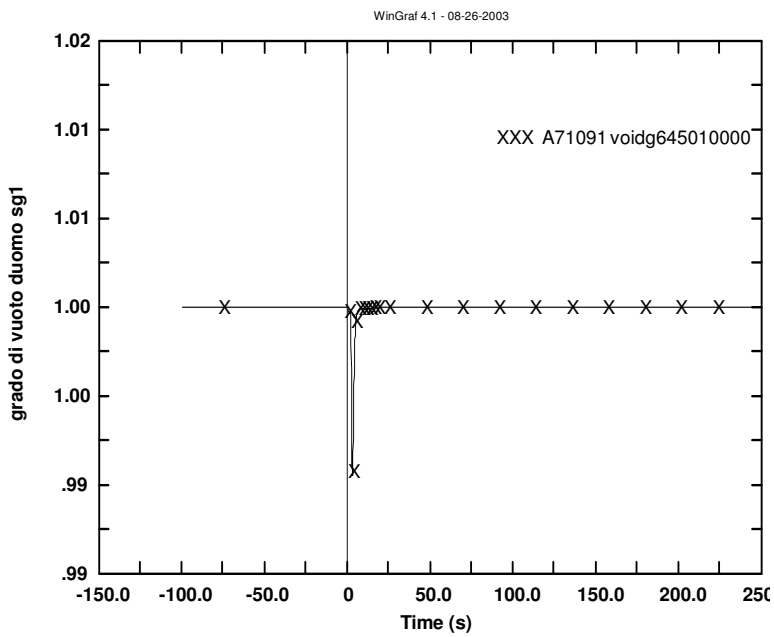


Fig. 5.27 andamento del grado di vuoto nel duomo del GVI

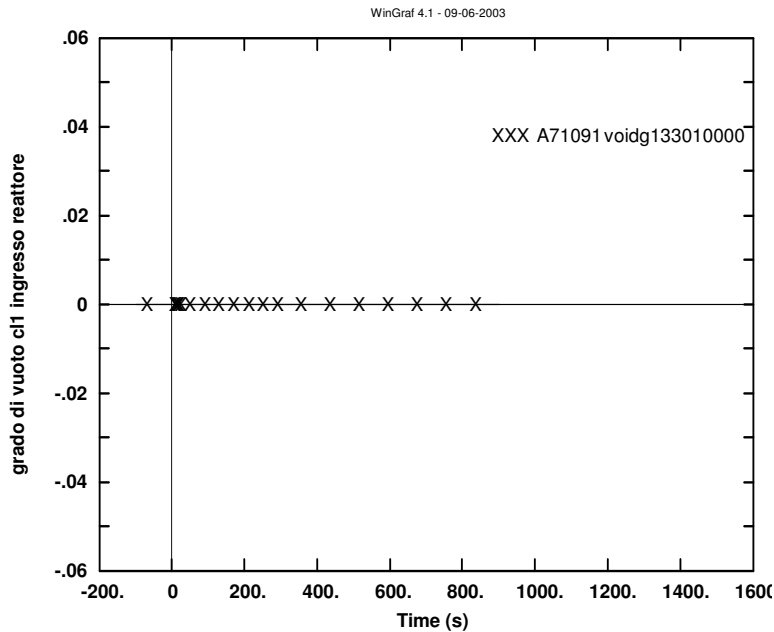


Fig. 5.28 andamento del grado di vuoto nella cold leg 1 in ingresso al downcomer

### 5.3.4 andamento della portata

Come si può osservare dalle figure 5.29 e 5.30 la portata massica nelle *Cold Legs* passa dal valore nominale di 4574 Kg/s ad un valore minimo compreso fra 100 Kg/s e 200 Kg/s, a seguito dello stop delle pompe. Nei *loops* si instaura quindi un regime di circolazione naturale, anche se nel *loop* 1 la portata tende ad assumere valori nettamente inferiori (a 800 secondi nella *Cold Leg* numero 1 si misura una portata di 122 Kg/s contro i 220 Kg/s della *Cold Leg* numero 2). Il picco che si osserva pochi istanti dopo l'inizio del transitorio (4950 Kg/s dopo 10 secondi, con pompe ancora in funzione) deriva dal brusco aumento di densità determinato dal raffreddamento del fluido primario. La figura 5.29 riporta l'andamento della portata nella *Cold Leg* numero 1 mentre la figura 5.30 riporta per confronto nello stesso grafico gli andamenti della portata nelle 4 *Cold Legs*.

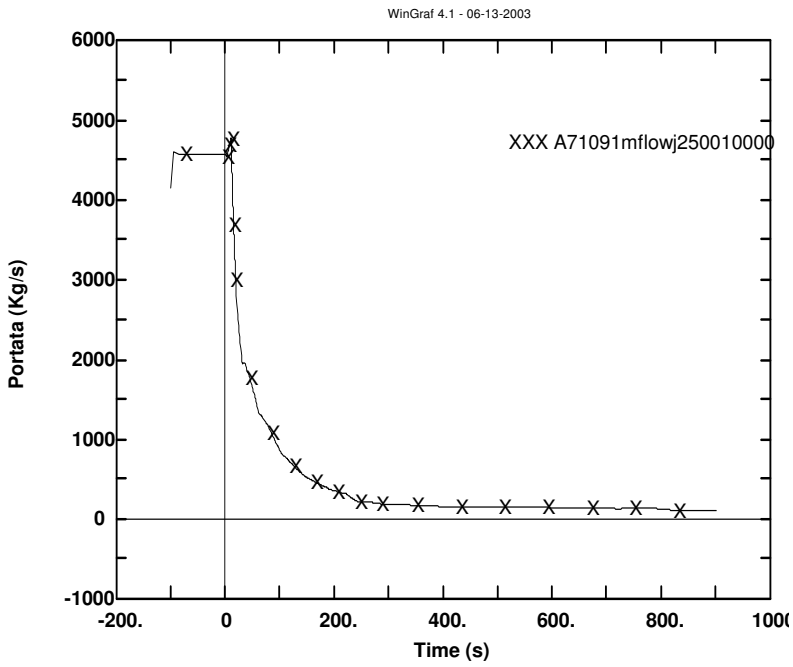


Fig. 5.29 andamento della portata massica nella CL 1

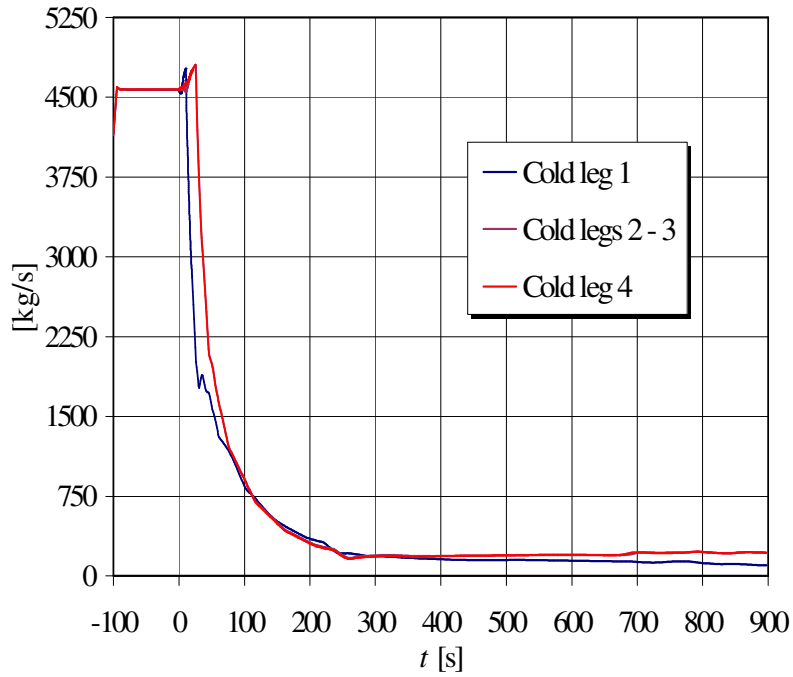


Fig 5.30 confronto fra gli andamenti della portata nelle 4 Cold Legs

### 5.3.5 andamento della temperatura nella parete conduttiva

Le figure da fig 5.31 a fig 5.36 riportano l'andamento della temperatura superficiale (calcolata nella prima cella radiale, in prossimità dell'interfaccia con il fluido) nelle varie zone della parete del *vessel* (fig 5.5).

La figura fig 5.31 mostra l'andamento della temperatura superficiale nella zona mediana della parte inferiore del *vessel*. Si passa dal valore iniziale di 562 K (pari alla temperatura del fluido primario) ad un valore minimo di 532 K dopo 92 secondi dall'inizio del transitorio (salto di 30 K); successivamente con l'incremento della temperatura del fluido primario la temperatura superficiale cresce fino a circa 557 K, ove manifesta una serie di oscillazioni in concomitanza con le oscillazioni di pressione e di temperatura del fluido primario (conseguenti all'apertura delle BRU-A).

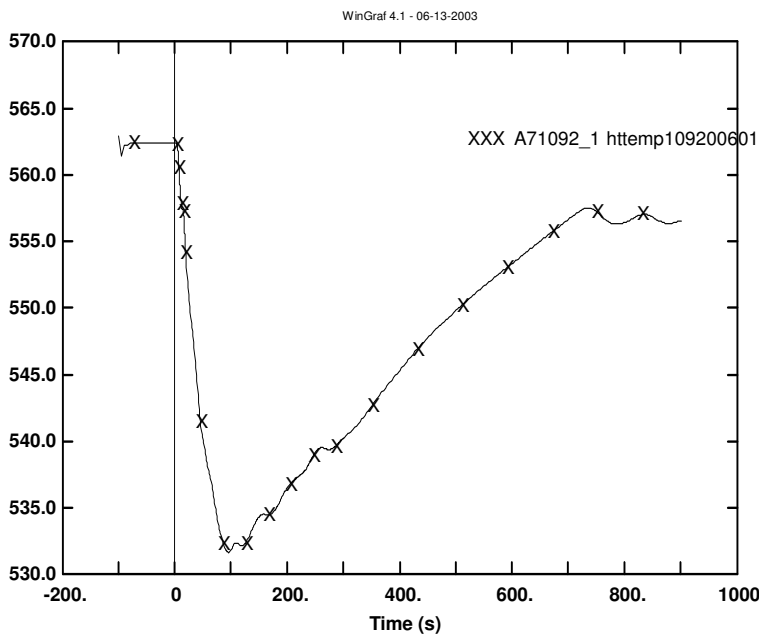


Fig. 5.31 andamento della temperatura sulla superficie della struttura mediana del downcomer (1092-6)



La figura fig 5.32 presenta l'andamento della temperatura nella zona del RPV fra *Cold* e *Hot Leg* numero 1 (figura 5.5).

Dall'iniziale valore di 562 K la temperatura passa ad un minimo di 553 K (diminuzione di 9 K) dopo 242 secondi dall'inizio del transitorio, per poi risalire gradatamente.

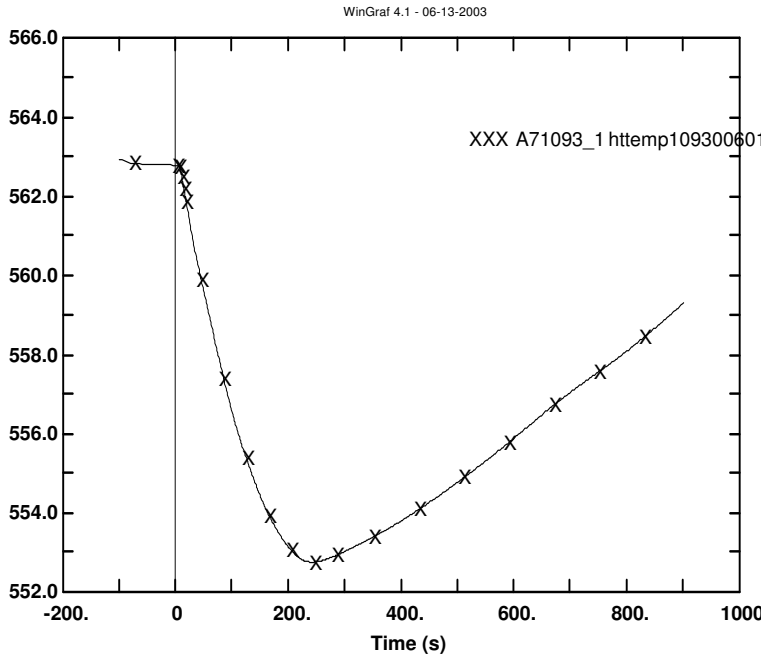


Fig. 5.32 andamento della temperatura sulla superficie del downcomer sotto la CL1 ( struttura 1093-6)

La figura 5.33 e la figura 5.34 riporta l'andamento della temperatura nella parte alta del *vessel*, al disopra delle *Hot Legs*, ed in corrispondenza dell'*upper-plenum*.

In questa zona la temperatura superficiale mostra un andamento decrescente nel tempo, a partire da 595 K si raggiungono circa 590 K dopo 800 secondi.

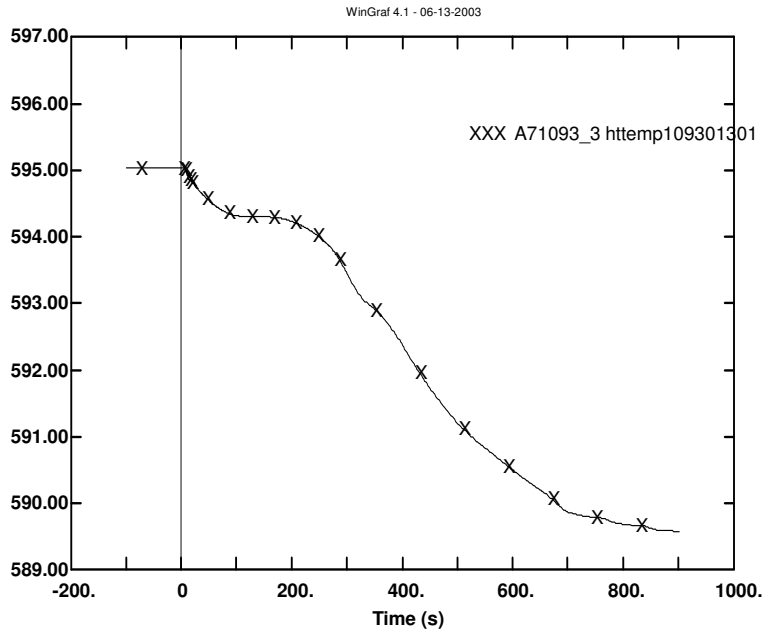


Fig. 5.33 andamento della temperatura in prossimità delle Hot Legs ( struttura 1093-13)

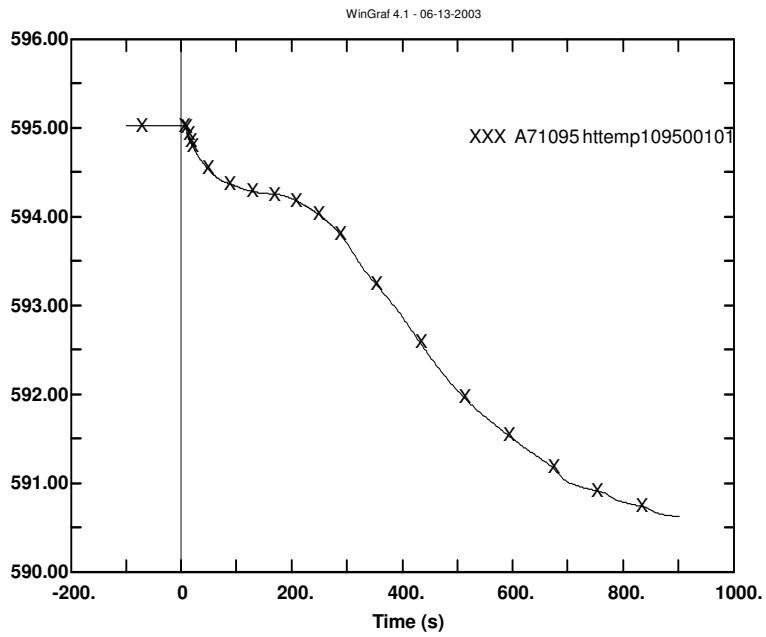


Fig. 5.34 andamento della temperatura sulla superficie dell'upper plenum ( struttura 1095-1)

La figura 5.35 mostra l'andamento della temperatura superficiale nella zona della *Cold Leg* numero 1, in prossimità della cricca ipotizzata (struttura 1102).

La struttura 1102 è organizzata in 4 volumi assiali, le cui temperatura superficiale sono mostrate in appendice A. Dalla figura si nota che la temperatura di parete diminuisce dagli iniziali 562 K fino a 495.5 K dopo 52 secondi dall'inizio del transitorio (variazione di 66.5 K), per poi risalire negli istanti successivi.

La figura 5.36 riporta un quadro di insieme della temperatura di parete calcolata nei 4 volumi in cui è suddivisa la struttura termica 1102; si nota in particolare che a 800 secondi la temperatura nel volume 1 (più lontano dal bocchello della CL numero 1) risale ad un valore più elevato (561 K) rispetto alla temperatura superficiale degli altri volumi assiali (circa 556 K).

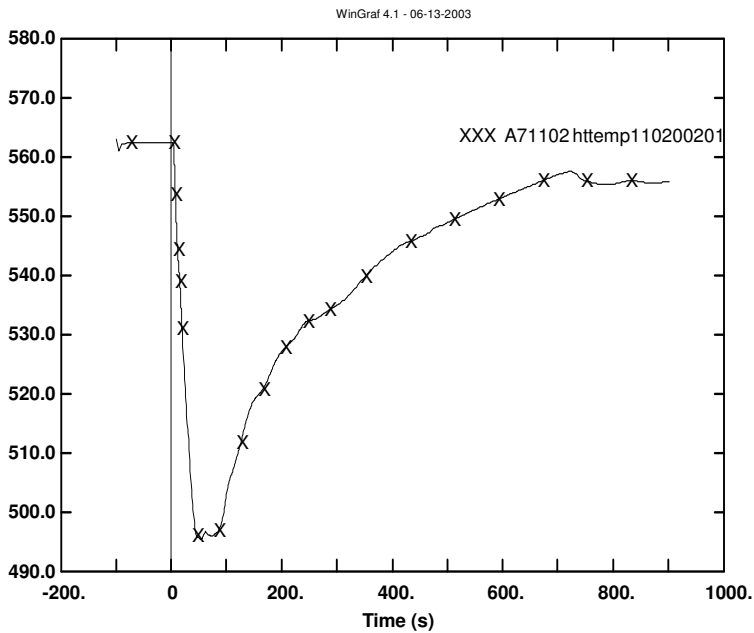


Fig. 5.35 andamento della temperatura sulla superficie della struttura in prossimità della cricca (struttura 1102-2)

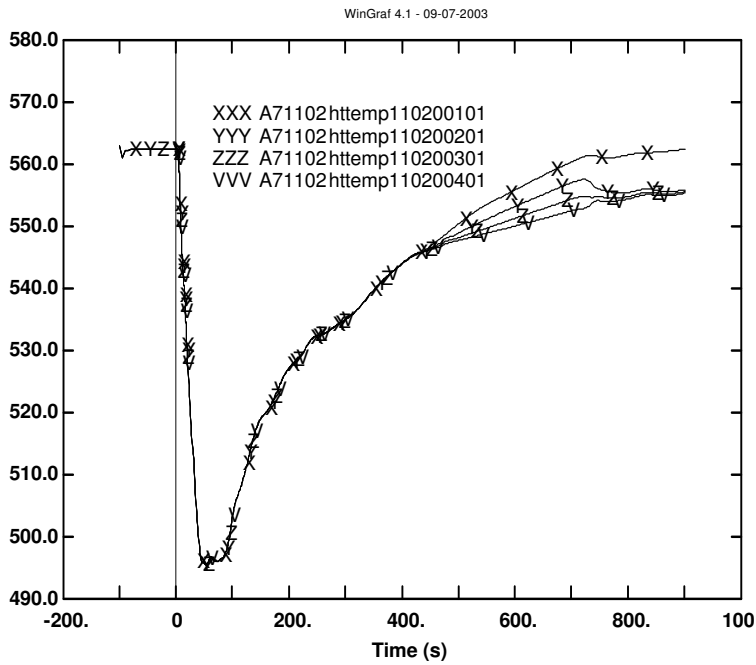


Fig. 5.36 andamento complessivo della temperatura superficiale nella zona della cricca a varie quote (strutture termiche da 1102-01 a 1102-04)

L'analisi dei risultati mostrati in precedenza evidenzia che lo shock termico è caratterizzato da un picco di trasferimento di calore localizzato entro i primi 100 secondi dall'inizio del transitorio; negli istanti successivi i carichi termici diventano progressivamente meno intensi, mentre assumano ruolo rilevante i carichi meccanici.

### 5.3.6 confronto fra i parametri termoidraulici ottenuti nel caso di presenza e assenza di *cladding*

Le figure 5.37-5.39 mostrano il raffronto fra alcuni parametri termoidraulici (temperatura, pressione, portata) nella *Cold Leg* numero 1 nel caso di presenza e assenza di *cladding* in acciaio inossidabile austenitico. Come è ben evidenziato dai grafici la presenza di *cladding* non influenza in maniera apprezzabile i risultati ottenuti.

