Capitolo 5

Sviluppo di Diagrammi di Valutazione per analisi di Leak Before Break.

5.1 Introduzione.

L'applicazione della metodologia LBB, richiede di determinare la dimensione rilevabile della fessura passante (DLC) in condizioni normali di esercizio (NOC) e di verificare che tale fessura non si propaghi in modo instabile se soggetta ai carichi di esercizio ed ai carichi generati dal terremoto base di progetto (SSE).

Per determinare la DLC, è necessario disporre dei seguenti dati di input:

- proprietà meccaniche del materiale alla temperatura di esercizio (curva tensione vera-deformazione vera);
- geometria della tubazione (diametro esterno e spessore);
- condizioni di stato dell'acqua (pressione e temperatura) e caratteristiche morfologiche della superficie della fessura (rugosità superficiale, lunghezza, numero di curve lungo il percorso);
- carichi normali di esercizio.

La verifica di stabilità, invece, richiede i seguenti dati d'ingresso:

- lunghezza rilevabile della fessura;
- intensità dei carichi di esercizio e di quelli di origine sismica;
- tenacità del materiale alla temperatura di esercizio (curva J-R).

Ogni qualvolta si verifica la variazione di uno dei parametri sopra elencati (come avviene ad esempio durante la fase di progetto in cui si ha un aggiornamento continuo dei dati di input), è necessario effettuare nuovamente l'analisi di LBB.

Di conseguenza, l'applicazione della procedura LBB può diventare molto laboriosa.

Per questo motivo, risulta vantaggioso effettuare l'analisi LBB impiegando opportuni diagrammi detti Diagrammi di Valutazione (DV).

Tali diagrammi, possono essere utilizzati una volta noto il materiale e la geometria della tubazione ed i carichi ad essa applicati in NOC e permettono di determinare il massimo carico di origine sismica che può essere applicato alla tubazione nel rispetto

dei criteri di LBB stabiliti dal NUREG 1061 Vol.3 [1] e dallo *Standard Review Plan 3.6.3* [2].

I DV, sono il risultato di studi parametrici in cui si variano i dati di input dell'analisi di LBB. In questa attività, in particolare, i DV sono stati sviluppati per nove materiali comunemente impiegati nei NPPs variando le proprietà geometriche della tubazione (spessore e diametro esterno) ed i carichi normali di esercizio ad essa applicati.

5.2 Procedura di sviluppo dei Diagrammi di Valutazione.

La Figura 5.1 mostra la procedura utilizzata nello sviluppo dei Diagrammi di Valutazione. Per prima cosa, è necessario definire le proprietà del materiale, la geometria della tubazione, le condizioni di carico normali di esercizio e le condizioni termo-fluido-dinamiche esistenti all'interno della conduttura.

Queste informazioni rappresentano l'input per la fase di calcolo della dimensione rilevabile della fessura (DLC).

Successivamente si sceglie un metodo di calcolo dell'integrale J (che può essere rappresentato da uno dei modelli analitici descritti nel Capitolo 3 o da un modello agli elementi finiti) da utilizzare per effettuare la verifica di stabilità della fessura con il criterio J/T. In parallelo a questa verifica, è necessario calcolare il carico di collasso della tubazione, dato che per materiali molto tenaci alla frattura (tenacità di inizio frattura superiore a 300 kJ/m²), il collasso plastico della sezione resistente può rappresentare una condizione di failure concorrente alla frattura instabile. Il confronto tra carico critico e carico di collasso permette di stabilire l'intensità del massimo carico che la tubazione può sopportare. A questo punto, sulla base dei criteri stabiliti nelle norme NUREG 1061 Vol. 3 e Standard Review Plan 3.6.3 (si veda Appendice A), è possibile determinare il massimo carico sismico ammissibile per la tubazione e procedere allo sviluppo dei Diagrammi di Valutazione.

Ognuno dei passi qui illustrati, è dettagliatamente descritto nei paragrafi che seguono.

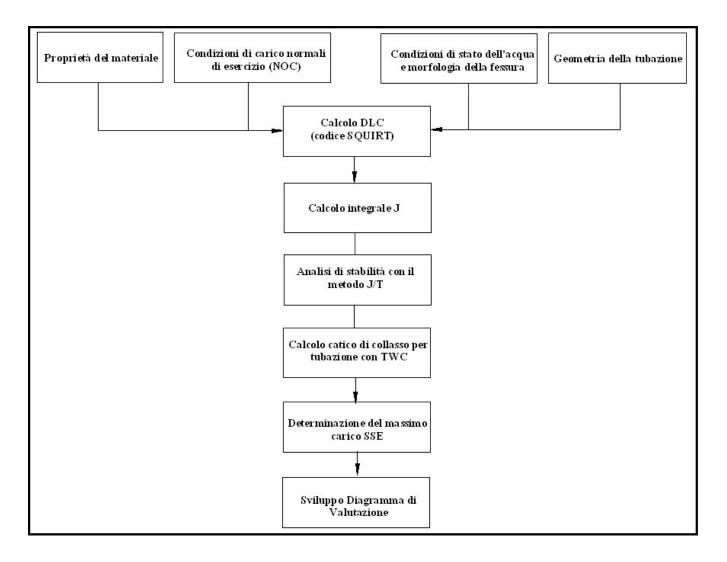


Figura 5.1 Procedura per lo sviluppo di un Diagramma di Valutazione.

5.2.1 Proprietà di materiali di impiego nucleare.

In questo lavoro sono stati presi a riferimento nove acciai comunemente impiegati nella fabbricazione di tubazioni per NPPs. Tali materiali sono accomunati da caratteristiche che li rendono facilmente lavorabili per estrusione. Per ragioni di sicurezza, infatti, è necessario produrre tubi con le lunghezze più grandi possibili e senza saldature longitudinali.

Di seguito si riporta la denominazione degli acciai secondo l' American Society of Testing Materials (ASTM) e secondo l' American Society of Mechanical Engineering (ASME).

- Acciaio al Carbonio ASTM A106-89/ASME SA106 Grade B;
- Acciaio inossidabile ASTM A358/ASME SA358 Type 304;
- Acciaio austenitico inossidabile ASTM A312-89a/ASME SA312 Type 316;

- Acciaio austenitico inossidabile ASTM A312-89a/ASME SA312 Type 347;
- Acciaio al Carbonio ASTM A106-89/ASME SA106 Grade C:
- Acciaio ASTM A333M-88a/ASME SA333 Grade 6;
- Acciaio Austenitico ASTM A376M-8/ASME SA376 Type 304;
- Acciaio Austenitico ASTM A376M-8/ASME SA376 Type 316.

La Tabella 5.1 riporta la composizione chimica degli acciai sopra elencati.

Le proprietà dei materiali sono valutate a temperature variabili tra 250 °C 289 °C, valori rappresentativi delle tipiche condizioni operative cui sono sottoposti gli acciai durante l'esercizio dell'impianto.

La Tabella 5.2 riporta nella colonna Proprietà meccaniche il modulo di Young (E), la tensione di snervamento (σ_v) , la tensione di rottura (σ_u) , la tensione di collasso

 $(\sigma_{coll} = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2})$ e la massima intensità di tensione ammissibile $(\frac{2}{3}\sigma_y)$ dei vari materiali.

Come illustrato nel Capitolo 3, l'utilizzo di alcuni modelli di meccanica della frattura (GE/EPRI, LBB.ENG2, LBB.ENG3), richiede la schematizzazione della curva tensione vera-deformazione vera del materiale tramite la legge di potenza di RO:

(5.1)
$$\frac{\mathcal{E}_{tot}}{\mathcal{E}_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n$$

dove:

 ε_{tot} : è la deformazione totale del materiale;

σ: è la tensione di trazione;

 σ_0 è una tensione di riferimento solitamente uguagliata alla tensione di snervamento del materiale;

 ε_0 : è la deformazione di riferimento corrispondente a σ_0 .

I parametri α ed n si ricavano effettuando il *fit* della curva sperimentale tensione deformazione del materiale. In questa sede, si riportano nella colonna Coefficienti RO di Tabella 5.2, i parametri α ed n di ciascun materiale.

Informazioni più dettagliate riguardo alla procedura utilizzata per effettuare l'operazione di *fit*, sono riportate nel Capitolo 3 ed in Appendice E.

La curva di tenacità alla frattura dei materiali presenta solitamente un andamento (Figura 5.2) che si presta particolarmente bene ad essere *fittato* con la legge di potenza seguente:

(5.2)
$$J_{R}(\Delta a) = J_{Ic} + C(\Delta a)^{m}$$

dove:

 J_R : è la tenacità del materiale;

 J_{IC} : è la tenacità ad inizio frattura (determinata sperimentalmente);

 Δa : è l'incremento della lunghezza della fessura.

I parametri *C* ed *m* sono stati ricavati con la procedura di *fit* riportata in Appendice E e sono riportati nella colonna Parametri della curva J-R di Tabella 5.2 per ciascun materiale.

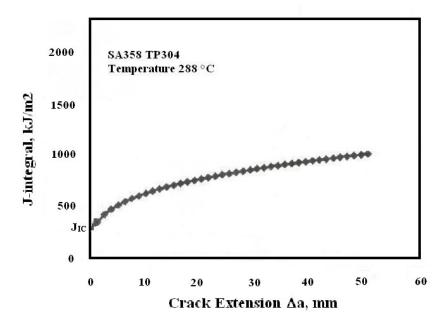


Figura 5.2 Tenacità alla frattura alla temperatura di 288°C per l'acciaio ASME SA358 TP304 [3].

Materiale	Composizione chimica (%)										
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Nb+Ta		
SA106 Gr. B	0.30Max	0.10Min	0.29~1.06	0.025Max	0.025Max						
SA358TP304	0.035Max	0.75Max	2.00Max	0.040Max	0.030Max	10-15.0	16.0-20.0	2.0-3.0			
SA312TP316	0.08Max	0.75Max	2.00Max	0.040Max	0.030Max	11-14.0	16.0-18.0	2.0-3.0			
SA312TP347	0.08Max	0.75Max	2.00Max	0.040Max	0.030Max	9.00-13.0	17.0-20.0		~1.00		
SA106 Gr. C	0.35Max	0.10Min	0.29~1.06	0.025Max	0.025Max						
SA333 Gr. 6	0.19Max	0.10Max	0.29~1.06	0.025Max	0.025Max						
SA376TP304	0.08Max	0.75max	2.00Max	0.040Max	0.030Max	8.00~11.00	18.0~20.0				
SA376TP316	0.08Max	0.75Max	2.00Max	0.040Max	0.030Max	11.0~14.00	16.0~18.0	2.00~3.00			

 $Tabella \ 5.1 \ Composizione \ chimica \ degli \ acciai \ impiegati \ nell'analisi.$

Materiale	Temperatura (°C)	Proprietà meccaniche					Coefficienti RO		Parametri curva J-R		
	(6)	E (Gpa)	σ _y (MPa)	σ _u (MPa)	σ _{coll} (MPa)	S _m (MPa)	α	n	$J_{\rm IC} \\ (kJ/m^2)$	С	m
SA106 Gr. B	288	190	189.7	560	374.85	126.47	0.825	4.418	116.418	112.02	0.698
SA358TP304	288	182.7	152	451	301.5	101.34	5.392	3.169	120	179.902	0.412
SA312TP316	288	190	165	455	310	110.00	6.738	3.164	252.4	1007.1	0.34
SA312TP347	288	174	161	400	280.5	107.34	1.27	3.74	201.7	233.9	0.60
SA106 Gr. C	289	174	254	536	395	169.40	2.11	3.57	473	611	0.42
SA333 Gr. 6	250	188	240	458	349	160.00	8.126	3.3	412	287.575	0.639
SA376TP304	288	190	187.6	340	263.8	125.00	6.547	4.293	847.274	260.294	0.958
SA376TP316	288	190	171.5	370	270.75	114.34	3.664	4.471	847.274	260.294	0.958

Tabella 5.2 Proprietà meccaniche, coefficienti di RO e parametri della curva J-R per gli acciai impiegati nell'analisi.

5.2.2 Definizione delle condizioni operative dell'impianto e delle proprietà morfologiche della fessura passante.

La portata di acqua che attraversa un condotto è funzione del salto di pressione ΔP esistente tra valle e monte del condotto, dallo stato del fluido (pressione e sottoraffreddamento), dalla geometria del condotto (lunghezza e diametro idraulico) e dalle modalità di interazione esistenti tra fluido e pareti del condotto.