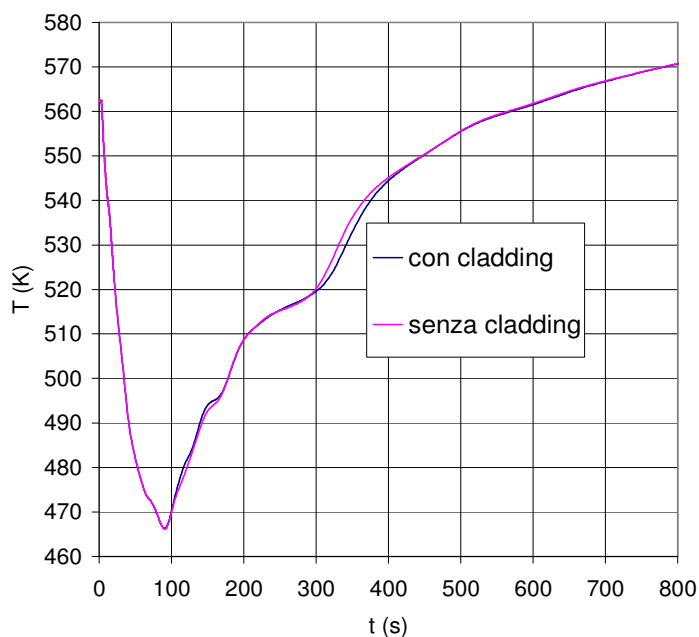


Fig. 5.37 andamento della temperatura nella *Cold Leg* numero 1 – raffronto in caso di presenza e assenza di *cladding*

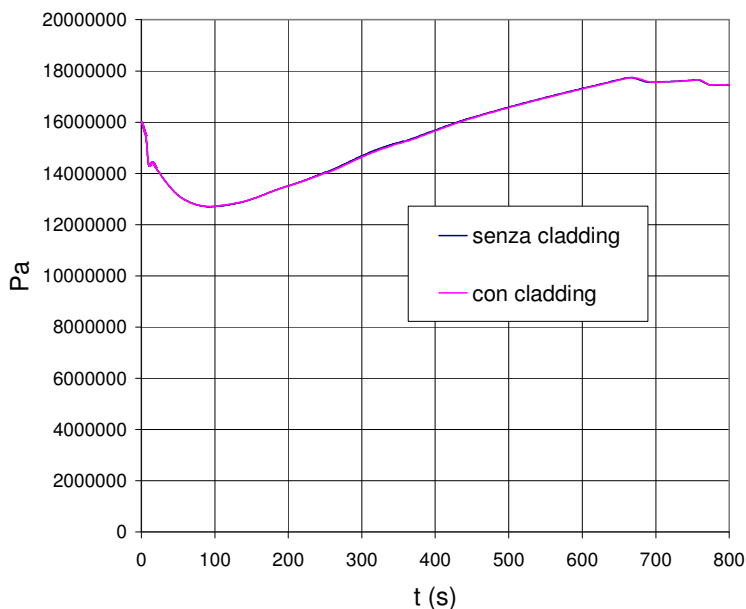


Fig. 5.38 andamento della pressione nel circuito primario (*Cold Leg* n 1) – raffronto in caso di presenza e assenza di *cladding*

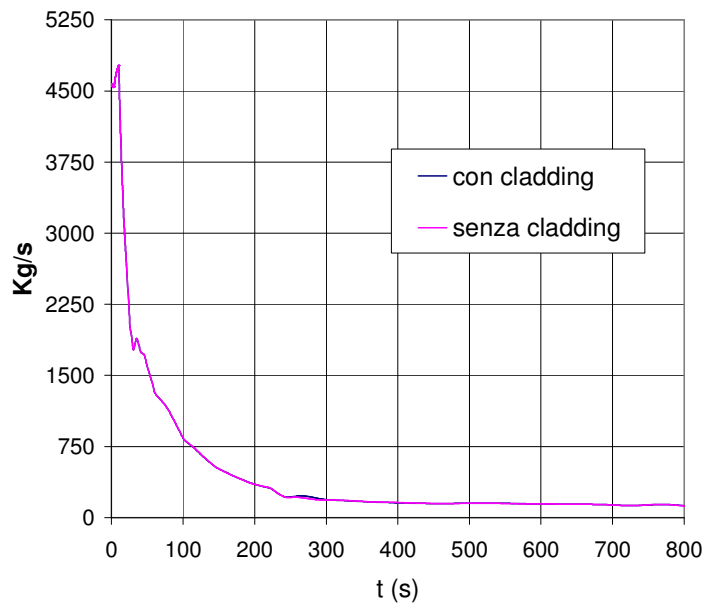


Fig 5.39 andamento della portata massica nella Cold Leg numero 1 – raffronto in caso di presenza e assenza di cladding

## 5.4 CARATTERISTICHE DELLA MESH UTILIZZATA NEL CODICE DI CALCOLO ANSYS

Al fine di calcolare le tensioni nominali nella struttura integra è stato sviluppato un apposito modello *Ansys* tridimensionale del recipiente in pressione; tale modello tiene in considerazione la variazione di spessore con l'altezza, le penetrazioni delle *Cold Legs* (CL), delle *Hot Legs* (HL) e dei *Safety Injection Tanks* (SIT).

Il modello è stato costruito sfruttando l'elemento *SOLID45* (fig 5.40), utilizzato comunemente per modellare strutture solide tridimensionali. L'elemento in questione, cui possono essere applicati carichi di pressione (*surface loads*) in corrispondenza delle facce e carichi termici (*body loads*) in corrispondenza dei nodi, è definito tramite 8 nodi, ognuno dei quali caratterizzato da 3 gradi di libertà (traslazione in direzione x, y e z).

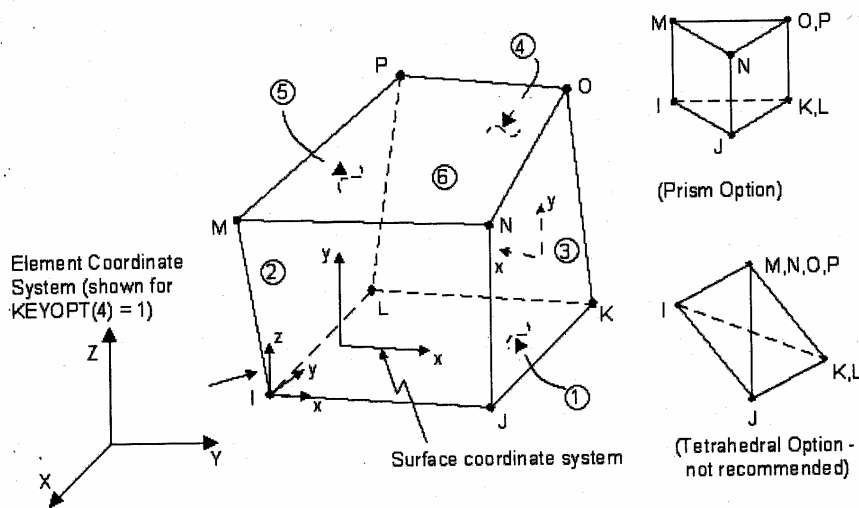


Fig. 5.40 elemento finito *SOLID45* – *Ansys*

La tabella 5.5 riporta le principali caratteristiche fisiche (densità, modulo di elasticità e coefficiente di espansione termica) utilizzate per definire il materiale della parete e del *cladding* nel modello *Ansys*; le proprietà termo-meccaniche dello stesso sono state supposte isotrope, vista la loro modesta variazione nel range di temperatura caratterizzante la parete del *vessel*.

Come si vede dalla tabella sono stati utilizzati valori tipici degli acciai al carbonio e inossidabili austenitici comunemente adoperati nella realizzazione del RPV e del *cladding*.

	acciaio ferritico (RPV)	acciaio inossidabile austenitico ( <i>cladding</i> )
densità	7860	7820
coeffic. espansione termica	$1.28 \cdot 10^{-5}$	$1.72 \cdot 10^{-5}$
modulo di Young	$1.97 \cdot 10^{11}$	$1.85 \cdot 10^{11}$
coeffic. di Poisson	0.33	0.33

Tab.5.5 caratteristiche del materiale utilizzato nella definizione del modello *Ansys*

La fig 5.41 riporta la vista complessiva ed alcuni particolari della nodalizzazione *Ansys*5.7 del RPV.

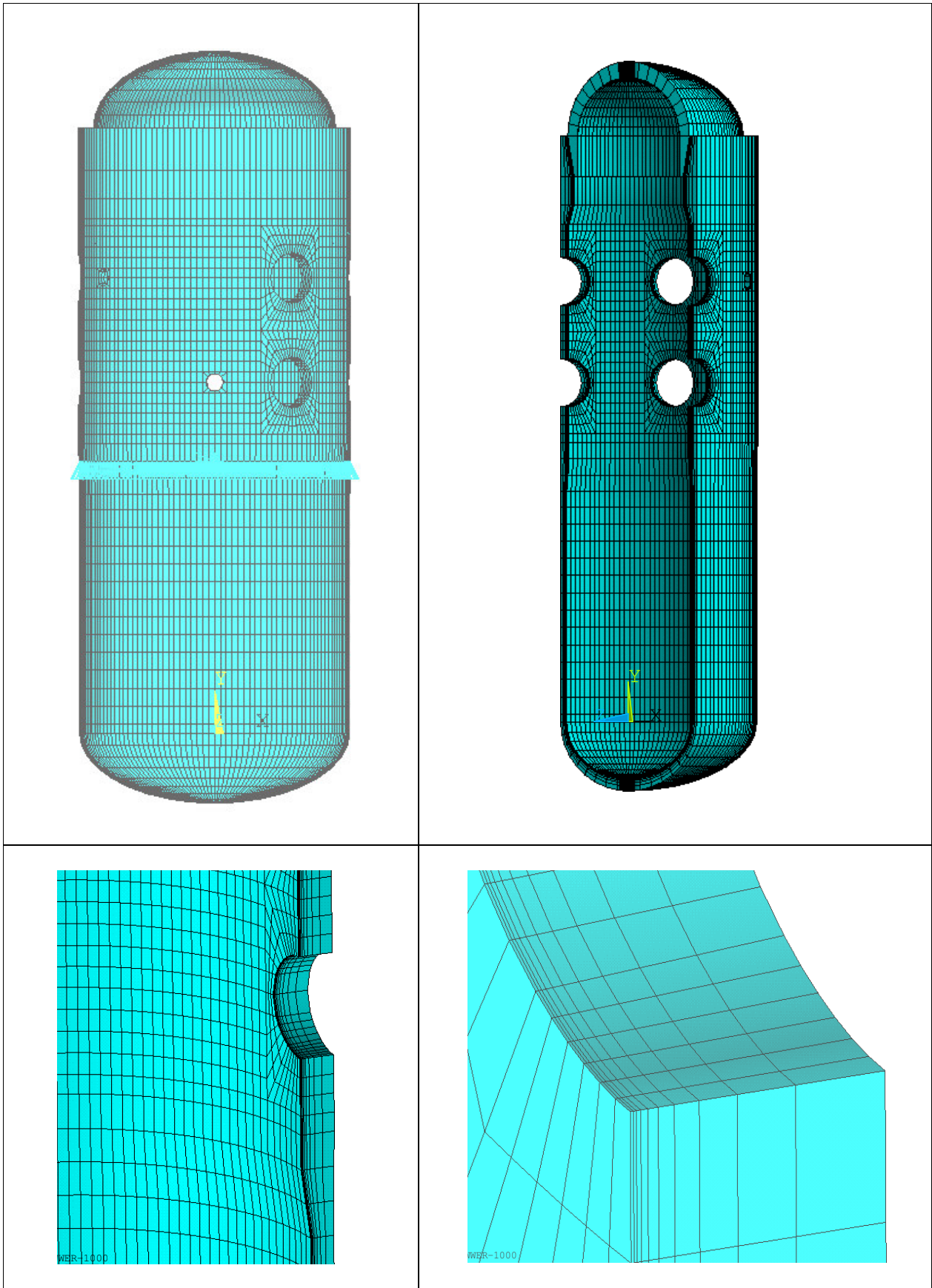


Fig 5.41 nodalizzazione Ansys5.7 del RPV



I vincoli atti ad impedire la traslazione del RPV in direzione y (fig 5.41) sono stati posti sui nodi della circonferenza corrispondente al supporto del *vessel*. Un nodo è stato inoltre completamente vincolato al fine di eliminare la labilità del sistema. Come si vede dalla fig 5.41 si è adottata una nodalizzazione non uniforme nello spessore, concordemente alla direzione di propagazione dell'onda termica, al fine di ottenere una buona stima delle tensioni termiche con dimensioni del modello contenute.

In particolare la nodalizzazione spaziale è disuniforme nella parete del *vessel*, per la quale sono state utilizzate 8 celle (9 nodi) e uniforme nel *cladding*, caratterizzato da 2 celle (3 nodi).

E' stata sviluppata anche una nodalizzazione più raffinata, caratterizzata da 5 celle nel *cladding* e da 19 celle nello spessore del *vessel* opportunamente rastremate, da utilizzare con il corrispondente modello Relap (cfr.par.5.2.3). Un particolare di tale nodalizzazione, corrispondente alla zona della *Cold Leg* numero 1, è riportata nella figura seguente.

Nonostante le elevate richieste di risorse hardware del modello suddetto non abbiano consentito la sua implementazione, prove effettuate con modelli semplificati hanno evidenziato che l'accoppiamento fra le versioni più semplici dei modelli Relap e Ansys fornisce comunque risultati buoni, e sulla base di questi si è proceduto con l'analisi. La tabella 5.6 riporta i dati riassuntivi del modello Ansys.

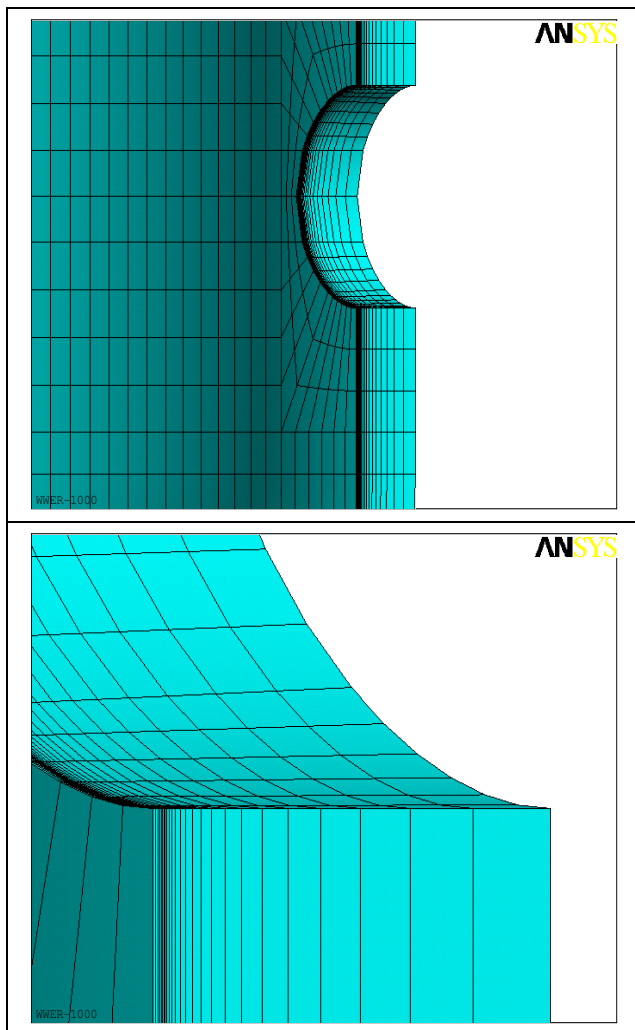


Fig. 5.42 particolare della Cold Leg numero 1 nel modello Ansys raffinato

<b>Modello senza cladding in acciaio inossidabile</b>							
<b>94720 elements 112256 nodes</b>	Componenti idraulici nella regione del downcomer in prossimità della cricca			Strutture termiche nella regione del downcomer in prossimità della cricca			
	<b>Cells:</b>	<b>Volume:</b>	<b>Width:</b>	<b>Cladding</b>	<b>Cells : 2</b>	<b>Volume: <math>1 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3</math></b>	<b>Width: <math>3.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}</math></b>
	-	-	-	<b>Wall</b>	<b>Cells : 10</b>	<b>Volume: <math>1 \cdot 10^{-4} \div 1.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3</math></b>	<b>Width: <math>3.5 \cdot 10^{-2} \div 5 \cdot 10^{-2} \text{ m}</math></b>
<b>Modello con cladding in acciaio inossidabile</b>							
<b>94720 elements 112256 nodes</b>	Componenti idraulici nella regione del downcomer in prossimità della cricca			Strutture termiche nella regione del downcomer in prossimità della cricca			
	<b>Cells:</b>	<b>Volume:</b>	<b>Width:</b>	<b>Cladding</b>	<b>Cells: 2</b>	<b>Volume: <math>1 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3</math></b>	<b>Width: <math>3.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}</math></b>
	-	-	-	<b>Wall</b>	<b>Cells: 10 (ununif. spaced)</b>	<b>Volume: <math>1 \cdot 10^{-4} \div 1.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3</math></b>	<b>Width: <math>3.5 \cdot 10^{-2} \div 5 \cdot 10^{-2} \text{ m}</math></b>
<b>Modello raffinato con cladding in acciaio inossidabile</b>							
<b>230320 elements 256000 nodes</b>	Componenti idraulici nella regione del downcomer in prossimità della cricca			Strutture termiche nella regione del downcomer in prossimità della cricca			
	<b>Cells:</b>	<b>Volume:</b>	<b>Width :</b>	<b>Cladding</b>	<b>Cells: 5 (ununif. spaced)</b>	<b>Volume: <math>7 \cdot 10^{-5} \div 2.7 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3</math></b>	<b>Width: <math>2.1 \cdot 10^{-3} \text{ m} \div 8 \cdot 10^{-4} \text{ m}</math></b>
	-	-	-	<b>Wall</b>	<b>Cells: 25 (ununif. spaced)</b>	<b>Volume: <math>2.7 \cdot 10^{-5} \div 1.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3</math></b>	<b>Width: <math>8 \cdot 10^{-4} \div 5 \cdot 10^{-2} \text{ m}</math></b>

Tab. 5.6 sommario delle caratteristiche della nodalizzazione Ansys del RPV

## 5.5 ACCOPPIAMENTO FRA RISULTATI TERMOIDRAULICI E ANALISI STRUTTURALE

I risultati ottenuti dall'analisi termoidraulica sono stati utilizzati per determinare i carichi meccanici e termici agenti sulla parete del RPV durante l'evento di PTS. Ciò ha richiesto, nell'ambito della teoria elastica lineare (cfr. par. 5.1), due differenti tipi di dati di ingresso per il codice strutturale.

Il primo è costituito dal valore della pressione di riferimento e dall'andamento nel tempo della pressione del primario (fig 5.15). La pressione di riferimento, assunta pari a  $16 \cdot 10^6$  Pa sulla base del valore della pressione nel primario all'inizio del transitorio, è stata utilizzata per effettuare un calcolo strutturale caricando il modello Ansys sulla superficie interna ( fig 5.43).

La curva della pressione in funzione del tempo è stata utilizzata per valutare le sollecitazioni meccaniche ad ogni passo temporale, moltiplicando i risultati ottenuti dal calcolo strutturale sopra citato per il rapporto fra pressione attuale e pressione di riferimento (visto che si opera in campo elastico-lineare).

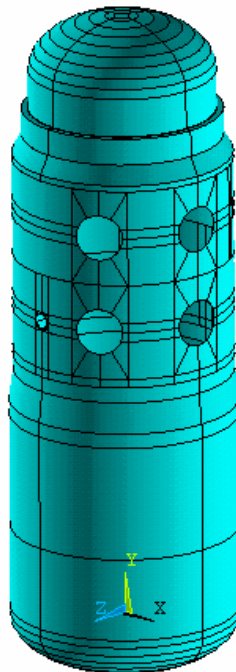


Fig. 5.43 superficie interna del modello Ansys5.7

Il secondo tipo di dato di ingresso, utile per effettuare il calcolo delle sollecitazioni termiche, è dato dalla distribuzione nel tempo della temperatura di parete. Tramite questa è infatti possibile definire le temperature nei nodi del modello Ansys 5.7 (“body forces”) ed effettuare il corrispondente calcolo termico. Vista l'impossibilità di applicare direttamente la distribuzione di temperatura ottenuta dai calcoli Relap5, è stato necessario lo sviluppo di un apposito programma redatto in linguaggio *FORTRAN* che consente l'“accoppiamento” fra codice termoidraulico e codice strutturale (programma *TTEMP\_CLAD.exe*, il cui codice sorgente è riportato in appendice B)

Ad ogni passo temporale il codice “*TTEMP\_CLAD*” legge le coordinate spaziali e le temperature delle strutture termiche valutate da Relap 5, e conseguentemente definisce l'input per il codice Ansys, fornendo in particolare:

- l'istante di calcolo
- la temperatura da applicare sui nodi del modello Ansys5.7, valutata interpolando le temperature nei nodi della nodalizzazione *Relap 5* più vicini (figura 5.44).