Le fessure passanti presenti nello spessore della tubazione, vengono assimilate a condotti a sezione ellittica aventi il diametro idraulico D_H seguente:

(5.3)
$$D_{H} = \frac{2ab}{\sqrt{\frac{1}{2}(a^{2} + b^{2})}}$$

dove:

a: è il semiasse maggiore dell'ellisse;

b: è il semiasse minore dell'ellisse.

Il condotto ha una lunghezza L coincidente con lo spessore del tubo (Figura 5.3).

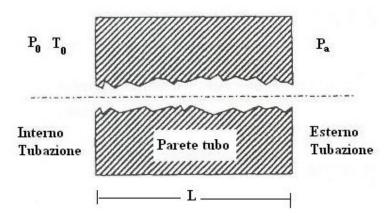


Figura 5.3 Schematizzazione di una fessura passante [4].

Le condizioni termodinamiche dell'acqua nella regione di ingresso del condotto sono quelle di stagnazione corrispondenti a pressione e temperatura presenti nel circuito primario di un PWRs in condizioni di esercizio:

(5.4)
$$p_0=17.2 \text{ MPa}$$
 $T_0=328 \text{ }^{\circ}\text{C}$

L'ambiente a valle del condotto si trova a pressione atmosferica:

(5.5)
$$p_a = 10^5 Pa$$

Le (5.4) e (5.5), mostrano che il salto di pressione $\Delta p = p_0 - p_a$ è superiore a 17 MPa. Tale Δp risulta più che sufficiente ad instaurare una condizione di efflusso critico bifase attraverso il condotto, per cui risulta lecito determinare la portata di efflusso utilizzando un modello di portata critica bifase (Capitolo 2).

La Tabella 5.3 riporta le principali proprietà dell'acqua alle condizioni di pressione e temperatura definite dalla (5.4).

Parametro	Valore
Pressione (Mpa)	17.2
Temperatura (°C)	328
Volume specifico (m³/Kg)	1.507·10 ⁻³
Entalpia specifica (KJ/Kg)	1499
Entropia (KJ/Kg°C)	3.497
Grado di sottoraffreddamento (°C)	25

Tabella 5.3 Principali proprietà dell'acqua alla pressione di 17.2 MPa ed alla temperatura di 328 $^{\circ}$ C.

A questo punto, restano da stabilire le modalità con cui il fluido interagisce con la superficie del condotto durante il moto.

Bisogna, quindi, definire le proprietà morfologiche della fessura (rugosità superficiale, lunghezza effettiva del condotto, numero di curve per unità di lunghezza presenti lungo il percorso).

Tali proprietà, come già visto al Capitolo 2, dipendono fortemente dal meccanismo di formazione della fessura (fatica, corrosione intergranulare, ecc.).

Gli acciai utilizzati nella fabbricazione delle tubazioni dei PWRs e le proprietà chimico-fisiche dell'acqua in esse contenuta, sono tali da scongiurare l'attivazione di fenomeni di corrosione intergranulare; per questo motivo in questa attività si sono prese a riferimento fessure originate da fenomeni di fatica.

La morfologia di queste fessure, risulta caratterizzata dai parametri riportati in Tabella 5.4. Per maggiori dettagli sul significato dei simboli si veda il paragrafo 2.3.

Parametro	Fatica
R_L (mm)	8.81x10 ⁻³
R_G (mm)	40.51x10 ⁻³
$n_{tL} (mm^{-1})$	6.73
K_{G}	1.017
K_{G+L}	1.06

 R_L : rugosità locale;

 R_G : rugosità globale;

 n_{tl} : numero di curve per unità di lunghezza;

 K_G : coefficiente di lunghezza globale;

 K_{G+L} : coefficiente di lunghezza globale e locale.

Tabella 5.4 Parametri morfologici di una fessura generata da fenomeni di fatica [5].

5.2.3 Definizione della geometria della tubazione.

Le tubazioni del circuito primario di un NPPs, hanno un diametro esterno variabile tra 700 mm e 1000 mm, a seconda della potenza dell' Impianto.

Per questo motivo nello sviluppo dei DV sono state prese a riferimento le quattro dimensioni riportate in Tabella 5.5.

Diametro esterno della tubazione								
(mm)								
700 800 900 1000								

Tabella 5.5 Diametri esterni della tubazione presi a riferimento per lo sviluppo dei DV.

Per ogni diametro esterno, si sono presi a riferimento due spessori: uno spessore pari allo spessore minimo di progetto t_m ed uno spessore pari ad $1.25 \cdot t_m$.

Lo spessore minimo di progetto t_m è costituito dal minimo spessore necessario a resistere alla pressione interna di progetto e si calcola utilizzando la formula (5.6) riportata nelle norme ASME III - Nuclear Components:

$$t_m = \frac{p_o \cdot D_{ex}}{2(S_m + p \cdot y)} + A$$

dove:

 p_o : è la pressione interna di progetto;

 D_{ex} : è il diametro esterno della tubazione;

y: è un fattore correttivo che vale 0.4;

A: è uno spessore aggiuntivo che tiene conto del materiale rimosso per filettatura e del sovrametallo di corrosione ed erosione;

 S_m : è l'Intensità di tensione ammissibile valutata alla temperatura di progetto.

Nell'analisi condotta, si è ipotizzando A=0.

Per ogni materiale elencato in Tabella 5.2 (cioè per ogni S_m), si introducono nella (5.6) il valore di pressione p_o fornito dalla (5.4) ed i diametri esterni elencati in Tabella 5.5; in questo modo si ottengono i valori dello spessore minimo di progetto t_m elencati in Tabella 5.6.

La Tabella 5.7 riporta, invece, gli spessori corrispondenti ad 1.25 t_m.

Diametro	Materiale								
esterno (mm)	SA106	SA106	SA376	SA376	SA358	SA312	SA312	SA333	
(mm)	Gr. B	Gr. C	TP 304	TP 316	TP304	TP316	TP347	Gr. 6	
700	45.144	34.150	45.648	49.662	55.627	51.506	52.705	36.074	
800	51.594	39.029	52.169	56.756	63.574	58.864	60.235	41.227	
900	58.043	43.907	58.690	63.851	71.521	66.222	67.764	46.381	
1000	64.492	48.786	65.211	70.945	79.468	73.580	75.293	51.534	

Tabella 5.6 Spessore minimo di progetto *tm* alla pressione *p* di 17.2 MPa in funzione del materiale e del diametro esterno della tubazione.