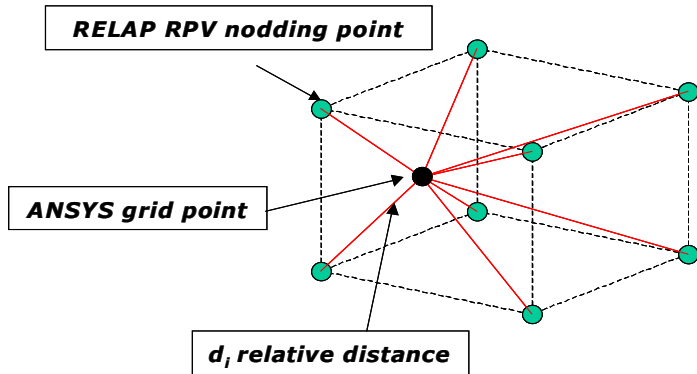


Fig. 5.44 valutazione della temperatura nei nodi Ansys mediante interpolazione sui nodi Relap

L' "accoppiamento" è possibile grazie alla corrispondenza fra le strutture termiche del RPV Relap5 e il modello del vessel (figura 5.45), avendo assunto che dove la struttura termica non tiene in considerazione la coordinata angolare, la temperatura di parete possiede una simmetria assiale.

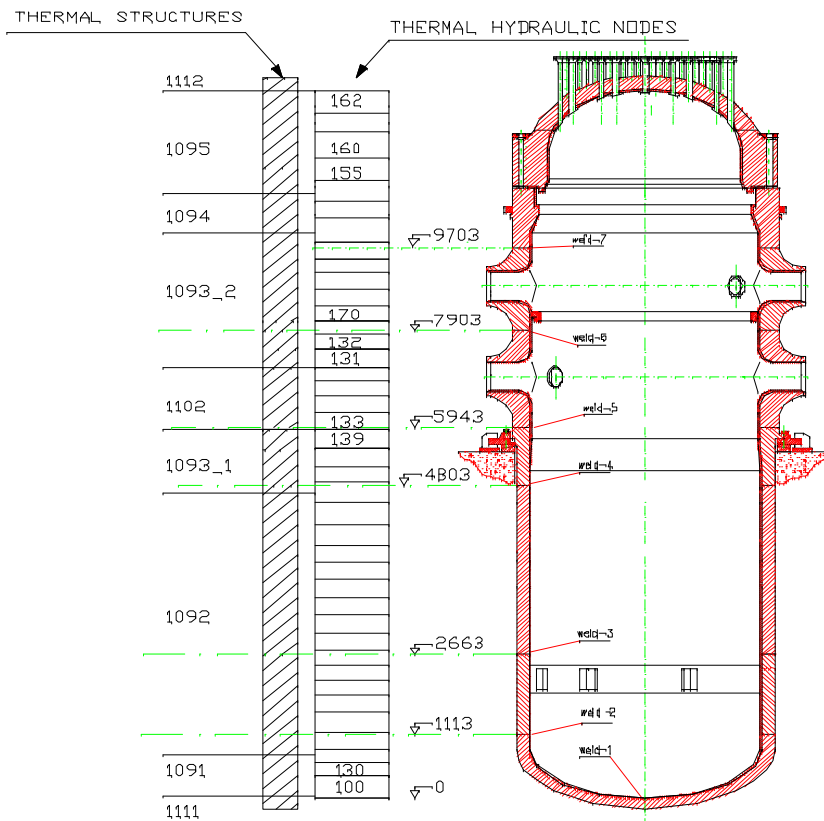


Fig. 5.45 corrispondenza fra le coordinate assiali delle strutture termiche Relap5 e il RPV

### 5.5.1 andamento della temperatura nel vessel

Le funzionalità del codice *TTEMP\_CLAD* possono essere notate nelle figure 5.46 e seguenti.

Le figure 5.46 – 5.48 riportano la distribuzione della temperatura di parete in una sezione del RPV all'istante 81 s e una serie di particolari, a vari istanti, della regione del bocchello di ingresso della *Cold Leg* n.1, come risultato dell'applicazione del codice fortran.

La figura 5.49 riporta la distribuzione di temperatura nel *cladding* e nella parete del RPV a vari istanti. Il grafico è stato suddiviso in due parti separate al fine di mettere in evidenza il differente andamento temporale della potenza scambiata fra fluido refrigerante e parete del *vessel*. Nella prima parte del transitorio, quando avviene la rottura nel lato secondario dello SG1, l'ingresso del fluido freddo nel *downcomer* determina un rapido raffreddamento della superficie interna del *vessel* (la temperatura, inizialmente pari a 562 K, raggiunge il valore minimo di 495.5 K in prossimità della superficie interna del *cladding* dopo circa 50 secondi, con una variazione di 66.5 K); nella seconda parte del transitorio, il fluido si riscalda fino ad avere una temperatura maggiore rispetto a quella della parete; ciò determina il riscaldamento della stessa e la neutralizzazione della propagazione dell'onda termica.

La prima parte del transitorio, caratterizzato da un forte fenomeno di raffreddamento su una zona limitata dello spessore del RPV (la diminuzione più elevata di temperatura si manifesta nei primi 5-6 cm dello spessore della parete), determina quindi l'evento di *Pressurized Thermal Shock* in esame.

$t = 81 \text{ s}$

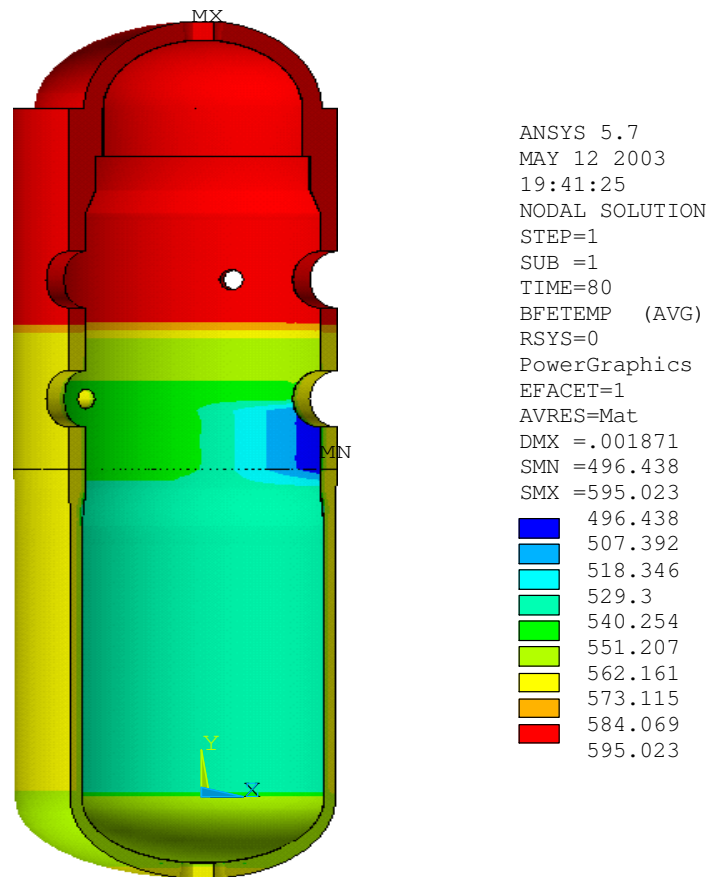


Fig. 5.46 distribuzione della temperatura applicata sul RPV

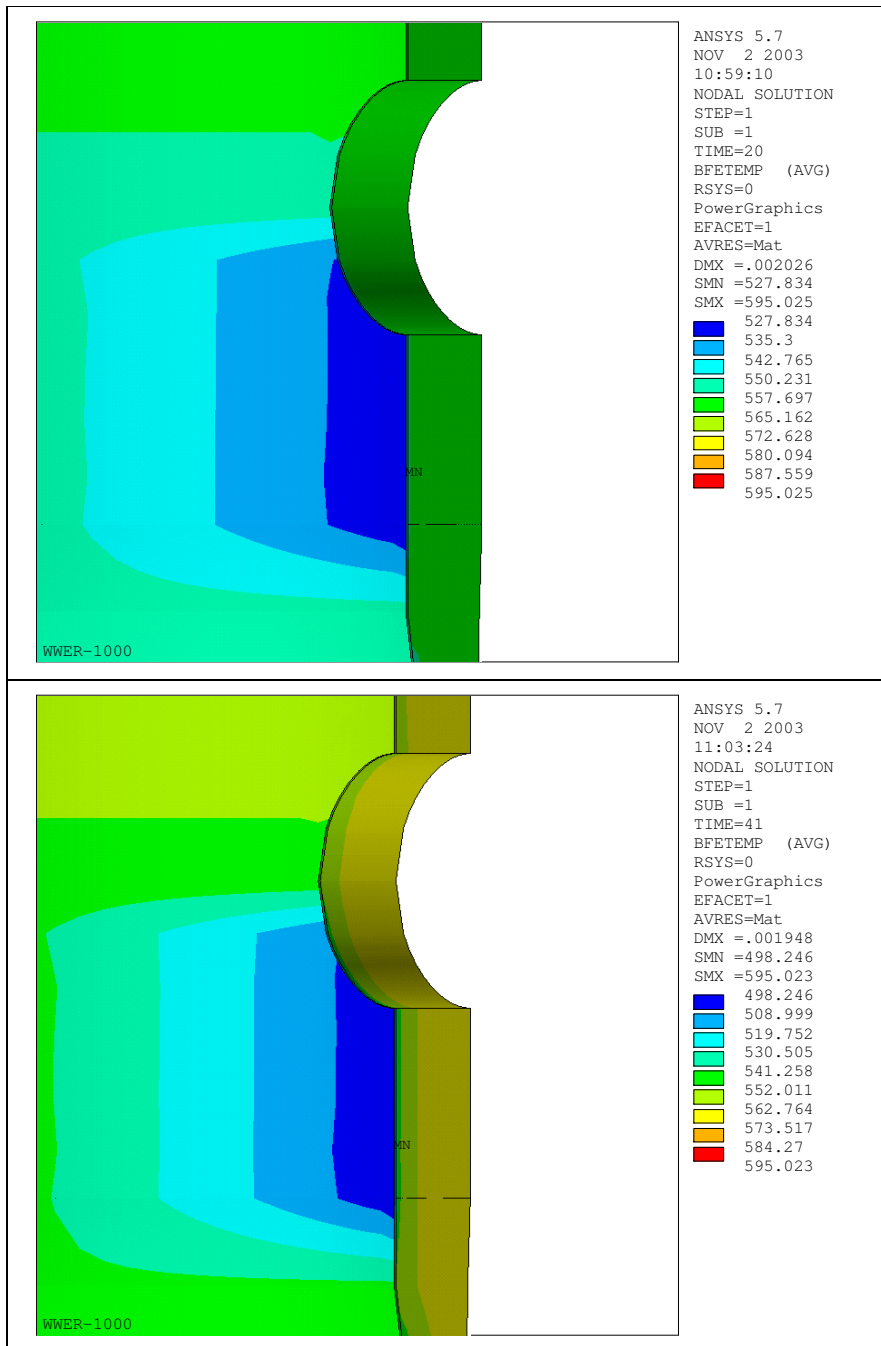


Fig. 5.47 distribuzione della temperatura applicata sul RPV in prossimità della Cold Leg numero 1

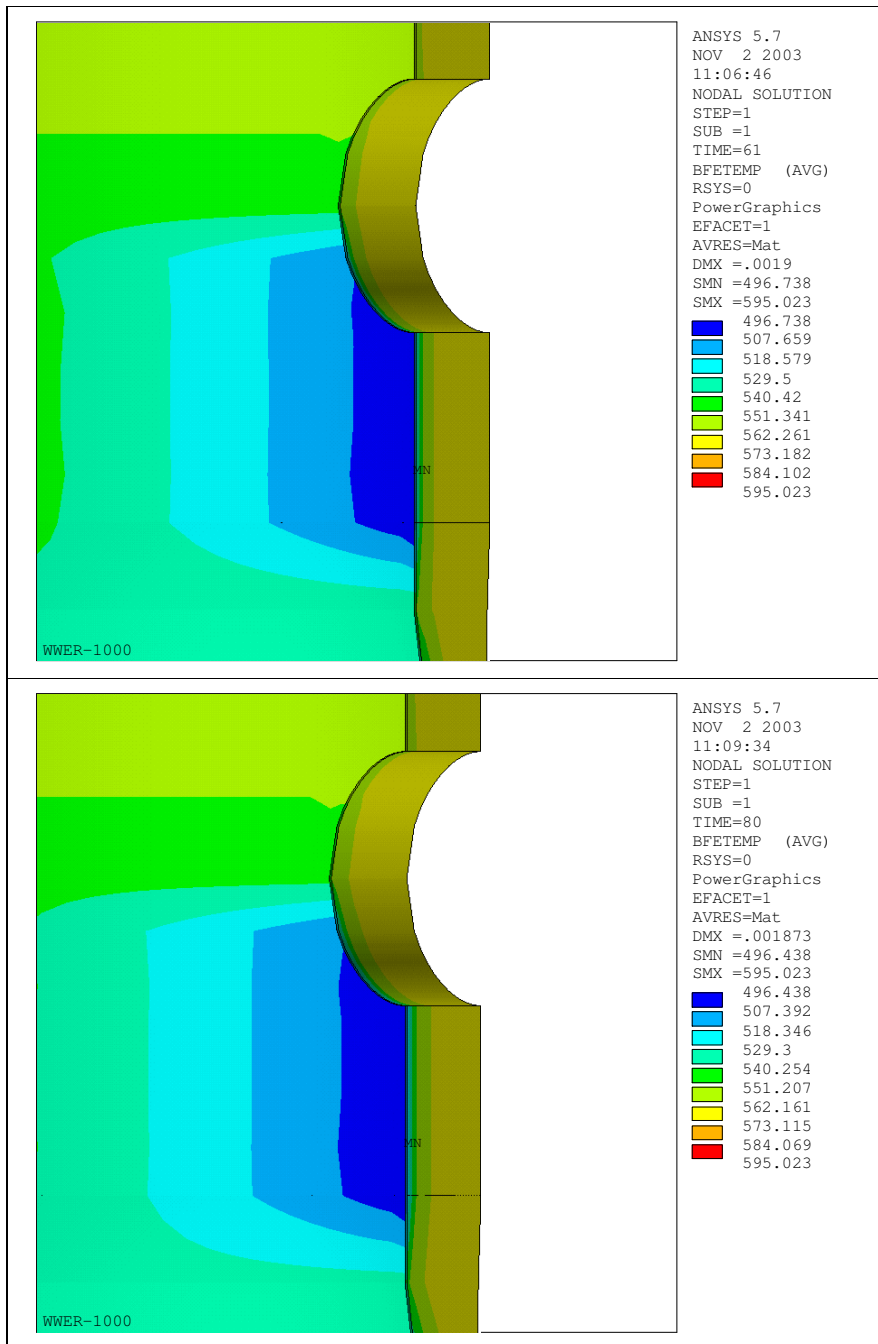


Fig. 5.48 distribuzione della temperatura applicata sul RPV in prossimità della Cold Leg numero 1

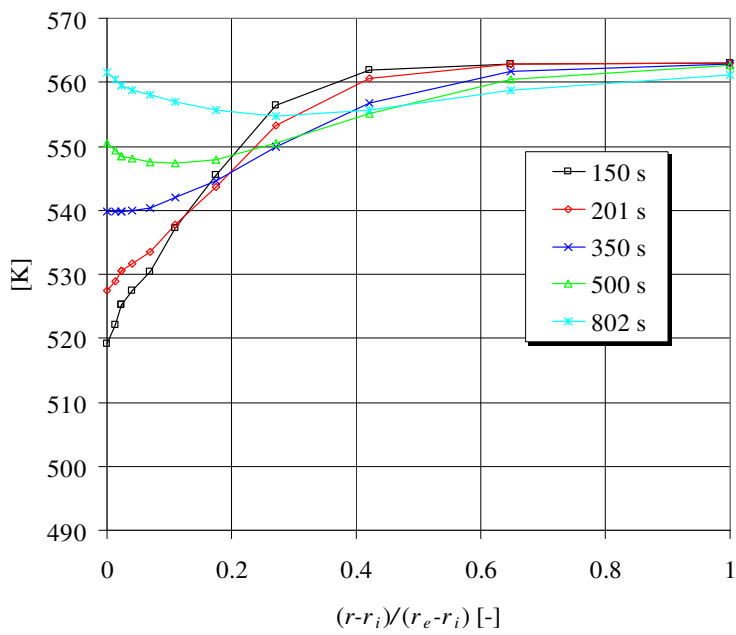
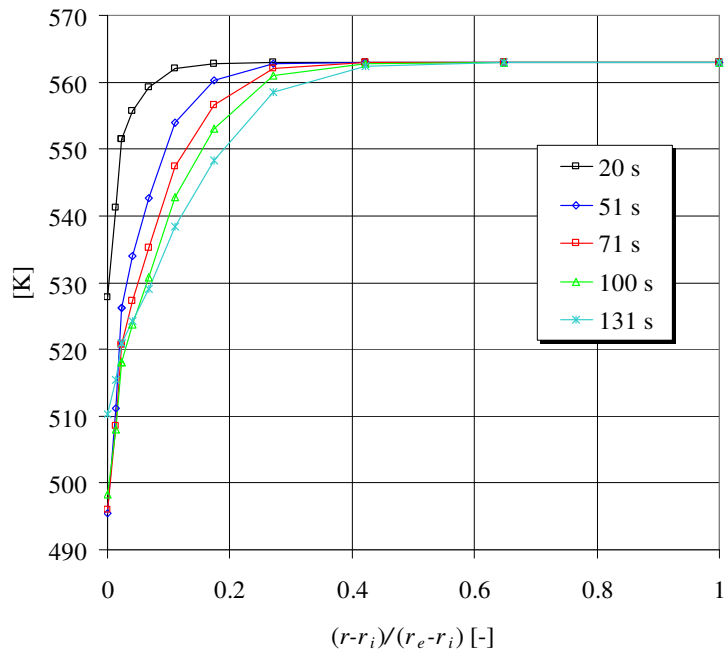


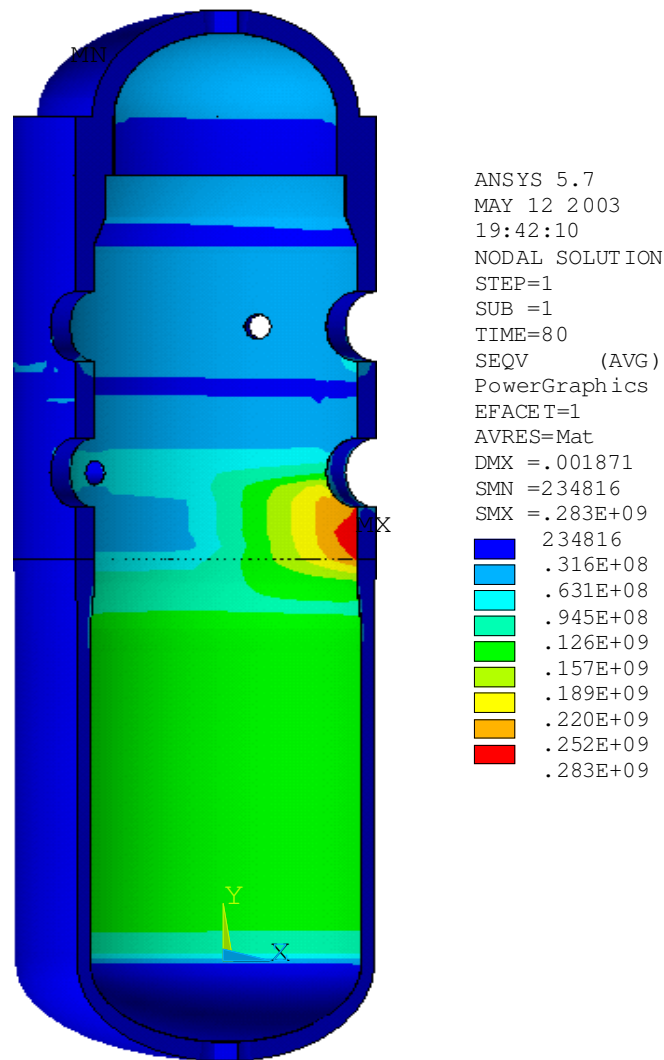
Fig. 5.49 distribuzione di temperatura nella zona della cricca a vari istanti, considerando il cladding



## 5.6 RISULTATI DEI CALCOLI STRUTTURALI

### 5.6.1. introduzione

Il codice fortran *TTEMP\_CLAD* descritto al paragrafo 5.5 permette di costruire i dati di ingresso (valori nodali di temperatura) per il calcolo strutturale tramite codice Ansys. La figura 5.50 riporta le sollecitazioni totali dopo 81 secondi dall'inizio del transitorio in una sezione del *vessel*, valutate in termini di tensioni equivalenti di Von Mises, mentre le figure successive (5.51 – 5.52) riportano in dettaglio la zona della *Cold Leg* numero uno a vari istanti. Le figure da 5.54 a 5.62 riportano la distribuzione delle tensioni nello spessore del RPV valutate nella zona della cricca: i risultati sono mostrati in termini di tensioni circonferenziali e assiali totali; di seguito sono riportati i grafici relativi all'andamento delle sollecitazioni dovute ai soli carichi meccanici e ai soli carichi termici, a vari istanti. Il transitorio termoidraulico crea condizioni di carico severe per la struttura in pressione, a causa delle elevate tensioni termiche conseguenti al raffreddamento di una porzione limitata del *vessel*. La tensione equivalente di Von Mises calcolata dal codice (figura 5.50) mostra un valore di picco di **283 MPa** in corrispondenza della superficie interna del *cladding*; ciò indica che, localmente, l'evento di PTS causa nel recipiente in pressione il raggiungimento dei limiti di resistenza meccanica. La figura 5.53 mostra la deformata del *vessel* dopo 20 secondi dall'inizio del transitorio. I colori si riferiscono ai valori assunti dalla tensione equivalente. Come si vede la parte superiore del RPV tende a dilatarsi molto di più rispetto alla zona del *downcomer*, dal momento che questa ultima è caratterizzata da una temperatura media più bassa.



*Fig. 5.50 tensioni totali equivalenti di Von Mises sul vessel*

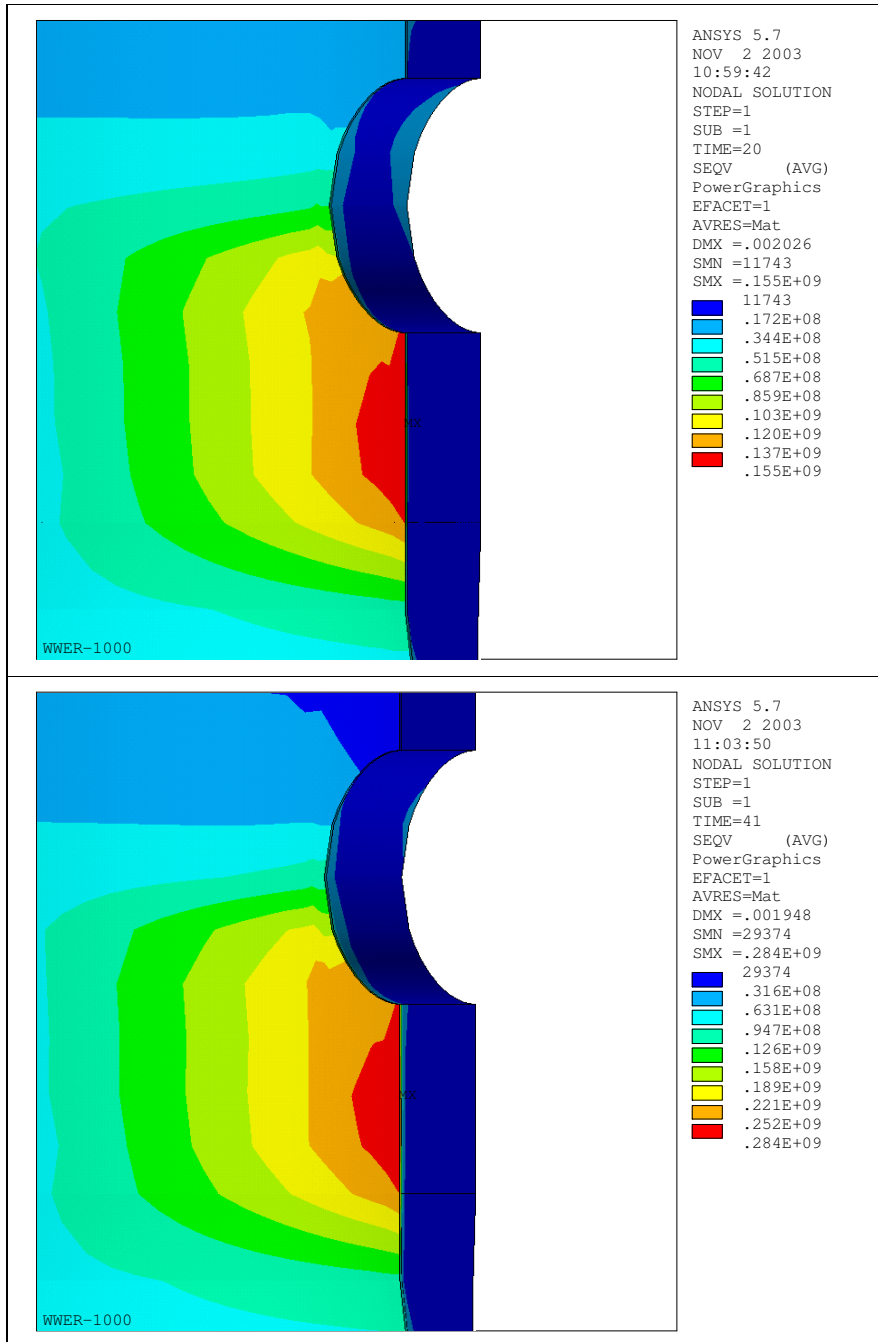


Fig. 5.51 tensioni totali equivalenti di Von Mises, particolare della zona della Cold Leg numero 1

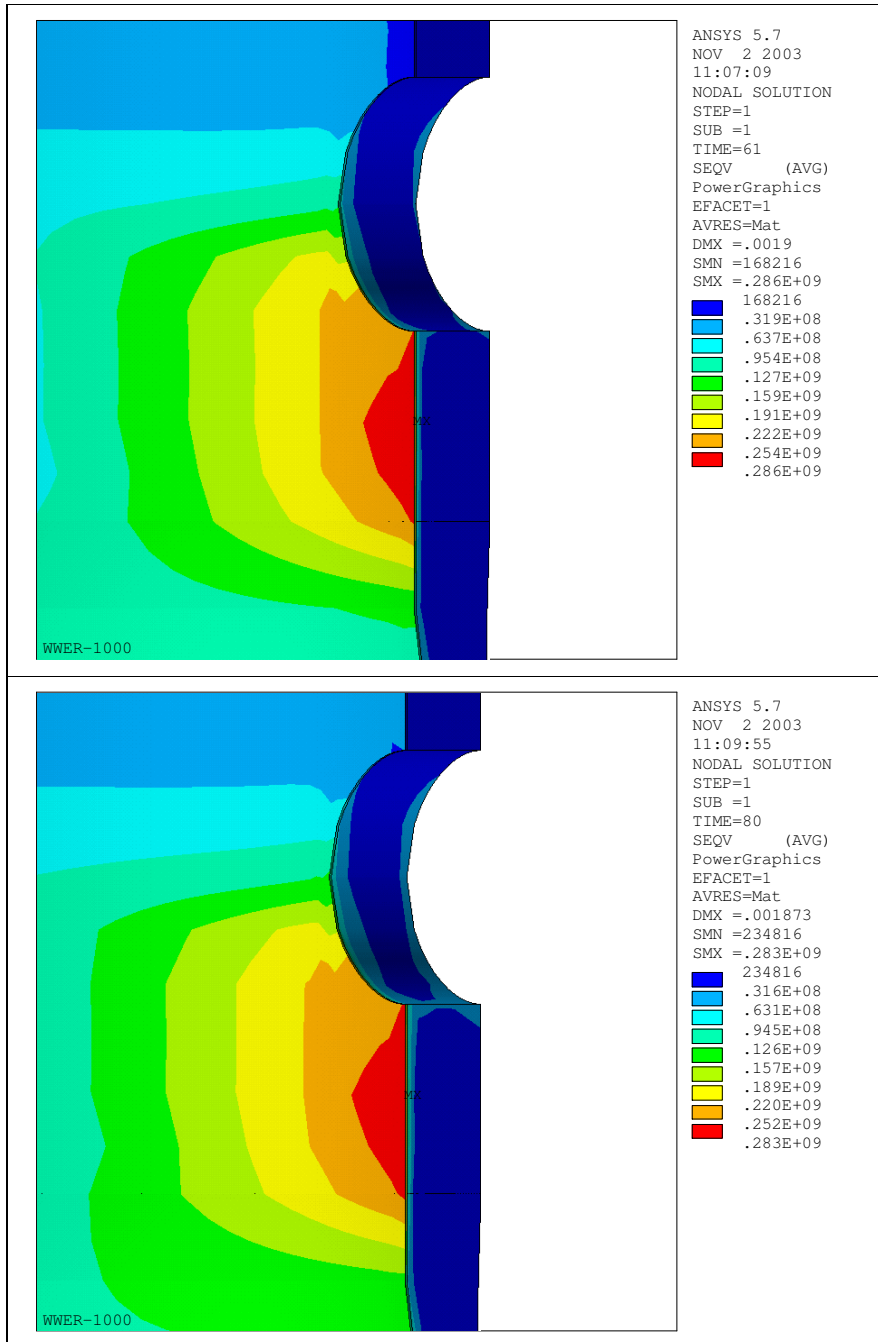


Fig. 5.52 tensioni totali equivalenti di Von Mises, particolare della zona della Cold Leg numero 1

1

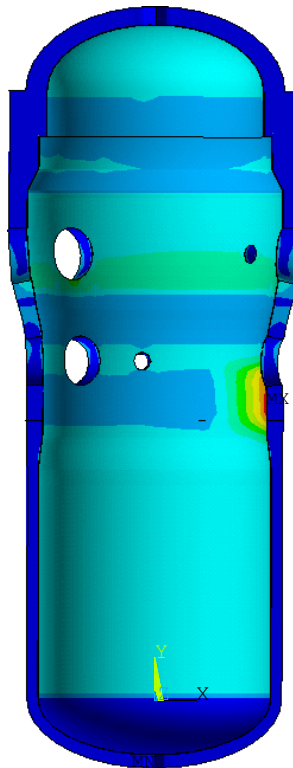


ANSYS 5.7  
 NOV 18 2003  
 12:40:58  
 NODAL SOLUTION  
 STEP=1  
 SUB =1  
 TIME=20  
 SEQV (AVG)  
 PowerGraphics  
 EFACET=1  
 AVRES=Mat  
 DMX =.002026  
 SMN =10287  
 SMX =.155E+09

10287
.172E+08
.344E+08
.515E+08
.687E+08
.859E+08
.103E+09
.120E+09
.137E+09
.155E+09

WVER-1000

1



ANSYS 5.7  
 NOV 18 2003  
 12:39:40  
 NODAL SOLUTION  
 STEP=1  
 SUB =1  
 TIME=20  
 SEQV (AVG)  
 PowerGraphics  
 EFACET=1  
 AVRES=Mat  
 DMX =.002026  
 SMN =11743  
 SMX =.155E+09

11743
.172E+08
.344E+08
.515E+08
.687E+08
.859E+08
.103E+09
.120E+09
.137E+09
.155E+09

WVER-1000

Fig. 5.53 deformata del RPV a 20 secondi dall'inizio del transitorio

## 5.6.2 tensioni totali circonferenziali e assiali

Le sollecitazioni totali circonferenziali e assiali valutate nella zona dove è posizionata la cricca sono mostrate da figura 5.54 a fig 5.57. Come ci si aspetta le sollecitazioni circonferenziali sono più elevate rispetto alle sollecitazioni assiali; sia le tensioni circonferenziali che le tensioni assiali raggiungono i valori massimi dopo circa 50 secondi dall'inizio del transitorio; in particolare la tensione circonferenziale totale raggiunge un valore di picco di **446 MPa** sulla superficie interna del *cladding*, la tensione assiale totale raggiunge il valore massimo di **323 MPa** sempre sulla superficie interna del *cladding*; la tensione media rimane comunque su valori elevati durante tutto il transitorio, a causa della pressurizzazione residua del primario. Quest'ultimo effetto è maggiormente evidente nelle curve di figura 5.62 – 5.63 relative alle sollecitazioni dovute al solo carico di pressione.

Come si può notare nelle figure la necessità di garantire la congruenza fra rivestimento in acciaio inossidabile e *vessel* in acciaio al carbonio (caratterizzati da caratteristiche termiche e meccaniche diverse, tab. 5.4) determina la discontinuità osservabile in corrispondenza dell'interfaccia *vessel-cladding*. In particolare il valore più elevato del coefficiente di dilatazione termica dell'acciaio inossidabile rispetto a quello dell'acciaio ferritico determina, a seguito del raffreddamento della parete, un valore più elevato delle sollecitazioni nello spessore del *cladding* rispetto alla zona del *vessel*. Questo fenomeno può osservarsi dai grafici delle tensioni relative al solo carico termico (figure 5.58 – 5.61).

Effetto opposto si verifica in relazione alle sollecitazioni meccaniche dovute al solo carico di pressione. In questo caso infatti la rigidità inferiore (modulo di elasticità) dell'acciaio inossidabile rispetto all'acciaio al carbonio determina un valore minore delle sollecitazioni nello spessore del *cladding* rispetto alla zona del *vessel* (figure 5.62 – 5.63). Complessivamente predomina comunque l'effetto dovuto allo shock termico, pertanto si osserva dai grafici relativi alle sollecitazioni totali un generale aumento delle tensioni nella zona del *cladding*. Tale aumento rende più gravosa la situazione per una eventuale cricca presente nella parete rispetto al caso di *vessel* "nudo", anche se la situazione è in parte mitigata dal fatto che la resistenza termica addizionale introdotta con il *cladding* determina un parziale innalzamento della temperatura superficiale della parete (cfr. par. 5.7.3).

L'anomalia nel comportamento delle curve relative alla tensione assiale totale a partire da 350 secondi (figura 5.57) dipende dall'andamento delle tensioni assiali dovute al solo carico di pressione (figura 5.63). Tale andamento anomalo richiederebbe uno studio approfondito con una nodalizzazione Ansys più accurata, come quella descritta al paragrafo 5.4, per verificare se si tratta di un problema di tipo numerico o di meshatura. Si può tuttavia ipotizzare, visto che l'andamento anomalo si manifesta solo relativamente alle tensioni assiali meccaniche, che si verifichi in qualche modo una sovrapposizione di effetti determinati dalla variazione di forma del *vessel* in prossimità della zona della cricca, allorché la parte cilindrica lascia spazio alla zona tronco-conica sottostante (figura 5.1).

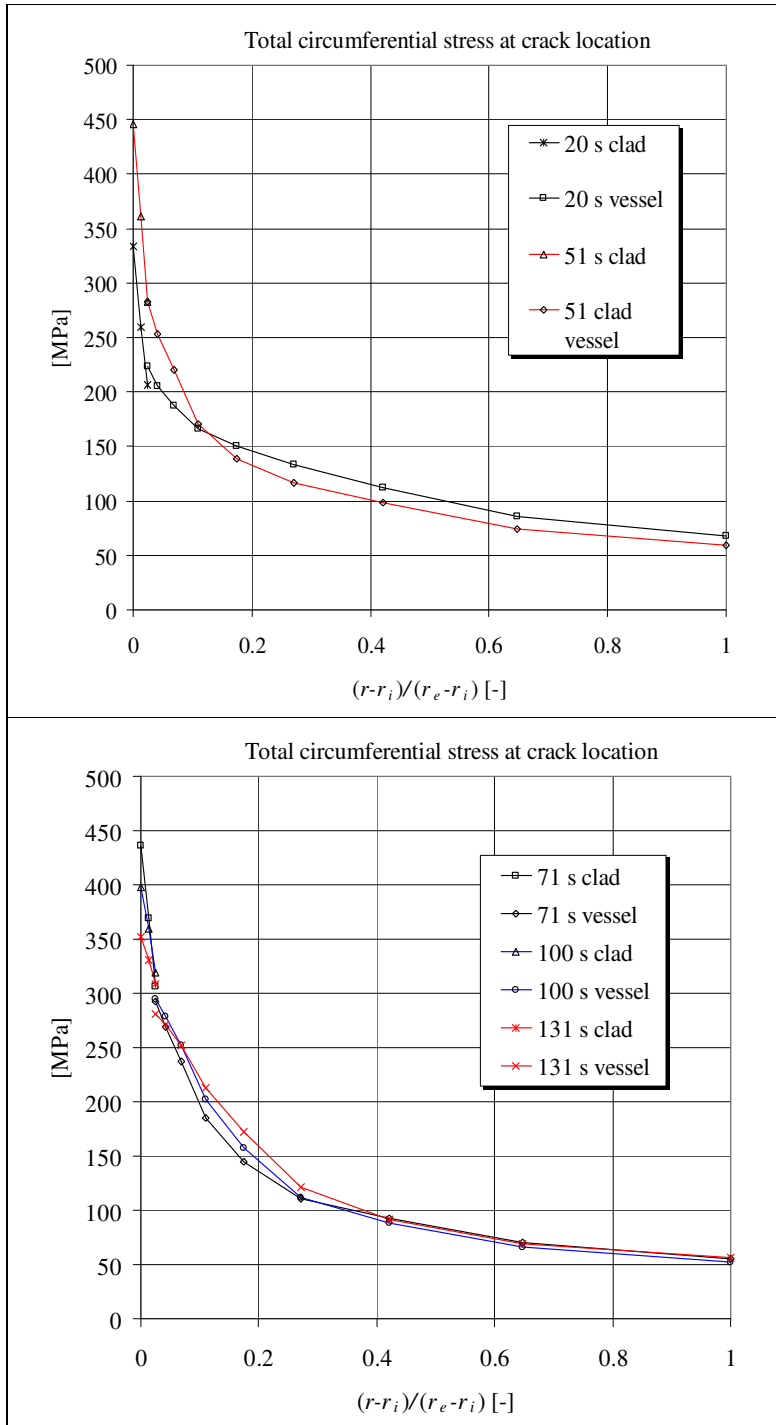


Fig. 5.54 andamento delle sollecitazioni totali circonferenziali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti.

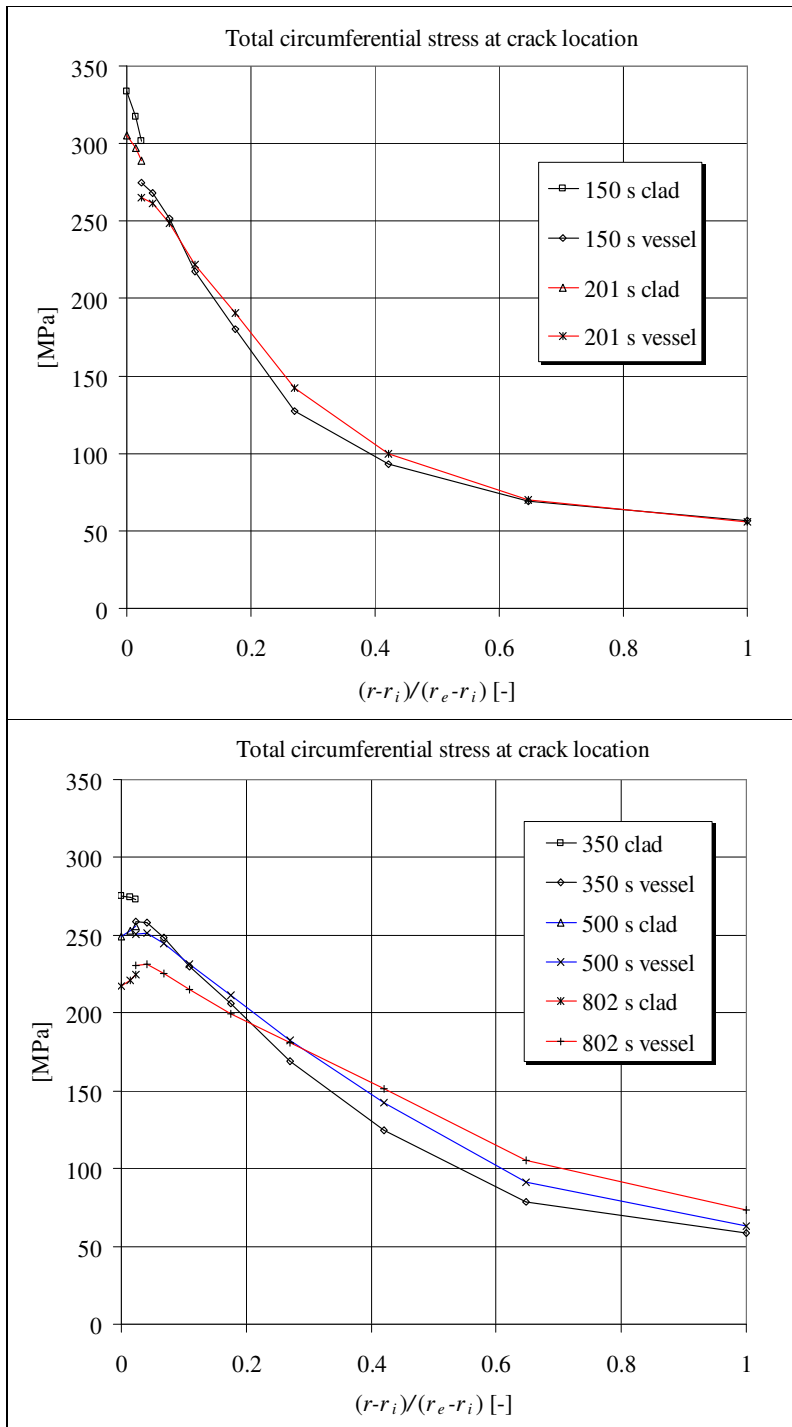


Fig. 5.55 andamento delle sollecitazioni totali circonferenziali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti.