Diametro esterno	Materiale									
(mm)	SA106 Gr. B	SA106 Gr. C	SA376 TP 304	SA376 TP 316	SA358 TP304	SA312 TP316	SA312 TP347	SA333 Gr.		
700	56.430	42.688	57.060	62.078	69.534	64.383	65.881	45.093		
800	64.493	48.786	65.211	70.945	79.468	73.580	75.294	51.534		
900	72.554	54.884	73.363	79.814	89.401	82.778	84.705	57.976		
1000	80.615	60.983	81.514	88.681	99.335	91.975	94.116	64.418		

Tabella 5.7 Spessore di 1.25·tm alla pressione p di 17.2 MPa in funzione del materiale e del diametro esterno della tubazione.

5.2.4 Definizione dei carichi meccanici agenti sulla tubazione.

In questa attività, si è ipotizzato che la fessura passante presente nella tubazione sia disposta circonferenzialmente. Ciò implica che la propagazione della TWC sia governata dalle sollecitazioni che agiscono nella direzione assiale del tubo. Tali sollecitazioni sono dovute al carico assiale di trazione P generato dalla pressione interna p_0 ed ai momenti flettenti dovuti a pesi morti, forzamenti di montaggio, impedite dilatazioni termiche, ecc.

Il carico P si determina immediatamente una volta nota la tensione assiale σ_T con la relazione seguente:

$$(5.7) P = \sigma_T \left[\pi \left(R_{ex}^2 - R_{in}^2 \right) \right]$$

dove:

 σ_T : è la tensione assiale

 R_{ex} : è il raggio esterno della tubazione;

 R_{in} : è il raggio interno della tubazione;

In una tubazione, la tensione assiale σ_T risulta la metà della tensione circonferenziale σ_{θ} :

(5.8)
$$\sigma_T = 0.5 \cdot \sigma_\theta$$

La tensione circonferenziale si calcola una volta nota la geometria e la pressione esistente all'interno della tubazione utilizzando l'espressione seguente:

(5.9)
$$\sigma_{\theta} = \frac{p_0 \cdot R_{ex}}{t}$$

dove:

 p_0 : è la pressione interna di progetto;

 R_{ex} : è il raggio esterno della tubazione;

t: è lo spessore nominale della tubazione;

Se si sostituiscono la (5.8) e (5.9) nella (5.7), si ottiene:

(5.10)
$$P = 0.5 \frac{p_0 R_{ex}}{t} \left[\pi \left(R_{ex}^2 - R_{in}^2 \right) \right]$$

L'intensità dei momenti flettenti, invece, non può essere determinata se non si dispone del *layout* del sistema di tubazioni in esame su cui effettuare un'analisi delle sollecitazioni.

Per questo motivo, nello svolgimento dell'analisi, i momenti flettenti sono stati trattati come un parametro indipendente.

Per determinare un *range* di variabilità realistico di tali sollecitazioni si è fatto ricorso alle norme ASME III-Nuclear Components

Esse stabiliscono che le Intensità di tensione primarie devono soddisfare la relazione seguente

$$(5.11) 0.5 \cdot \frac{p_0 \cdot R_{ex}}{t} + \frac{R_{ex}}{I} \cdot M_i \le 1.5 \cdot S_m$$

dove:

 p_0 : è la pressione interna di progetto;

 R_{ex} : è il raggio esterno della tubazione;

t: è lo spessore nominale della tubazione;

 M_i : è il momento risultante dovuto alla combinazione dei carichi meccanici di progetto;

I: è il momento d'inerzia;

 S_m : è la Stress Intensity ammissibile alla temperatura di progetto.

Le norme ASME III, inoltre, stabiliscono che l'Intensità di tensione dovuta alle tensioni primarie membranali generali non possa superare l'Intensità di tensione ammissibile del materiale.

Di conseguenza, deve risultare soddisfatta la relazione seguente:

(5.12)
$$\sigma_{\theta} = \frac{p_0 \cdot R_{ex}}{t} \le S_m$$

Nel caso in cui la tubazione sia progettata con il minimo spessore di progetto, risulta:

$$\frac{p_0 \cdot R_{ex}}{t} = S_m$$

Se si sostituisce la (5.13) nella (5.11) si ottiene:

(5.14)
$$0.5 \cdot S_m + \frac{R_{ex}}{I} \cdot M_i \le 1.5 \cdot S_m$$

Il secondo termine a primo membro della (5.14) costituisce la tensione generata alla fibra esterna della sezione del tubo dal carico di flessione, per cui dalla (5.14) si ottiene che la massima tensione di flessione alla fibra esterna non può superare:

$$\sigma_{h \max} = 1.0 \cdot S_m$$

Una volta stabilita la massima tensione flessionale, è possibile determinare il massimo momento flettente, dato che le due quantità sono legate dalla relazione seguente:

$$M_{\text{max}} = \frac{I}{R_{ex}} \cdot \sigma_{b \text{ max}}$$

Ai fini dello sviluppo dei DV, sono state considerate le tensioni flessionali alla fibra esterna riportate in Tabella 5.8.

Tensione flessionale alla fibra esterna (% S_{m})									
10	10 25 50 75 100								

Tabella 5.8 Tensioni flessionali alla fibra esterna della sezione della tubazione (espresse in percentuale di S_m) utilizzate nello sviluppo dei DV

5.2.5 Calcolo della dimensione rilevabile della fessura.

Il calcolo della DLC, richiede l'accoppiamento di un modello termo-fluido-dinamico in grado di prevedere la portata di efflusso attraverso la fessura e di un modello di calcolo del COD utilizzato per descrivere la deformazione della sezione della fessura causata dai carichi applicati alla tubazione.

Questi due modelli sono implementati nel codice SQUIRT versione 2.4 (Capitolo 4) utilizzato per il calcolo della dimensione rilevabile della fessura.

Tale codice utilizza il modello di Henry-Fauske per descrivere l'efflusso bifase del fluido in condizioni di portata critica, la relazione di Von Karman per determinare il fattore di attrito *f*, ed il modello GE/EPRI per il calcolo del COD.