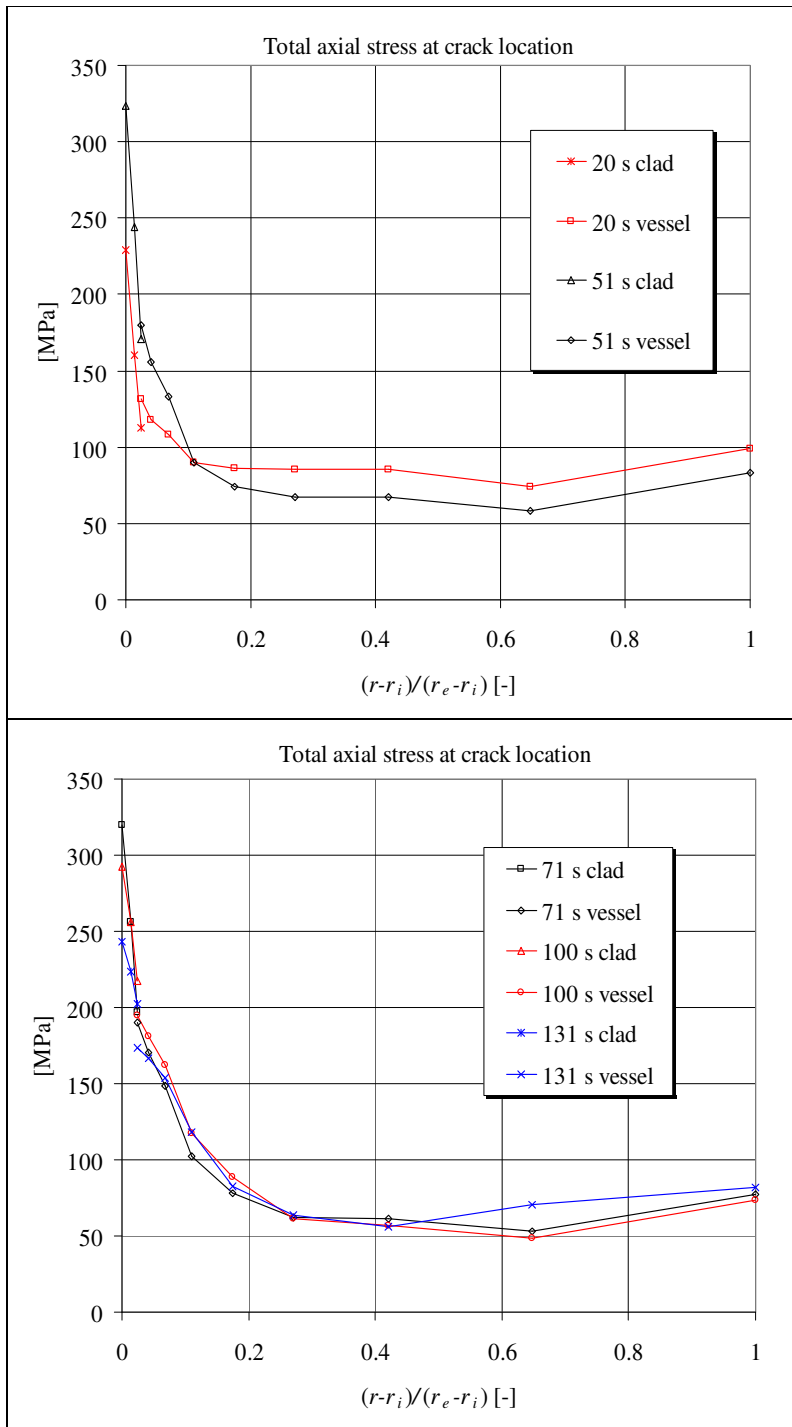


Fig. 5.56 andamento delle sollecitazioni totali assiali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti.

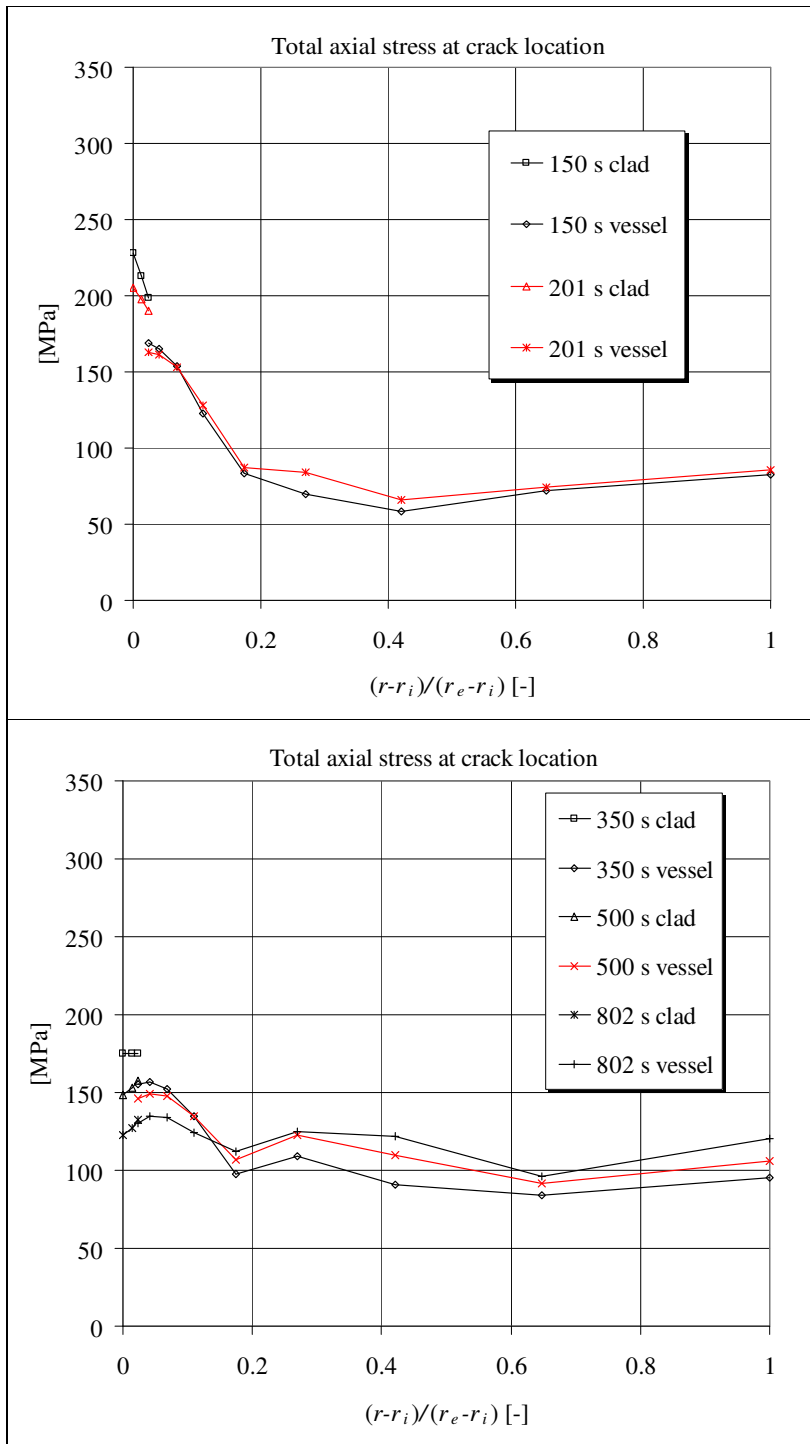


Fig. 5.57 andamento delle sollecitazioni totali assiali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti

### 5.6.3 tensioni termiche circonferenziali e assiali

Le sollecitazioni derivanti dal carico termico sono riportate da figura 5.58 a figura 5.61. La diminuzione di temperatura del fluido entrante dalla *Cold Leg* n. 1 (figura 5.6) determina la propagazione di un'onda termica di raffreddamento attraverso la parete del RPV e il conseguente sviluppo di elevate sollecitazioni termiche: il valore massimo di **279 Mpa**, in prossimità della superficie interna del *cladding*, si raggiunge per le tensioni circonferenziali dopo circa 50 secondi dall'inizio del transitorio; in tale istante anche le tensioni assiali raggiungono il valore massimo di **231 Mpa**.

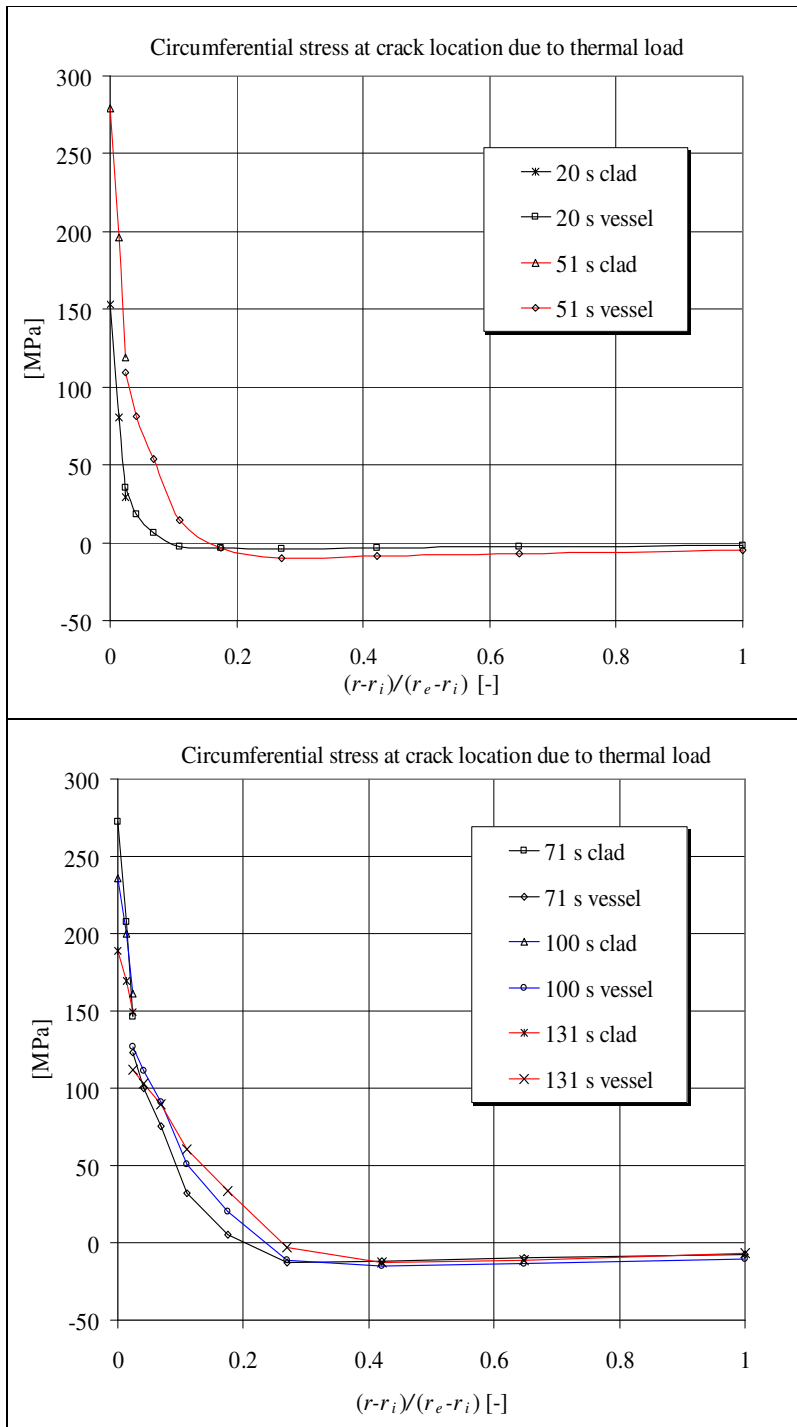


Fig. 5.58. andamento delle sollecitazioni circonferenziali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti, dovute al carico termico

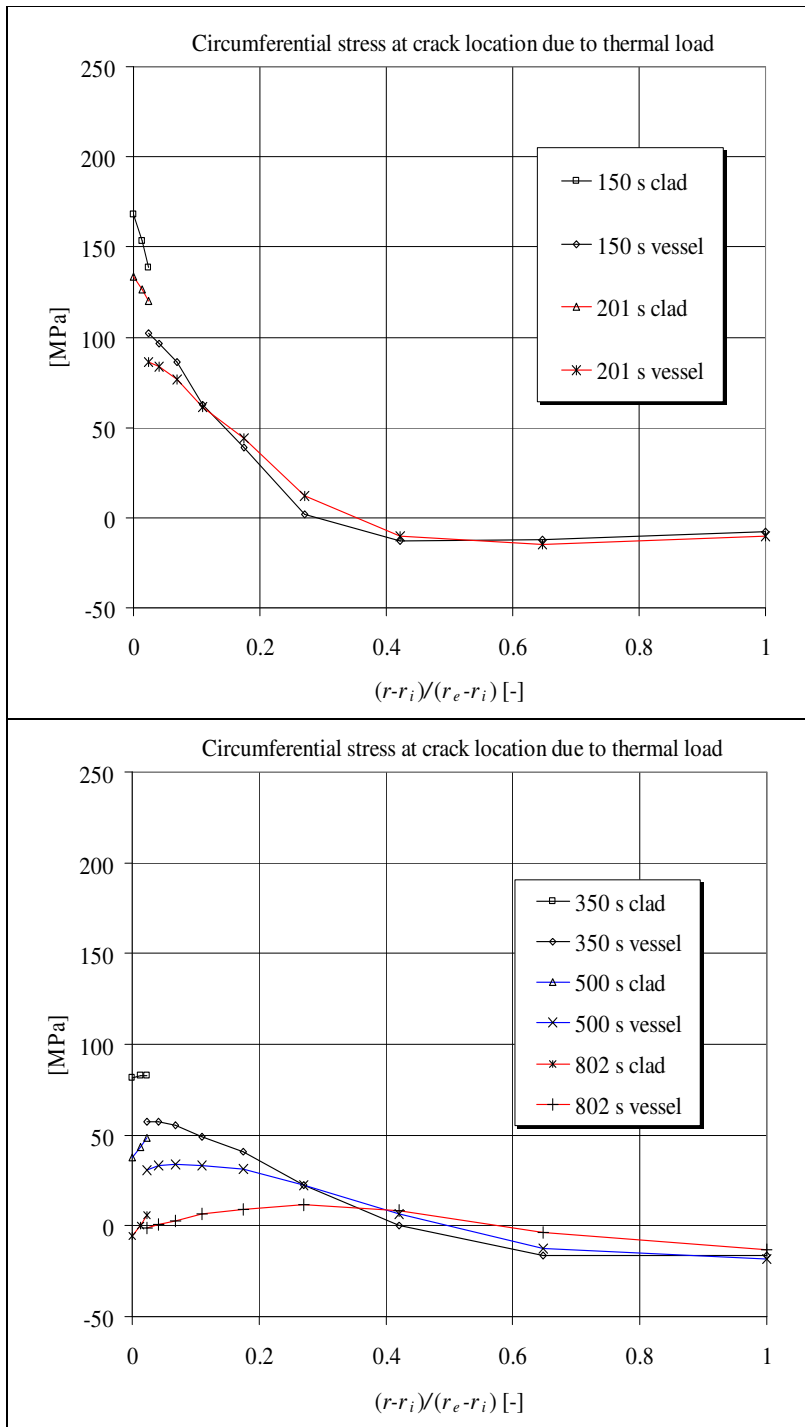


Fig. 5.59. andamento delle sollecitazioni circonferenziali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti, dovute al carico termico

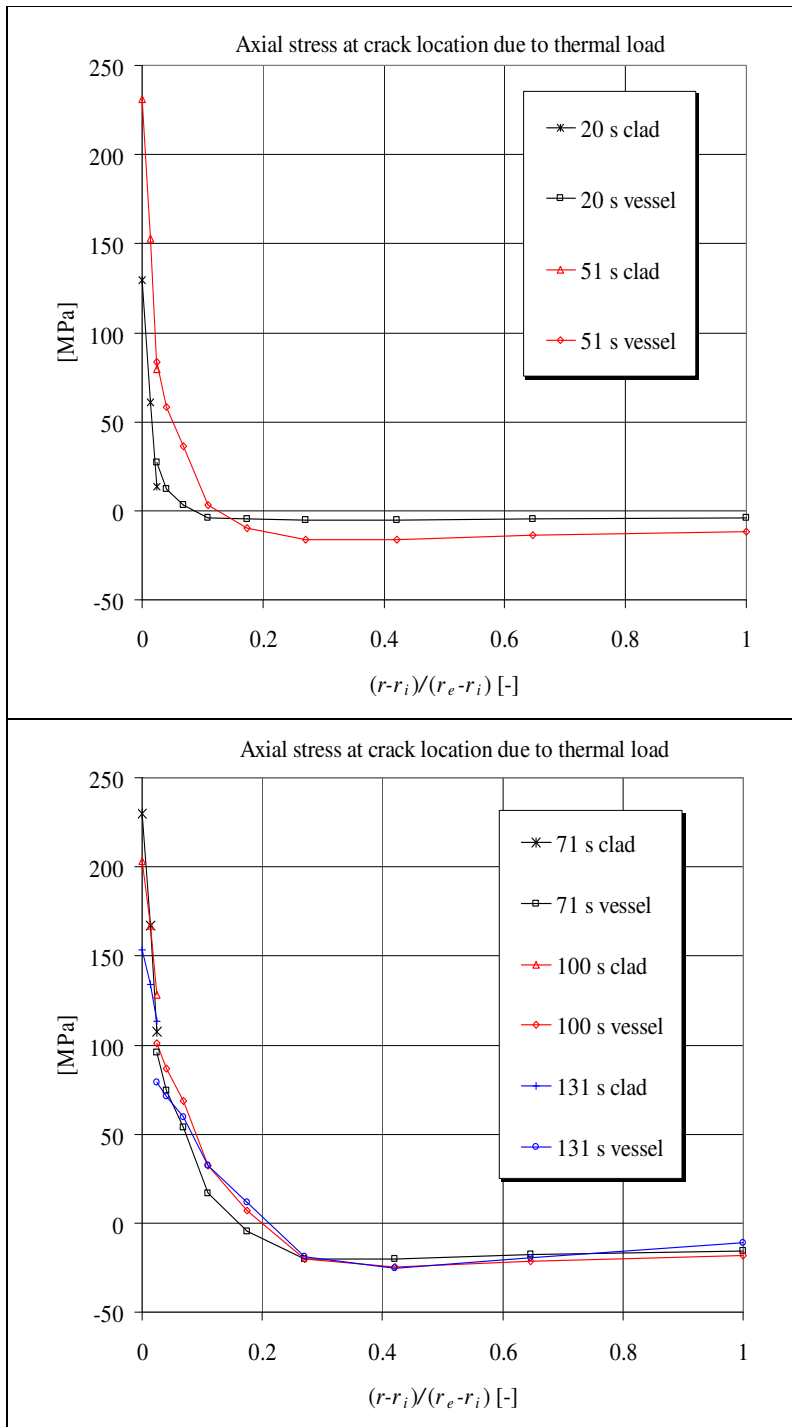


Fig. 5.60. andamento delle sollecitazioni assiali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti, dovute al carico termico

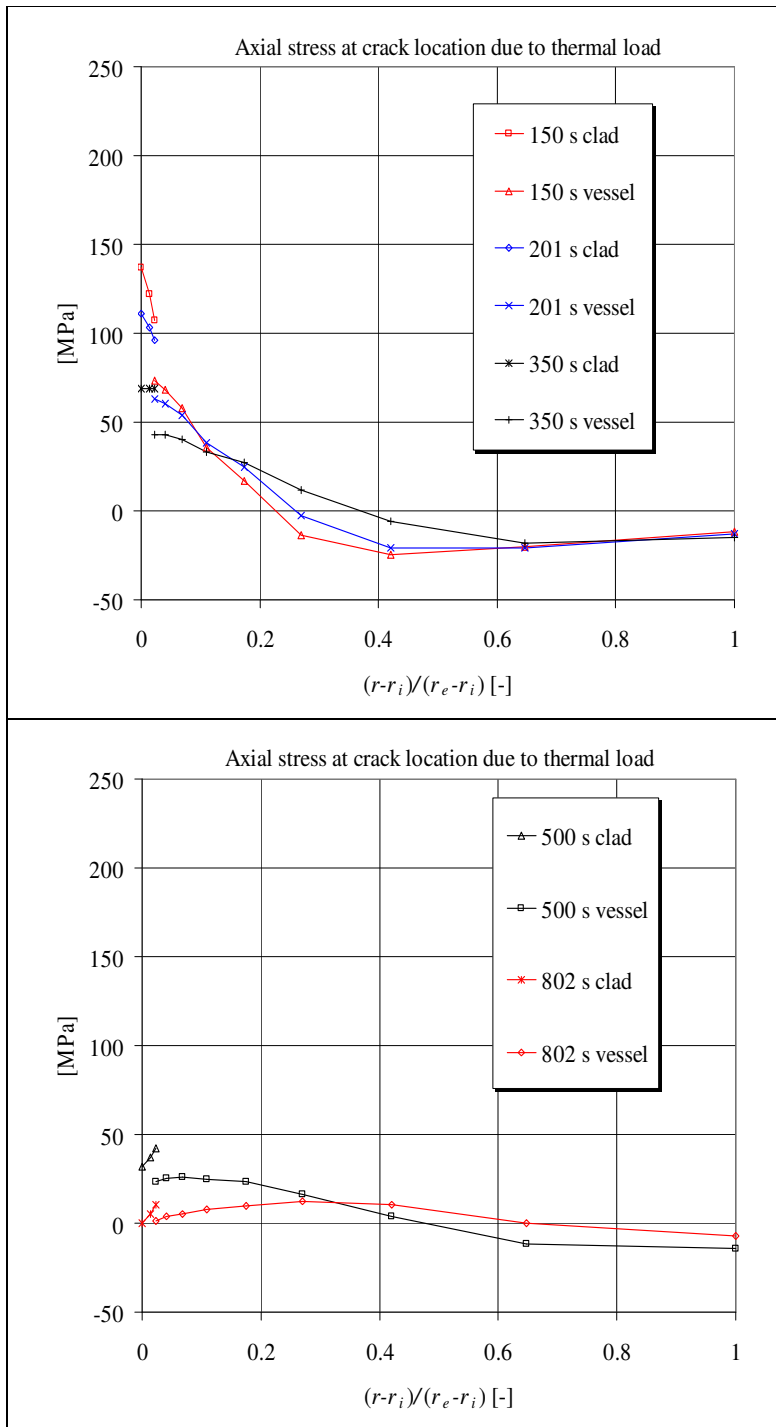


Fig. 5.61. andamento delle sollecitazioni assiali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti, dovute al carico termico

#### 5.6.4 tensioni meccaniche circonferenziali e assiali

L'andamento delle tensioni meccaniche dovute al carico di pressione ( $16 \cdot 10^6$  Pa) è riportato nelle figure da 5.62 a 5.63. Si può notare che i valori massimi sono inferiori rispetto a quelli assunti dalle tensioni termiche. A differenza di quest'ultime, il cui valore massimo veniva raggiunto dopo circa 50 secondi, sia il valore massimo delle tensioni circonferenziali meccaniche, pari a **234 MPa**, sia il valore massimo delle tensioni assiali meccaniche, pari a circa **132 MPa**, viene raggiunto dopo oltre 650 secondi dall'inizio del transitorio. Tale comportamento è spiegabile esaminando l'andamento del transitorio di pressione nel primario (figura 5.15): il valore massimo infatti, pari a 17.7 MPa, si raggiunge proprio dopo 660 secondi dall'inizio del transitorio. Come già evidenziato (cfr. par.5.6.2) l'anomalia nell'andamento della tensione assiale, imputabile probabilmente alla variazione di forma del *vessel* da cilindrica a tronco-conica, deve essere ulteriormente investigata.



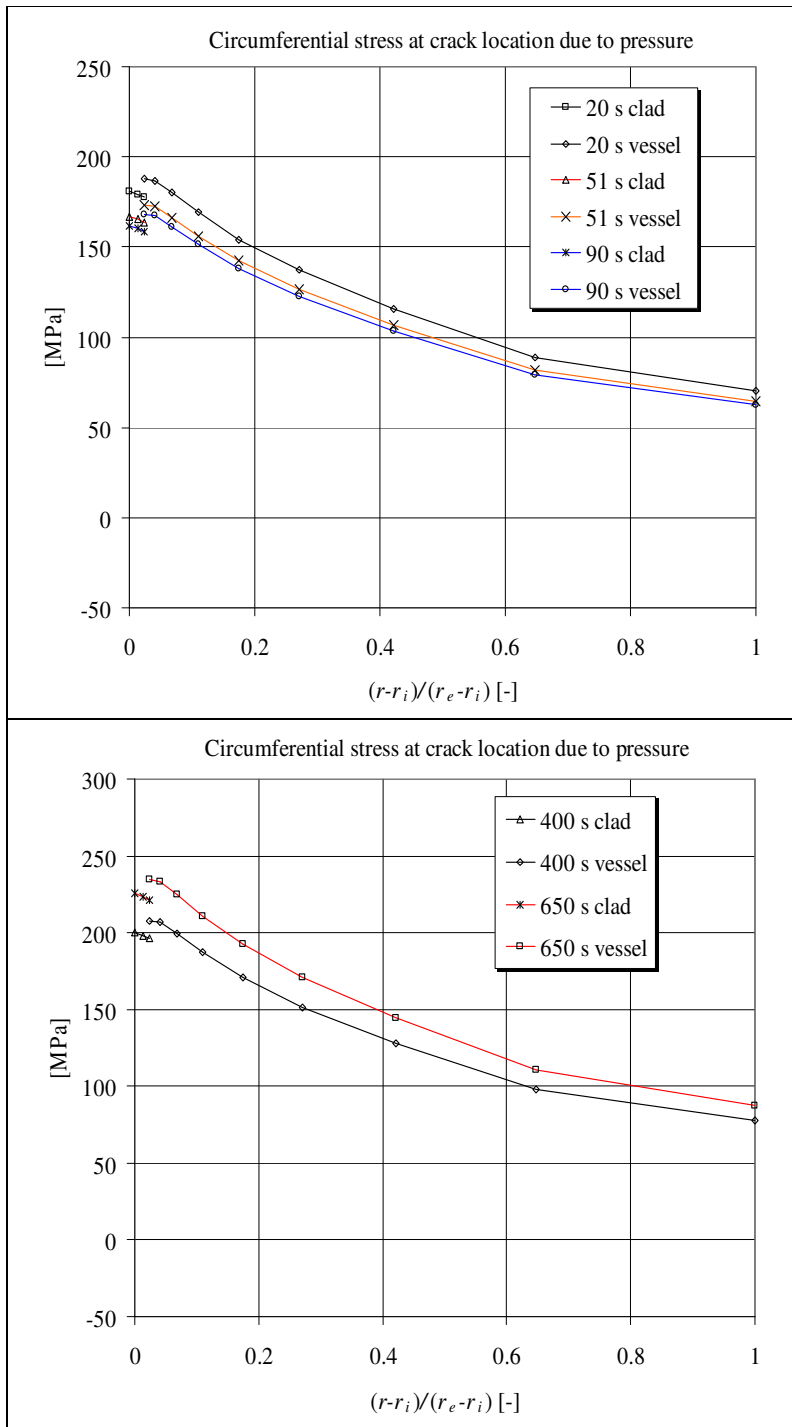


Fig. 5.62 andamento delle sollecitazioni circonferenziali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti, dovute al carico meccanico

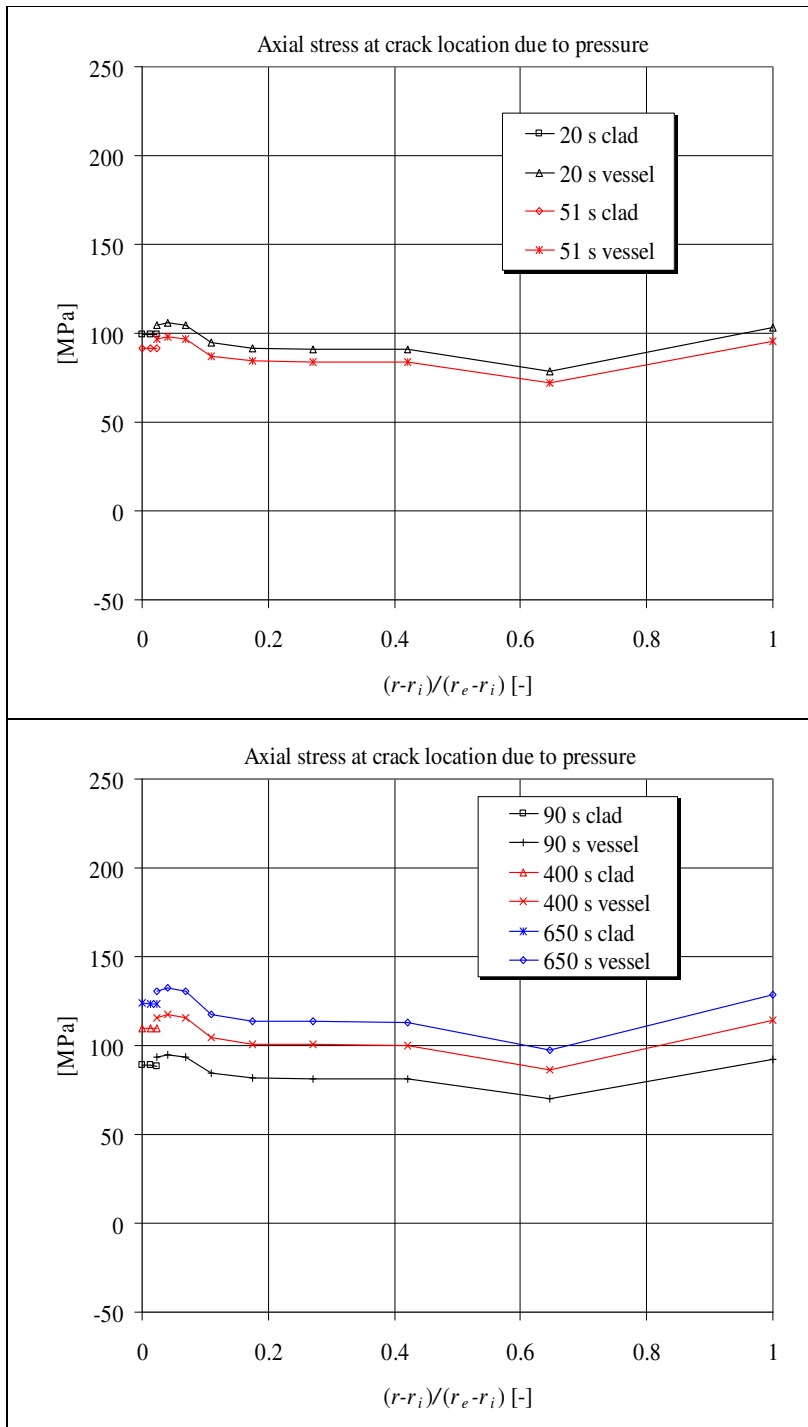


Fig. 5.63 andamento delle sollecitazioni assiali attraverso la parete e il cladding del RPV, per differenti istanti, dovute al carico meccanico

### 5.6.5 confronto fra le tensioni ottenute in caso di presenza e assenza di *cladding*

Le figure da 5.64 a 5.67 mostrano il confronto fra le tensioni circonferenziali totali nel caso di assenza e nel caso di presenza del *cladding*. Si è scelto di confrontare le tensioni circonferenziali perché presentano valori più elevati rispetto alle tensioni assiali. Come già evidenziato le tensioni circonferenziali relative al RPV con *cladding* mostrano un valore massimo di **446 MPa** sulla superficie interna del rivestimento; le tensioni circonferenziali relative al RPV senza *cladding* mostrano invece un valore massimo di **367 MPa** (fig 5.64); entrambi i valori massimi si raggiungono dopo circa 50 secondi dall'inizio del transitorio. L'introduzione del *cladding* comporta un aumento percentuale della tensione circonferenziale di circa il 21%.

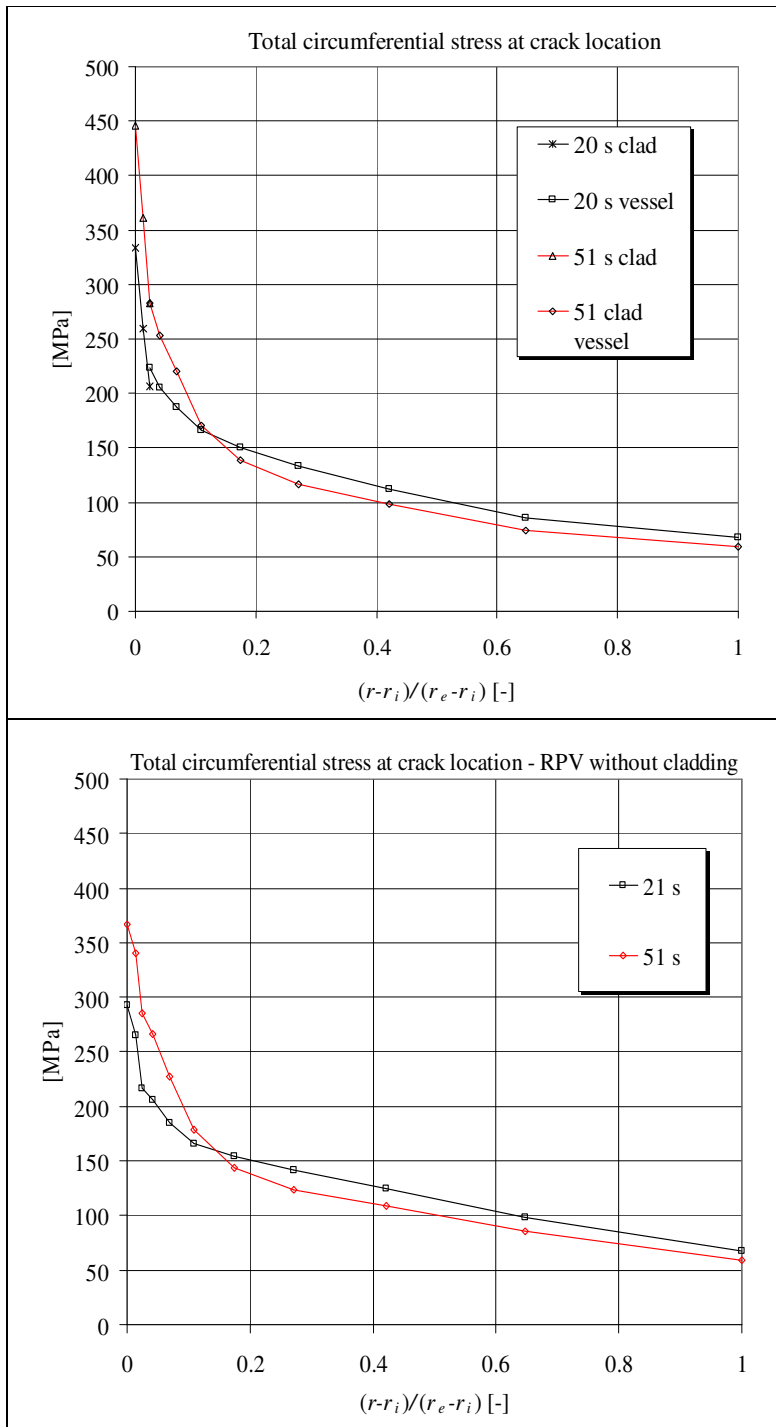


Fig. 5.64 confronto fra le tensioni circonferenziali totali nel RPV con e senza cladding

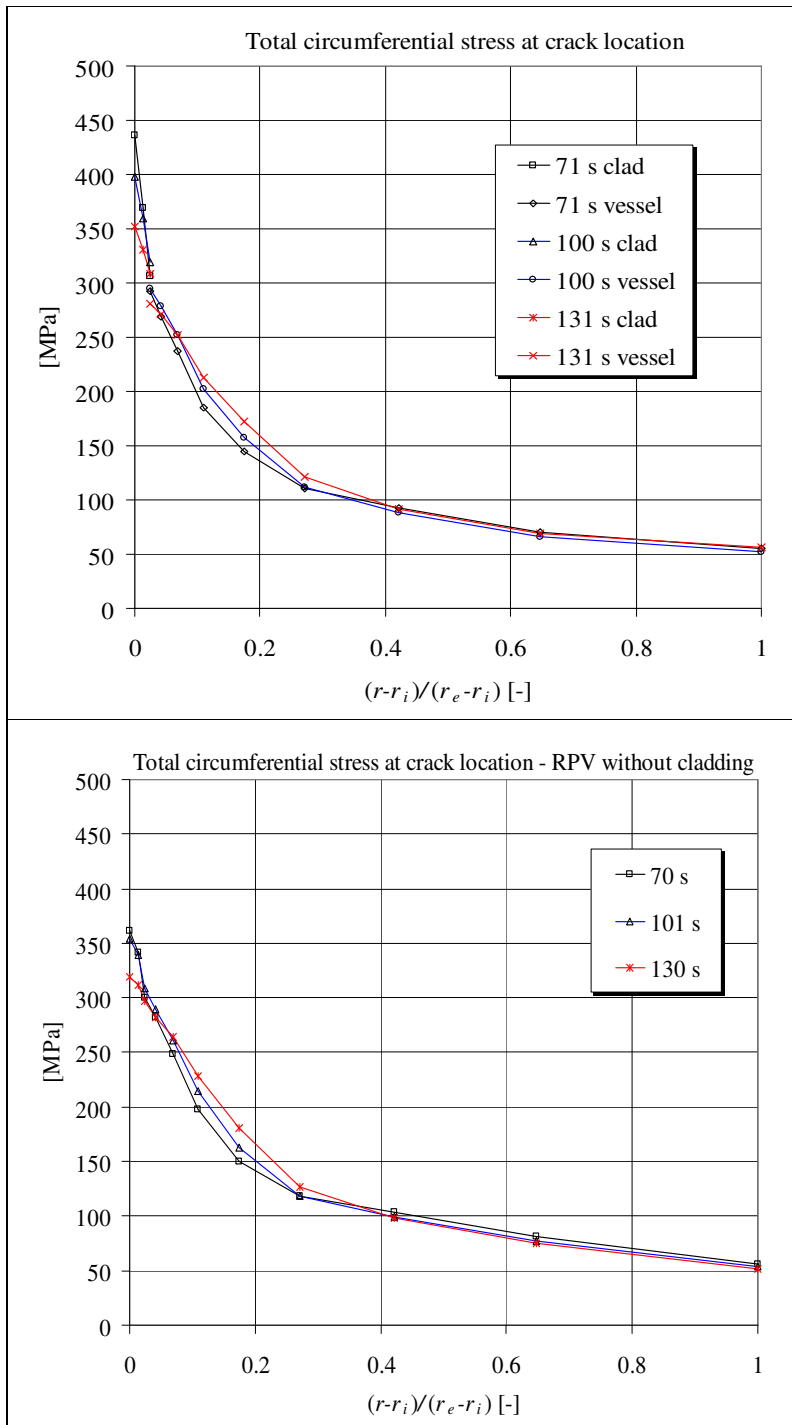


Fig. 5.65 confronto fra le tensioni circonferenziali totali nel RPV con e senza cladding

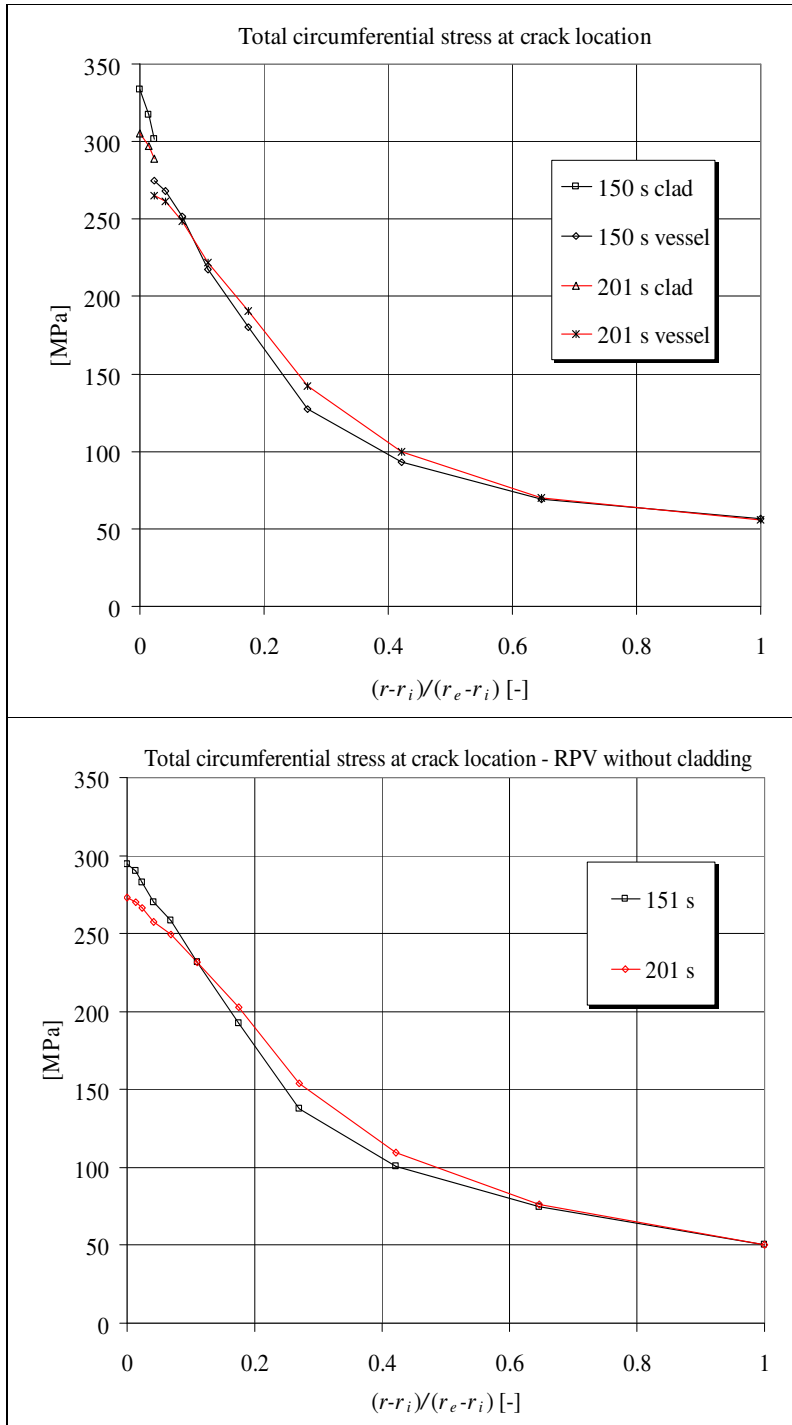


Fig. 5.66 confronto fra le tensioni circonferenziali totali nel RPV con e senza cladding