Il codice SQUIRT richiede i seguenti dati in ingresso:

- 1) proprietà meccaniche del materiale (tensione di snervamento, tensione di rottura e coefficienti dell'equazione di RO);
- 2) geometria della tubazione (diametro esterno e spessore);
- 3) intensità dei carichi applicati (tensione di trazione e momento flettente);
- 4) proprietà di stagnazione del fluido (pressione, temperatura, titolo per fluido saturo);
- 5) morfologia della fessura (rugosità superficiale, lunghezza effettiva della fessura e numero di *velocity heads*¹ perse per unità di lunghezza della fessura);
- 6) portata di efflusso che si desidera avere attraverso il condotto.

Lo studio parametrico svolto ha coinvolto 8 materiali diversi. Per ognuno di essi si sono presi in esame 4 diametri esterni e 2 spessori della tubazione in 5 diverse condizioni di carico per un totale di $8\cdot 4\cdot 2\cdot 5=320$ files di input prodotti per il codice SQUIRT.

Le proprietà meccaniche di ogni materiale sono riportate in Tabella 5.2, mentre i diametri esterni e gli spessori della tubazione sono riportati in Tabella 5.5, Tabella 5.6 e Tabella 5.7, rispettivamente. L'intensità dei carichi applicati si calcola tramite le relazioni (5.10) e (5.16). Le proprietà di stagnazione del fluido sono definite dalla (5.4) mentre la rugosità superficiale R, la lunghezza effettiva della fessura L_a e il numero di curve per unità di lunghezza n_t presenti lungo il condotto di efflusso sono

¹ Una *velocity head* corrisponde ad $(1/2)\rho w^2$ con ρ densità dell'acqua e w velocità media del fluido nella sezione del condotto.

calcolati utilizzando il modello di Rudland, Wilkowski e Scott [8] con i parametri riportati Tabella 5.4.

Rimane da definire l'ultimo dato di input costituito dalla portata di efflusso che si vuole imporre attraverso il canale. Tale portata deve essere scelta in base alla sensibilità degli strumenti di monitoraggio presenti sull'Impianto.

Attualmente, i sistemi di rilevazione installati all'interno della struttura di contenimento, sono in grado di rilevare perdite di 3.8 l/min. Lo Standard Review Plan 3.6.3 impone di utilizzare un fattore di sicurezza 10 sulla portata rilevabile dagli strumenti di misura, perciò, in tutte le analisi effettuate si è imposta una portata di efflusso attraverso il condotto pari a 38 l/min.

I risultati prodotti dal codice SQUIRT sono riportati nelle Figure 5.4-5.11 seguenti.

Ogni grafico riporta in ascissa la massima tensione flessione alla fibra esterna della sezione della conduttura (espressa in percentuale dell'Intensità di tensione ammissibile del materiale) ed in ordinata la lunghezza rilevabile della fessura in mm. Su ogni diagramma sono riportate due serie di curve contraddistinte dai colori nero e rosso. Ciascuna serie è costituita da quattro curve, una per ciascuno dei diametri esterni della tubazione riportati in Tabella 5.5. Le curve in nero riportano la DLC per tubazioni aventi lo spessore minimo di progetto t_m , mentre quelle in rosso riportano la DLC per spessori di $1.25t_m$.

Indipendentemente dal materiale considerato, a parità di geometria della tubazione (diametro esterno e spessore), le curve della DLC presentano un andamento decrescente all'aumentare della sollecitazione applicata alla tubazione. Ciò è dovuto al fatto che la variazione delle sollecitazioni applicate alla tubazione determina la variazione della geometria del condotto di efflusso.

Lungo ogni curva a geometria costante, infatti, si ha che la lunghezza L del condotto rimane costante e pari allo spessore del tubo, ma il COD e , quindi, l'area d'efflusso aumenta al crescere della tensione applicata. Ne deriva un aumento del diametro idraulico D_H che se non compensato da una riduzione della lunghezza della fessura porterebbe ad avere portate d'efflusso superiori ai 38 l/min imposti a causa della riduzione nelle perdite di carico che si accompagna all'aumento di D_H .

A parità di tensione flessionale massima, invece, si nota un aumento della DLC con l'aumentare del diametro esterno della tubazione. Le tubazioni di diametro più grande, infatti, necessitano di uno spessore più elevato per resistere alla medesima pressione di progetto p_0 (si vedano a questo proposito la Tabella 5.6 e la Tabella

5.7). Questo aumento di spessore si traduce dal punto di vista fluidodinamico in un aumento della lunghezza L del condotto. Ciò causa un incremento delle perdite di carico distribuite che a parità di portata di efflusso, può essere compensato solamente dall'aumento del diametro idraulico legato all'aumento della lunghezza della fessura. I grafici della DLC, inoltre, mostrano che per le tubazioni aventi diametro esterno di 1000 mm e spessore pari al minimo spessore di progetto e per le tubazioni aventi diametro esterno di 700 mm e spessore pari a 1.25 volte lo spessore di progetto, le lunghezze rilevabili risultano praticamente coincidenti al variare della tensione flessionale.

Dalla Tabella 5.6 e dalla Tabella 5.7, si nota che le due tubazioni possiedono effettivamente spessori molto prossimi. Tuttavia, le tubazioni da 700 mm, hanno uno spessore inferiore a quelle da 1000 mm. Ciò comporta minori cadute di pressione nell'efflusso del fluido attraverso lo spessore di tale tubazione, per cui. ci si aspetterebbe, che la curva DLC per la tubazione da 700 mm fosse posta più in basso rispetto a quella per la tubazione da 1000 mm. Bisogna, però, considerare che l'aumento dello spessore della tubazione causa, a parità di pressione interna, una diminuzione della tensione di trazione assiale, per cui si verifica una diminuzione del COD che deve essere compensata dall'aumento della dimensione rilevabile della fessura per garantire l'efflusso di 38 l/min.

I grafici, evidenziano che il gap esistente tra le DLC tende ad attenuarsi all'aumentare della sollecitazione flessionale applicata alla tubazione. Ciò è dovuto al fatto che il continuo aumento della sezione di efflusso del condotto legato all'aumento della sollecitazione applicata, fa sì che la lunghezza L del condotto abbia un impatto sempre meno importante sulle perdite di carico, e quindi le fessure tendono ad avere lunghezze sempre più prossime.

Da ultimo, si riportano alcune interessanti considerazioni riguardo ai valori numerici delle lunghezze delle DLC. I grafici mostrano che le lunghezze rilevabili delle fessure variano tra 250 mm e 500 mm alle condizioni di carico più basse (10% S_m), e tra 100 mm e 250 mm alle condizioni di carico più elevate (100% S_m).

Tendenzialmente, alle condizioni di carico inferiori a 20- $30\%S_m$, le DLC più piccole si hanno per i materiali che possiedono le tensioni di snervamento (e quindi le S_m) più elevate. La relazione (5.6), infatti, mostra che, a parità di pressione e diametro esterno, all'aumentare dell'Intensità di tensione ammissibile del materiale, è possibile fabbricare tubazioni con spessori più piccoli. Si ha, così, una riduzione

della lunghezza L del condotto, che permette di raggiungere portate di 38 l/min con lunghezze della fessura minori. A tensioni flessionali superiori a 80- $90\%S_m$, invece, si nota che le DLC più piccole si verificano per materiali che possiedono i coefficienti α ed n di RO più elevati. Ciò è dovuto al fatto che elevati α ed n significano, a parità di tensione, elevate deformazioni plastiche all'apice della fessura, che permettono di avere aree di efflusso più grandi con DLC più piccole.

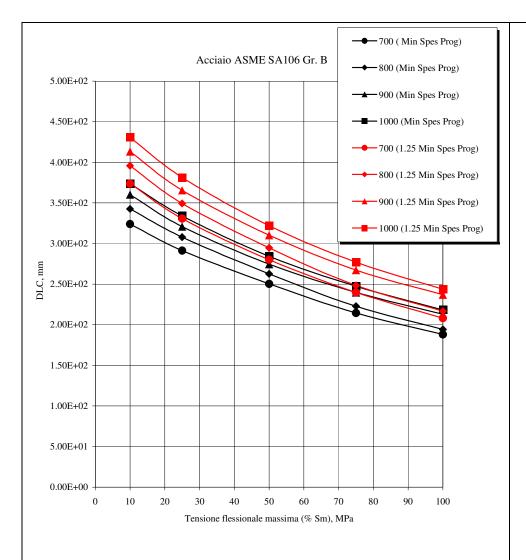


Figura 5.4 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA106 Gr. B.

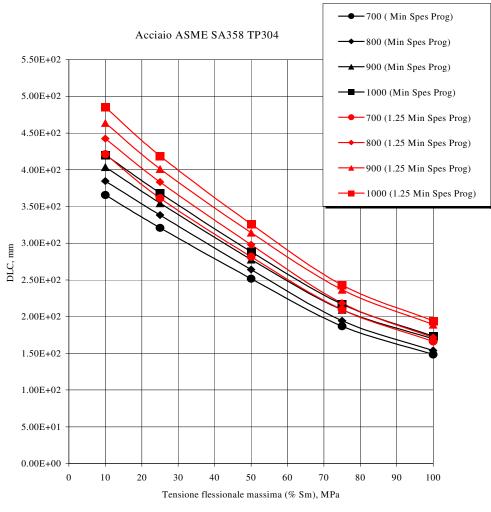


Figura 5.5 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA358 TP304.

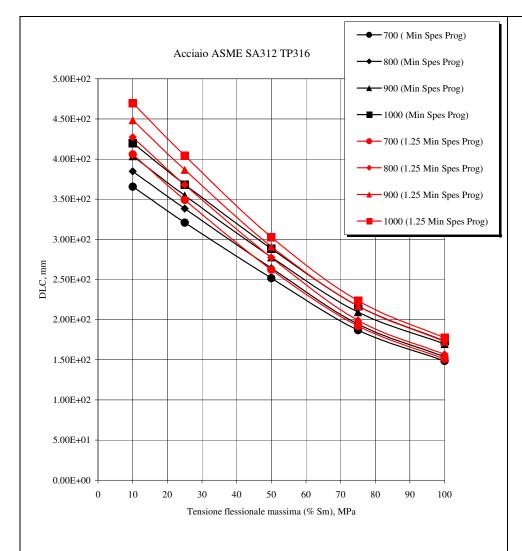


Figura 5.6 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA312 TP316.

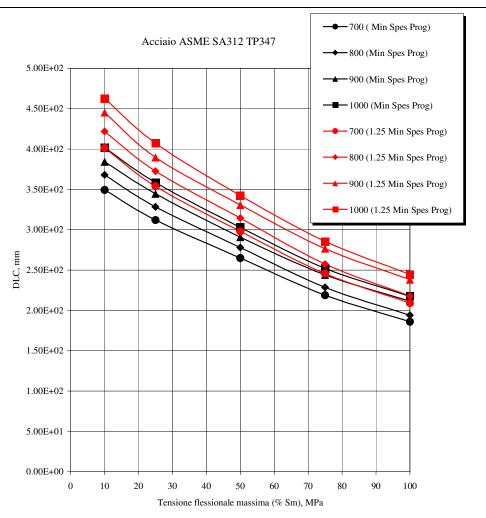


Figura 5.7 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA312 TP347.

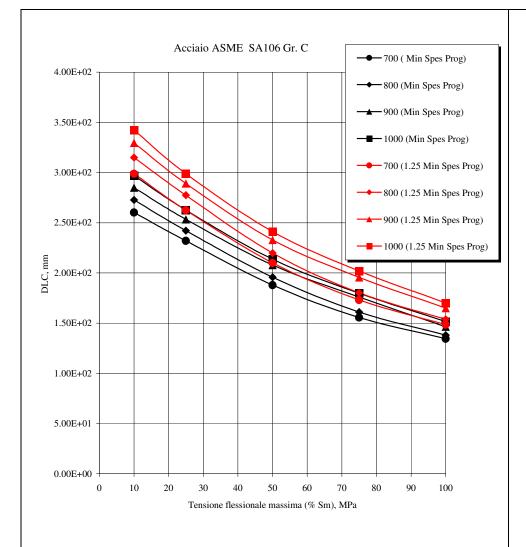


Figura 5.8 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA106 Gr. C.