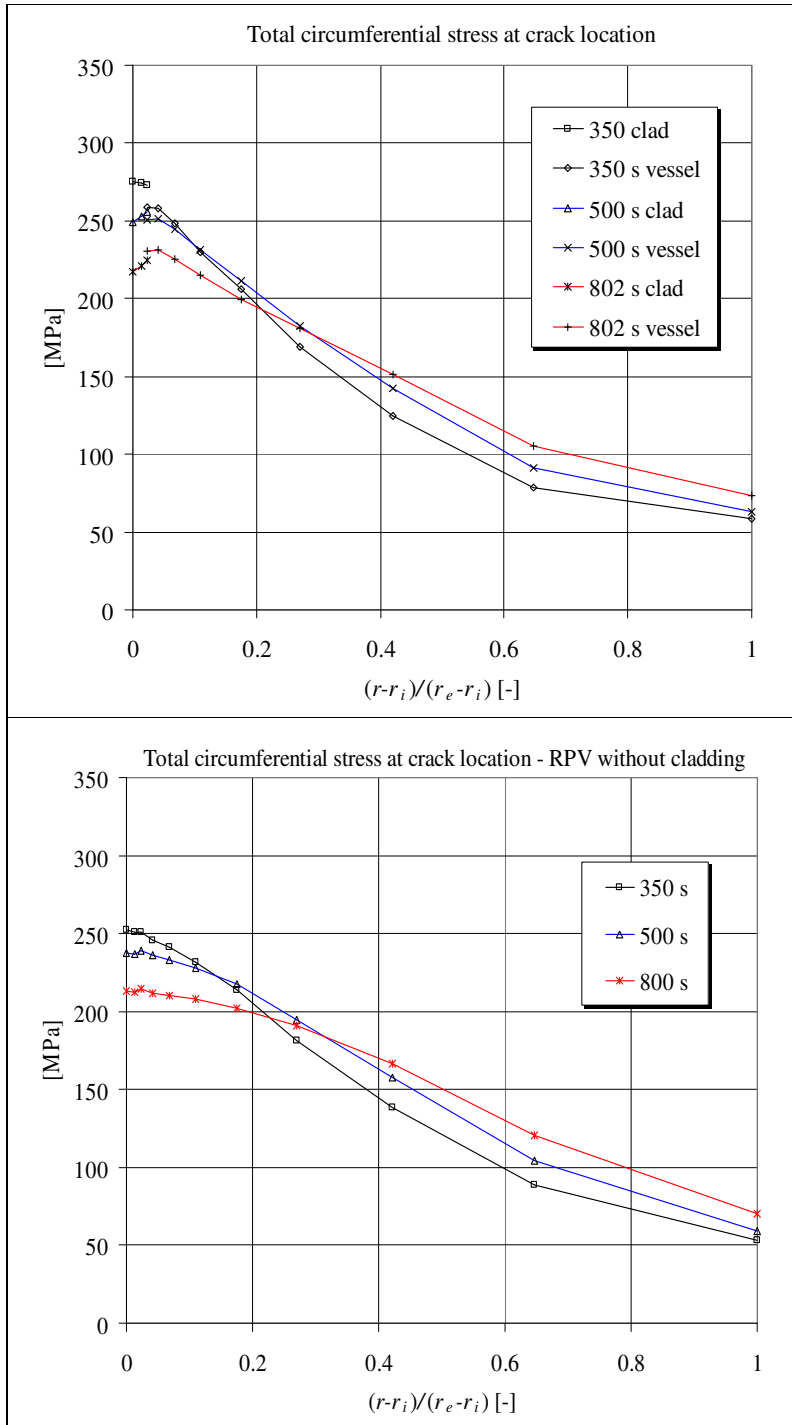


Fig. 5.67 confronto fra le tensioni circonferenziali totali nel RPV con e senza cladding

#### 5.6.6 definizione dei dati di ingresso per l'analisi di meccanica della frattura tramite programma fortran

I dati ottenuti dai calcoli strutturali effettuati con il codice Ansys5.7 sono stati utilizzati per determinare il fattore di intensificazione degli sforzi (*Stress Intensification Factor*, indicato in seguito con SIF oppure con KI). Sia le sollecitazioni termiche che quelle meccaniche valutate nella zona ove si è supposta localizzata la cricca sono state inserite in appositi files denominati *TensNodixxx.dat* (ove xxx è l'istante temporale considerato). Al fine di organizzare i dati disponibili in una forma utile per l'analisi di meccanica della frattura è stato realizzato un apposito programma Fortran denominato *FM\_CLAD.exe* (appendice C). Il programma in questione legge i files:

- *tempi\_input.txt*, contenente la lista degli istanti considerati nel calcolo strutturale
- *lista\_nodi.dat*, contenente le coordinate cilindriche dei nodi appartenenti alla cricca in esame
- *TensNodixxx.dat*

e fornisce in uscita il file di testo *datisif.txt* contenente le ampiezze della cricca, le coordinate cilindriche dei nodi, le sollecitazioni termiche e meccaniche calcolate nei nodi appartenenti alla cricca, la loro temperatura durante il transitorio e l'andamento della pressione. Il file suddetto viene elaborato successivamente da un apposito codice MathCad che fornisce i valori del SIF per la cricca in questione.



## 5.7 RISULTATI DI MECCANICA DELLA FRATTURA

### 5.7.1 ipotesi per l'analisi

In molte situazioni la crisi dei componenti meccanici può essere dovuta alla propagazione instabile di cricche generate durante la fase di fabbricazione (per esempio durante il processo di saldatura) o durante la vita operativa (per esempio sotto carichi ciclici o *stress corrosion*). Nell'ambito della meccanica della frattura lineare elastica il parametro fondamentale da considerare per stabilire se può verificarsi la propagazione instabile della cricca è il KI (*Stress Intensity Factor*); quest'ultimo deve essere confrontato con il KI critico (*Critical Stress Intensity Factor* o tenacità a frattura) determinato nel nostro caso in base alle curve di riferimento riportate dalla normativa russa (capitolo 3). Il KI critico è una proprietà del materiale dipendente dalla temperatura all'apice della cricca e dalla temperatura di transizione fragile-duttile di riferimento RTNDT (Reference Temperature Nil Ductility Transition o anche RNDT); l'andamento assunto dal KI critico secondo la normativa è il seguente:

$$K_{IC} = \min\{ 26 + 36e^{0,02(T-T_K)}, 200 \} \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$$

dove  $T_K$  è la temperatura di transizione o temperatura critica di infragilimento e  $T$  è la temperatura all'apice della cricca.

Le ipotesi assunte per l'analisi di meccanica della frattura introdotte nel paragrafo 5.1 sono riassunte come segue:

- la parete interna del *vessel* è dotata di un difetto pre-esistente
- la cricca è localizzata in corrispondenza del primo cordone di saldatura, sotto la *Cold Leg* numero 1 (figura 5.1)
- la cricca monodimensionale (assiale e circonferenziale) è virtualmente infinita
- il calcolo strutturale è svolto nell'ambito della teoria elastica lineare; in tale ambito si è applicato il principio di sovrapposizione degli effetti per calcolare le sollecitazioni in corrispondenza della cricca; si è cioè sommato il carico di natura termica con il carico dovuto alla pressione interna
- Il calcolo di meccanica della frattura è svolto nell'ambito della LEFM (Linear Elastic Fracture Mechanics)
- è stata presa in considerazione la presenza del *cladding*.

Le ipotesi precedenti sembrano giustificate in relazione al fatto che:

- un difetto pre-esistente è comunemente associabile ai cordoni di saldatura del *vessel*
- una cricca tridimensionale mostra di solito una prima propagazione in direzione ortogonale alla parete del *vessel*, consentendone quindi una approssimazione monodimensionale
- la cricca è posizionata ove il codice termoidraulico calcola il raffreddamento più marcato della parete.

### 5.7.2 utilizzo della *weight function* per la valutazione del fattore di intensificazione degli sforzi

Per ogni problema di meccanica della frattura, ove sia specificata la geometria del componente meccanico e il tipo di cricca considerata, è possibile definire una appropriata *weight-function* [2] per determinare lo *stress intensification factor* (cfr. par. 1.2 – capitolo 1). Nota che sia tale funzione, il KI può essere ricavato semplicemente moltiplicando la *weight function* per la corrispondente distribuzione di tensioni ed integrando su tutta la lunghezza della cricca (figura 5.68).

In base alle ipotesi formulate nel precedente paragrafo, lo schema adottato per l'analisi di meccanica della frattura è mostrato in figura 5.69. La *weight-function* utilizzata per l'analisi è quella relativa a cricche assiali e circonferenziali sulla superficie interna di un tubo cilindrico (appendice D).

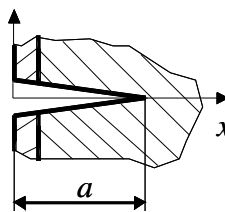
$$KI = \int_0^a \sigma(x)H(x,a)dx$$


Fig. 5.68 struttura della *weight function*

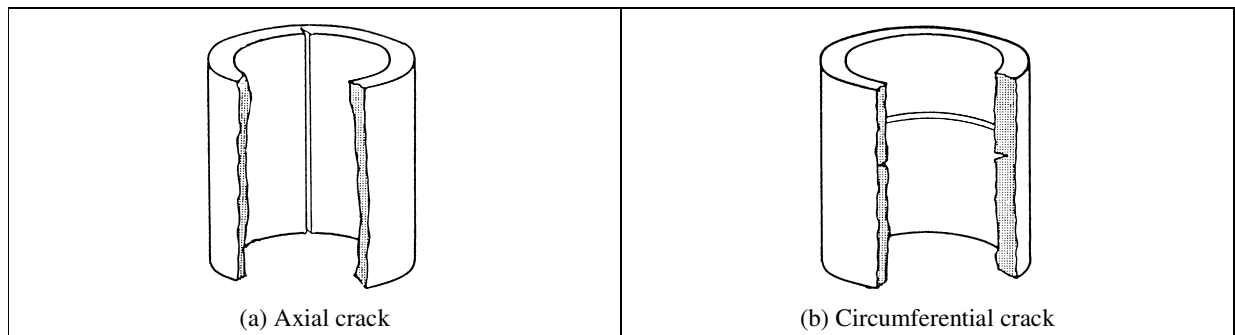


Fig. 5.69 schema della cricca monodimensionale adoperato per l'analisi di meccanica della frattura

### 5.7.3 risultati di meccanica della frattura

Sono state considerate tre differenti profondità per la cricca in esame: 7 mm, 73 mm (1/4 dello spessore del *vessel*) e 196 mm (>1/2 dello spessore del *vessel*). Prima di prendere in esame i risultati ottenuti è importante discutere brevemente l'effetto del processo di raffreddamento sulla tenacità a frattura del materiale. La figura 5.70 mostra l'andamento della temperatura all'apice della cricca, a vari istanti, per il caso di RPV con e senza *cladding*. Per le ragioni discusse al paragrafo 5.5.1, la diminuzione di temperatura all'apice della cricca è molto più intensa per le cricche meno profonde; ciò implica la necessità di studiare le potenzialità di propagazione instabile anche per i difetti più piccoli, apparentemente meno pericolosi. Infatti, un difetto molto profondo produce un elevato valore dello *Stress Intensification Factor*, ma anche una diminuzione contenuta della tenacità a frattura (*critical SIF*) visto l'elevato valore della temperatura all'apice; un difetto più superficiale, caratterizzato da una temperatura all'apice più bassa, produce un valore minore del SIF ma anche una diminuzione più elevata della tenacità a frattura. I difetti meno profondi sono inoltre più probabili e localizzabili più difficilmente tramite controlli non distruttivi.

Come si può osservare nella figura 5.70 la presenza del *cladding* in acciaio inossidabile comporta temperature all'apice della cricca più elevate rispetto al *vessel* "nudo", specialmente per le cricche meno profonde (i valori minimi di temperatura per *vessel* con *cladding* sono di 518 K, 549 K e 559 K per la cricca da 7, 73 e 196 mm rispettivamente; per *vessel* senza *cladding* si individuano i valori di 510 K, 547 K e 558 K). L'aumento di temperatura è legato alla minore conducibilità termica dell'acciaio inossidabile austenitico costituente il *cladding* rispetto all'acciaio al carbonio costituente la parete del *vessel* (cfr. par. 4.3.6, capitolo 4). A causa della differenza nei valori di temperatura all'apice della cricca la tenacità a frattura predetta dalla curva di riferimento russa è maggiore nel caso di RPV con *cladding* rispetto a RPV "nudo", a parità di RNDT. L'effetto è maggiormente evidente per la cricca più piccola (7 mm) perché la differenza di temperatura all'apice è più marcata (8 gradi, contro 2 gradi per la cricca da 73 mm e 1 grado circa per la cricca da 196 mm). Le più elevate sollecitazioni derivanti dalla presenza del *cladding* determinano comunque un valore moderatamente più elevato dello *Stress Intensification Factor*, come si può osservare dalla analisi svolta nei paragrafi successivi.

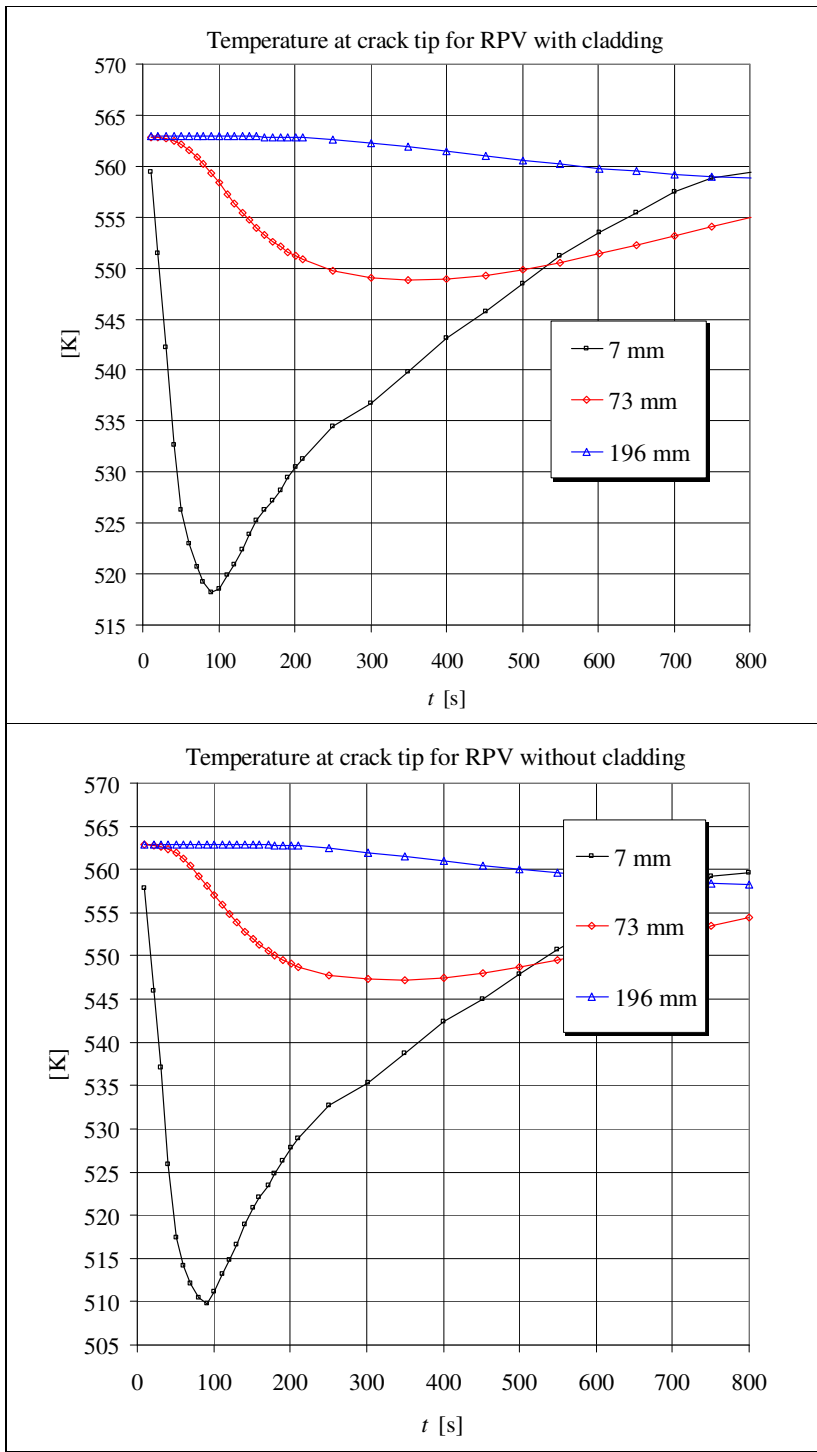


Fig. 5.70 confronto fra le temperatura all'apice per 3 dimensioni di cricca e vessel con e senza cladding

Nelle figure seguenti si riportano i grafici relativi al SIF per la cricca assiale (più critica dal punto di vista della propagazione instabile rispetto alla cricca circonferenziale) confrontati con la tenacità a frattura predetta dalla curva di riferimento russa (cfr. par. 5.7.1). Cautelativamente è stato preso in considerazione nei calcoli l'effetto della pressione del fluido (16 MPa all'inizio del transitorio) che contribuisce all'apertura dei lembi della cricca. I risultati ottenuti indicano un adeguato margine di sicurezza rispetto alle temperature critiche previste a fine vita per il materiale del vessel e del cordone di saldatura, pari a 49 e 51 °C rispettivamente (cfr. par. 2.2, capitolo 2).

Difatti per la cricca assiale da 7 mm (figura 5.71) la condizione di propagazione instabile (tangenza fra la curva del KI critico con la curva del KI) corrisponde a **245 °C**. Per la cricca assiale da 73 mm (figura 5.72) la condizione di propagazione corrisponde a **209 °C**.

Occorre osservare invece che la cricca assiale da 196 mm (figura 5.73) propaga in maniera instabile indipendentemente dallo shock termico, in quanto il SIF dovuto al carico meccanico che la caratterizza supera i limiti di resistenza del materiale (figura 5.74).

I valori massimi del SIF per le tre ampiezze in esame (7 – 73 – 196 mm) valgono rispettivamente 63, 163 e 575 MPa $\sqrt{\text{m}}$ . Come già rimarcato i valori particolarmente alti della RNDT sono la conseguenza del fatto che la temperatura, specialmente nelle zone più profonde della parete, si mantiene su valori elevati.

Ciò permette al materiale di conservare un'elevata tenacità nonostante il SIF assuma valori di rilievo.