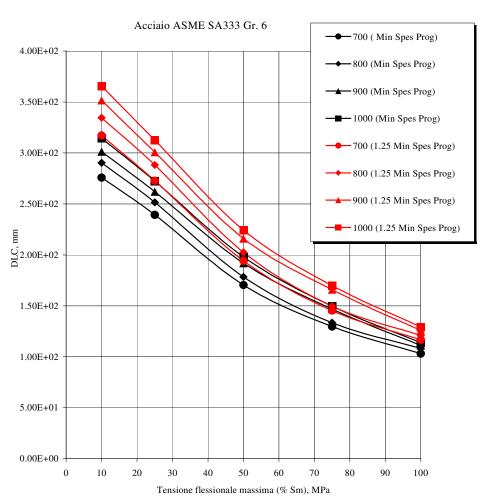


Figura 5.9 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA333 Gr. 6.

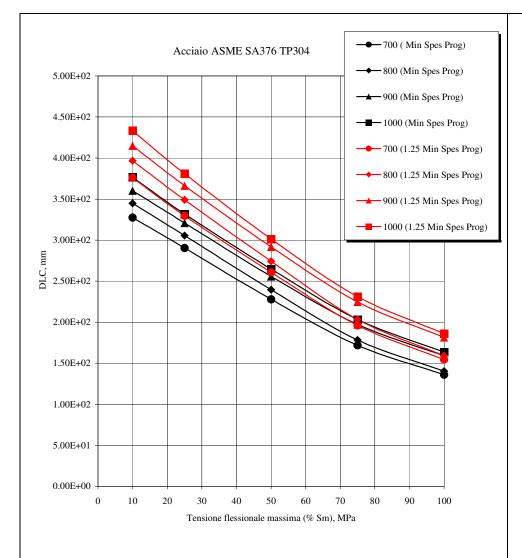


Figura 5.10 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA376 TP304.

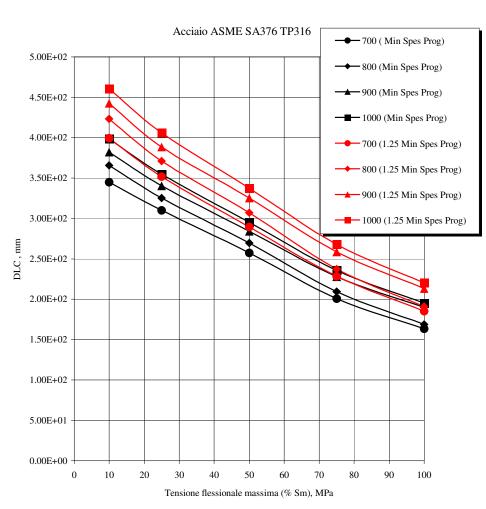


Figura 5.11 Andamento della DLC in funzione dell'Intensità di tensione ammissibile per acciaio ASME SA376 TP316.

Figura 5. 4Figura 5. 5Figura 5. 6Figura 5. 7Figura 5. 8Figura 5. 9Figura 5. 10Figura 5. 11

5.2.6 Calcolo dell'integrale *J*.

L'integrale *J* misura l'energia rilasciata dal sistema (Capitolo 3).durante la fase di avanzamento della frattura e rappresenta, quindi, un parametro di importanza fondamentale in meccanica della frattura. Il suo confronto con la *resistenza alla frattura* del materiale, infatti, consente di stabilire se essa è in grado di propagarsi oppure no.

Come illustrato al Capitolo 3, in letteratura sono disponibili diversi modelli di calcolo di *J*; alcuni di essi sono di derivazione numerica (GE/EPRI, ERS), altri sono stati sviluppati combinando i risultati forniti da modelli analitici e da modelli numerici (LBB.ENG2, LBB.ENG3), ed altri ancora sono modelli completamente analitici (Paris/Tada).

In questa analisi, per il calcolo dell'integrale *J*, è stato utilizzato il modello *Enhanced Reference Stress* (ERS).

Esso è stato preferito agli altri modelli per due ragioni:

- non richiede la conoscenza di funzioni di influenza da determinarsi con analisi
 agli elementi finiti (Appendice C). Le funzioni di influenza, infatti, sono
 disponibili solamente per un numero limitato di geometrie, condizioni di carico e
 proprietà del materiale (Capitolo 3), per cui è necessario effettuare interpolazioni
 multiple per ricavare quelle relative al caso di interesse e questa operazione
 risulta fonte di errori;
- permette di descrivere il comportamento meccanico del materiale utilizzando direttamente la curva effettiva tensione-deformazione. Viene, così, eliminata l'operazione fit della curva tensione-deformazione tramite la legge di RO che costituisce, spesso, una schematizzazione carente del reale comportamento del materiale.

Il metodo ERS (Capitolo 3), dispone di due opzioni per il calcolo di *J*:

- *Opzione 1*;
- Opzione 2.

In questa analisi si è fatto ricorso all'*Opzione 1*, dato che, come mostra la Figura 5.12, essa consente di ottenere risultati per l'andamento dell'integrale *J* più accurati (l' accuratezza dei risultati è valutata rispetto ai dati ricavati da analisi agli elementi finiti).

La tubazione presa a riferimento in Figura 5.12 ha diametro esterno D_{ex} =355.6 mm e spessore t=35.7 mm, è fabbricata in acciaio ASME SA312 TP316 ed è sottoposta ad un carico di trazione P originato da una pressione interna p_0 =17.5 MPa.

Le Figura 5.12 (a) e (b), riportano, rispettivamente, i risultati ottenuti ipotizzando una fessura passante di semiampiezza 72 deg e 22.5 deg.

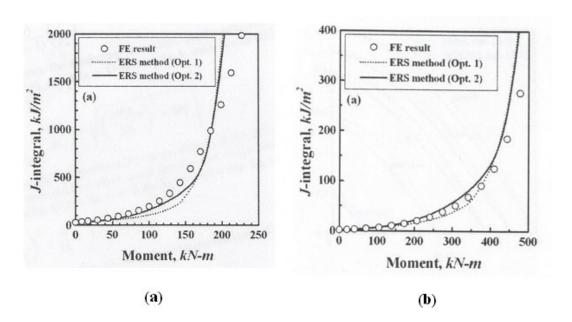


Figura 5.12 Andamento dell'integrale J in funzione del momento flettente applicato per (a) θ =72 deg e (b) θ =22.5 deg [9].

5.2.7 Analisi di stabilità della fessura con il metodo J/T.

Per effettuare un' analisi di stabilità della TWC, è necessario disporre dei seguenti dati di input:

- modello di calcolo della *forza motrice J*;
- valore della resistenza alla frattura del materiale;
- definizione di un criterio di instabilità.