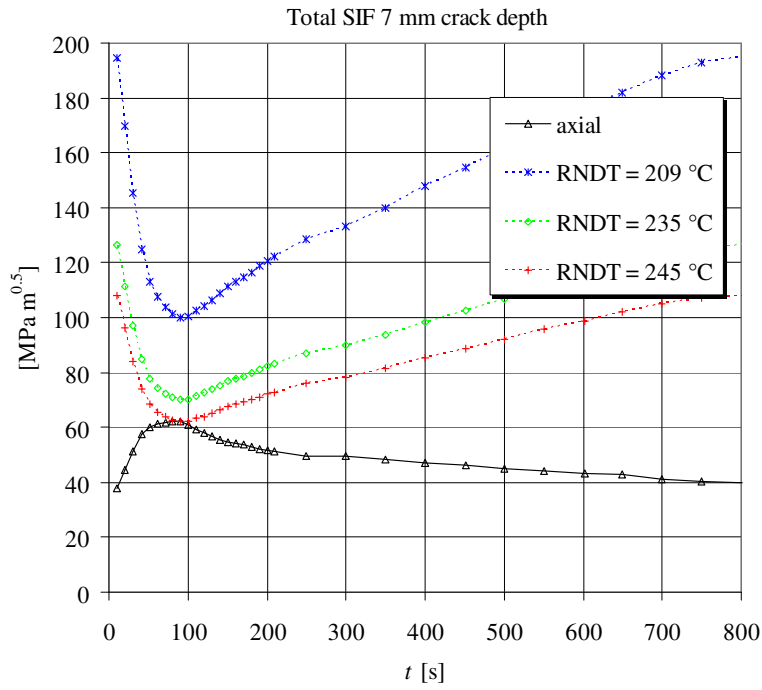


Fig. 5.71 andamento del KI totale per la cricca da 7 mm

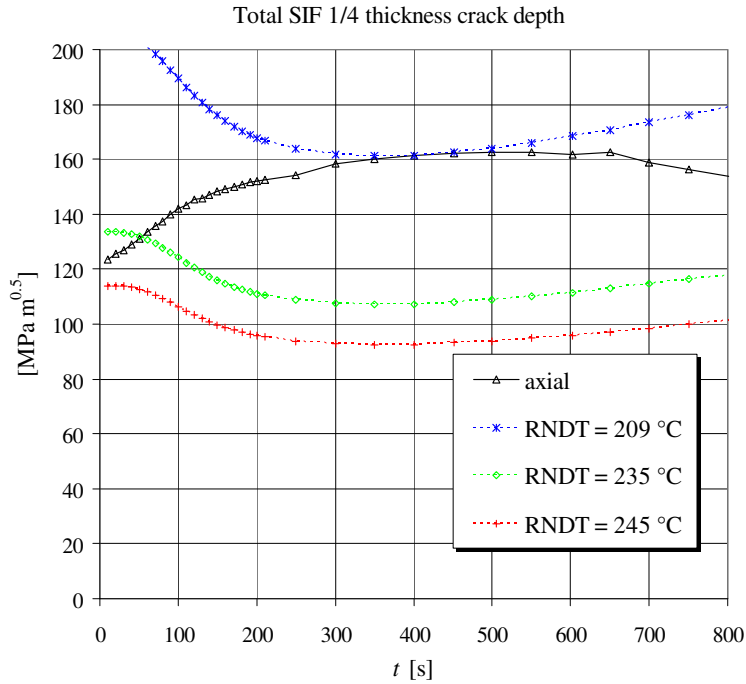


Fig. 5.72 andamento del KI totale per la cricca da 73 mm

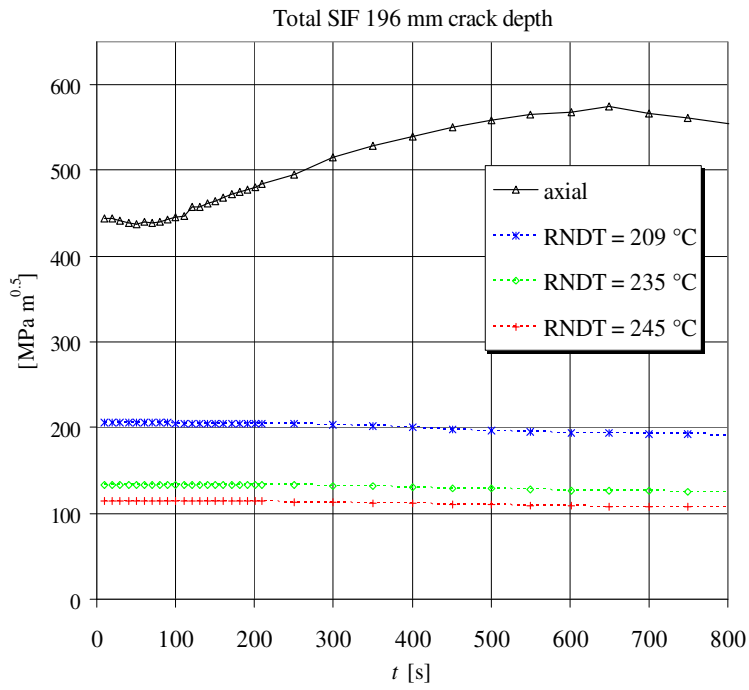


Fig. 5.73 andamento del KI totale per la cricca da 196 mm

Le figure 5.74 - 5.75 riportano l'andamento del SIF dovuto al solo carico meccanico e al solo carico termico per la cricca assiale. Come è noto la determinazione del KI critico per valori superiori a  $150 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  richiede l'impiego di provini di spessore considerevole (fino a 300 mm) e comporta un lavoro di sperimentazione oneroso; le norme ASME per esempio prevedono una soglia superiore per il KI critico di  $220 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ . E' evidente dalla figura seguente che la cricca assiale da 196 mm presenta valori del KI molto elevati che superano abbondantemente i limiti di tenacità determinabili sperimentalmente. Ne consegue per essa la propagazione instabile indipendentemente dal transitorio termico cui è soggetto il materiale del vessel.

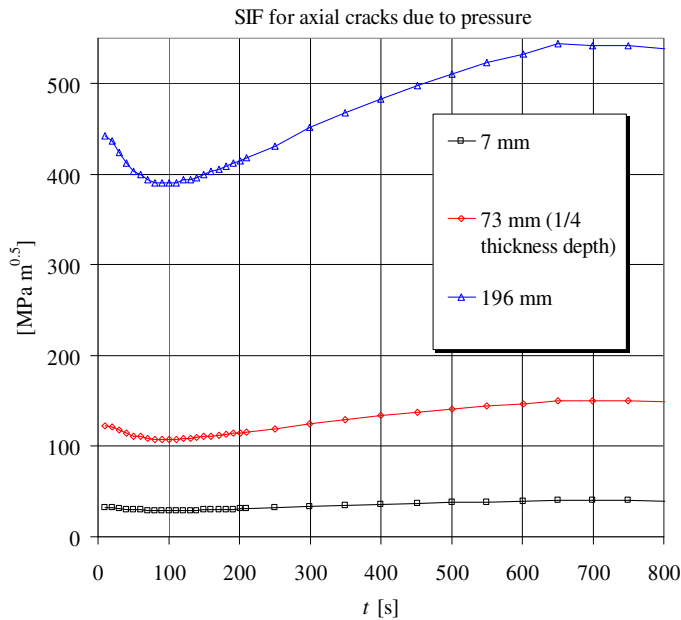


Fig. 5.74 andamento del SIF per la cricca assiale dovuto al solo carico di pressione

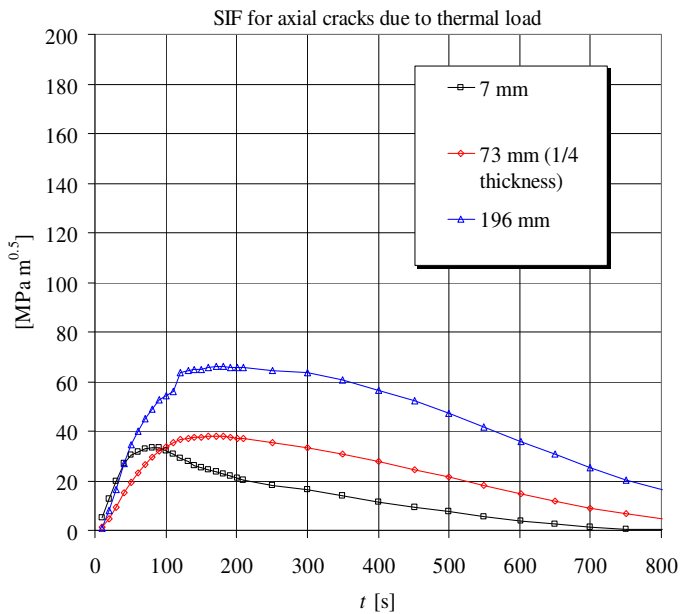


Fig. 5.75 andamento del SIF per la cricca assiale dovuto al solo carico termico



#### 5.7.4 confronto fra i risultati di meccanica della frattura ottenuti in caso di presenza e assenza di cladding

Le figure successive riportano il confronto fra il SIF totale valutato per RPV con e senza *cladding*, relativamente alla cricca assiale di profondità 7 e 73 mm e considerando l'effetto aggravante della pressione del fluido primario. Come si nota la differenza nei valori massimi del SIF è più rilevante per la cricca più piccola (si passa dai circa  $57 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  per il *vessel* "nudo" ai  $62 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  per il *vessel* con *cladding*, figura 5.76) rispetto alla cricca più grande (da  $162.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  a  $162.6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , figura 5.77) per la quale la variazione del SIF è praticamente trascurabile. L'azione del *cladding* (ovvero gli effetti fra loro contrastanti dal punto di vista della meccanica della frattura di un aumento generalizzato delle tensioni e dell'aumento della temperatura di parete del *vessel*, cfr.par.5.7.3) si fa sentire essenzialmente per le cricche più superficiali, visto che le tensioni massime si raggiungono comunque in prossimità della zona ove è posto il *cladding* (cfr. par. 5.6.5) e che l'onda termica di raffreddamento penetra solo parzialmente nello spessore del *vessel* (cfr.par. 5.5.1). Per le ragioni esposte nel paragrafo 5.7.3, nonostante il valore più elevato del SIF, l'introduzione del *cladding* comporta comunque l'aumento di  $1^\circ\text{C}$  nel valore della RNDT (da  $244^\circ\text{C}$  a  $245^\circ\text{C}$  per la cricca da 7 mm e da  $208^\circ\text{C}$  a  $209^\circ\text{C}$  per la cricca da 73 mm), con un conseguente marginale incremento dei margini di sicurezza.

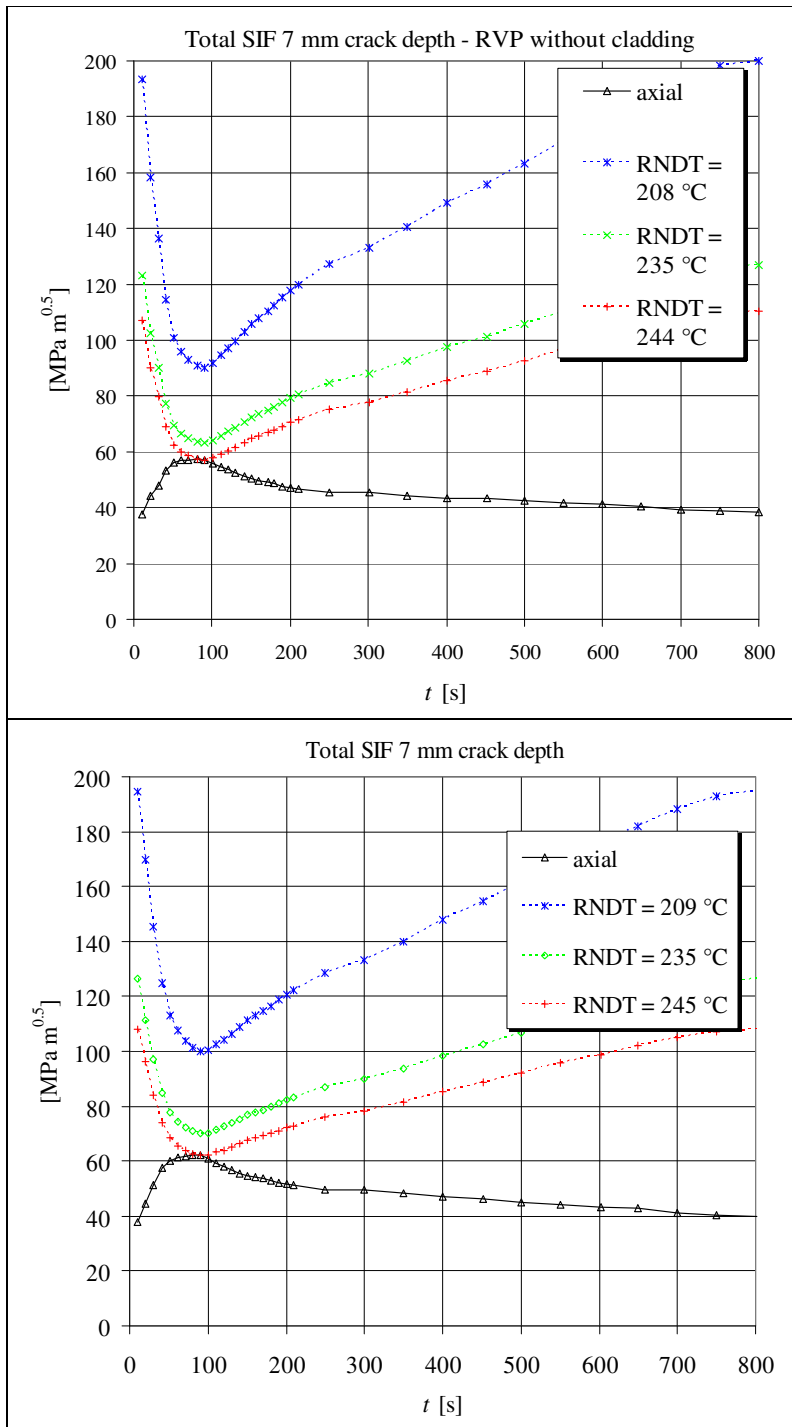


Fig. 5.76 confronto fra i SIF per RPV con e senza cladding per la cricca assiale da 7 mm

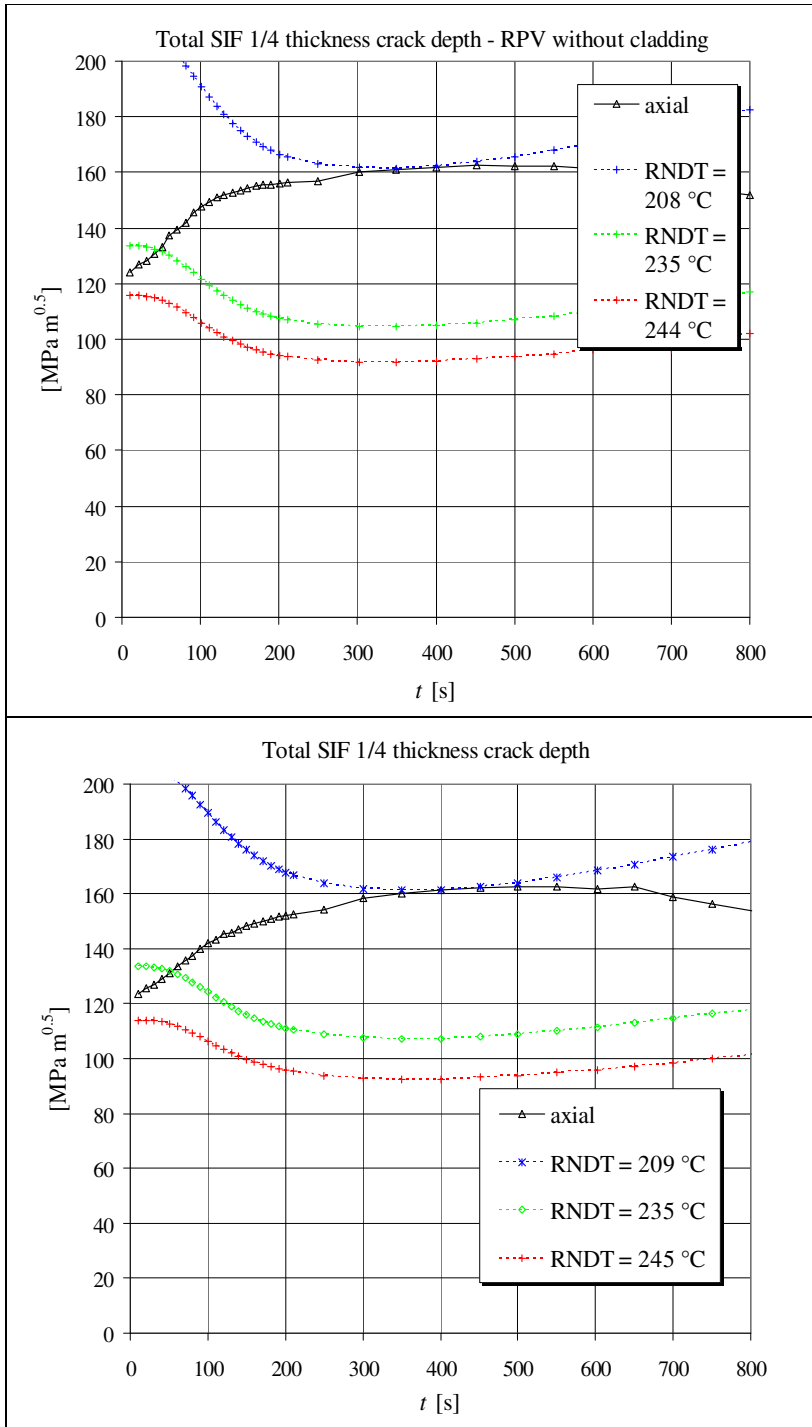


Fig. 5.77 confronto fra i SIF per RPV con e senza cladding per la cricca assiale da 73 mm

### 5.7.5 andamento del SIF in funzione della temperatura

Le figure seguenti mostrano l'andamento dello *Stress Intensification Factor* per la cricca da 7 e 73 mm in funzione della temperatura relativa (differenza fra la temperatura all'apice della cricca e temperatura critica). La forma della curva del SIF è determinata dall'andamento del transitorio di temperatura nella parete (figura 5.35), prima decrescente nel tempo fino a circa 100 secondi e poi crescente fino alla fine del transitorio. Si è riportata la condizione di tangenza con la curva di riferimento critica, condizione che fornisce il valore di temperatura RNDT più elevato e quindi più cautelativo ai fini dell'analisi di PTS.

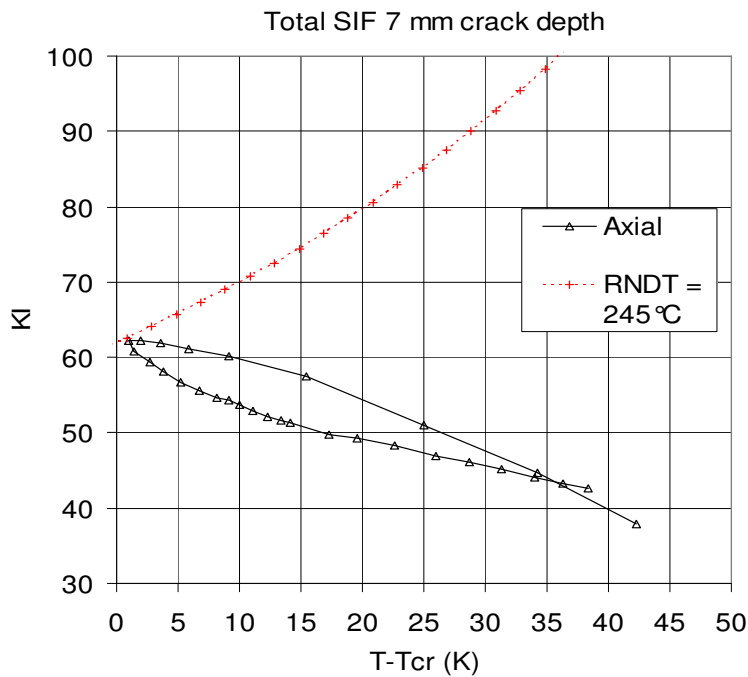


Fig.5.78 andamento del SIF per la cricca da 7 mm in funzione della temperatura relativa

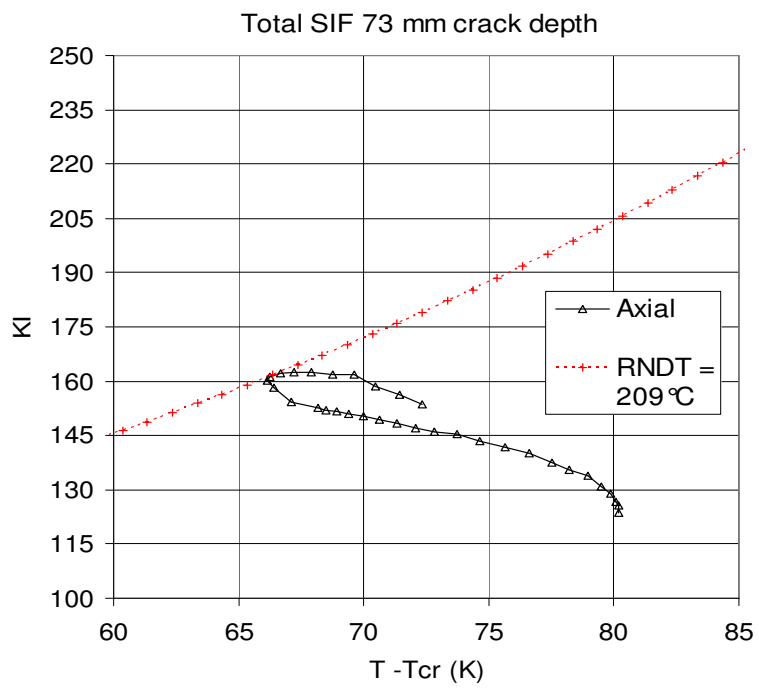


Fig.5.79 andamento del SIF per la cricca da 73 mm in funzione della temperatura relativa