La relazione che si utilizzata per calcolare la *forza motrice*, è stata già illustrata nel paragrafo precedente, per cui di seguito ci si sofferma sugli altri due aspetti sopra indicati.

Per i materiali duttili, la *resistenza alla frattura* J_R tende a crescere durante l'evoluzione del processo di frattura (Figura 5.2). Questo fatto consente l'avvio di fenomeni di frattura stabili, dato che la fessura è costretta ad arrestare la sua avanzata

nel momento in cui la *forza motrice* diventa più piccola dell'energia J_R necessaria alla frattura del materiale.

I risultati sperimentali, mostrano che il valore assunto da J_R durante la fase di accrescimento della fessura, non dipende dalla lunghezza iniziale della fessura, ma solamente della variazione di lunghezza Δa della fessura, per cui la curva J_R può essere convenientemente schematizzata utilizzando la legge di potenza seguente:

$$(5.17) J_{R}(\Delta a) = J_{L} + C(\Delta a)^{m}$$

I parametri J_{IC} , C, ed m sono riportati in Tabella 5.2 per i vari materiali.

Una volta che si dispone di una relazione per il calcolo della forza motrice J e di una relazione per il calcolo della resistenza alla frattura del materiale J_R , rimane da definire un criterio di instabilità. Tale criterio deve stabilire la relazione che intercorre tra J e J_R nel momento in cui si verifica la propagazione instabile del difetto. In questo lavoro è stato impiegato il criterio di instabilità del J integral e del Tearing modulus (criterio J/T). Esso stabilisce che l'instabilità si verifica nel momento in cui si raggiunge la condizione di tangenza tra la curva J e la curva J_R . In termini matematici, devono risultare verificate le due condizioni seguenti:

(5.18)
$$\begin{cases} J(a) = J_R(a) \\ \left(\frac{dJ}{da}\right)_a = \left(\frac{dJ_R}{da}\right)_a \end{cases}$$

dove a è la semilunghezza della fessura.

Il significato fisico della (5.18) è illustrato graficamente nella Figura 5.13. Il raggiungimento della condizione di tangenza indica che da questo punto in poi, l'energia liberata durante il processo di frattura risulta sempre superiore a quella indispensabile alla frattura del materiale, per cui non è più possibile arrestare l'accrescimento della fessura.

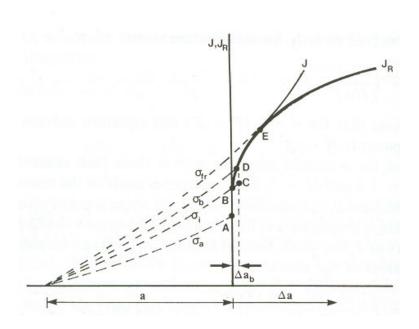


Figura 5.13 Illustrazione del criterio di instabilità nel metodo J/T. [7]

Per determinare il carico critico M_{cr} che soddisfa le (5.18), è stato utilizzato il programma FORTRAN TWCC.

Esso necessita dei seguenti dati di ingresso:

- 1) geometria della tubazione (diametro esterno e spessore);
- 2) condizioni di carico (carico di trazione generato dalla pressione interna e carichi meccanici di flessione);
- 3) lunghezza della fessura;
- 4) proprietà meccaniche del materiale (tensione di snervamento e di rottura, modulo di Young);
- 5) parametri della curva di tenacità del materiale (J_{IC}, C, m) .

Per ogni geometria della tubazione e per ogni condizione di carico di esercizio, sono state effettuata due analisi di stabilità, una utilizzando la lunghezza rilevabile della fessura DLC e l'altra utilizzando la lunghezza 2·DLC.

Lo *Standard Review Plan 3.6.3* [2], infatti, impone di verificare che oltre alla DLC, risulti stabile anche una ipotetica fessura avente una lunghezza doppia della DLC.

5.2.8 Calcolo del carico di collasso della tubazione con TWC.

Ogni componente strutturale, anche se non possiede alcun difetto, è in grado di sopportare un carico massimo M_L pari al carico che determina il collasso plastico

dell' intera sezione resistente. Per questo motivo, parallelamente ad ogni analisi di meccanica della frattura, è necessario effettuare un'analisi limite che permetta di valutare l'entità di M_L . In questo lavoro, il momento flettente di collasso per una tubazione soggetta ad un carico combinato di trazione e flessione, è stato calcolato utilizzando la relazione seguente [6]:

(5.19)
$$\begin{cases} M_{L} = 4\sigma_{coll}R_{m}^{2}t\left(\cos\beta - \frac{1}{2}\sin\theta\right) \\ \sigma_{coll} = \frac{\sigma_{y} + \sigma_{u}}{2} \\ \beta = \frac{\theta}{2} + \frac{P}{4R_{m}t\sigma_{coll}} \end{cases}$$

dove:

 σ_{coll} : è la tensione di collasso del materiale;

 σ_y : è la tensione di snervamento del materiale;

 σ_u : è la tensione di rottura del materiale;

 R_m : è il raggio medio della tubazione;

t: è lo spesore della tubazione;

 θ : è la semiampiezza della fessura;

P: è il carico di trazione generato dalla pressione interna.

5.2.9 Determinazione del massimo carico M_{SSE}.

Le parti di un Impianto Nucleare rilevanti ai fini della sicurezza, devono essere realizzate in modo tale da resistere agli effetti conseguenti al terremoto base di progetto affinchè possa essere garantito lo spegnimento del reattore ed il suo mantenimento in condizioni di sicurezza. Il massimo carico sismico di progetto viene solitamente indicato con $M_{\rm SSE}$.

Lo *Standard Review Plan 3.6.3* [2], impone di verificare che il difetto presente nella tubazione non si propaghi catastroficamente qualora ai carichi previsti durante il normale esercizio M_{NOC} vadano ad aggiungersi le sollecitazioni di origine sismica M_{SSE} .

In particolare, è necessario verificare la stabilità della tubazione nelle due condizioni seguenti:

- 1) la fessura passante ha lunghezza DLC e la tubazione è soggetta ad un carico complessivo $M_{totale1} = \sqrt{2} [M_{NOC} + M_{SSE1}]$ (in questa verifica si introduce un fattore di sicurezza $\sqrt{2}$ sul carico applicato alla tubazione);
- 2) la fessura passante ha lunghezza 2·DLC e la tubazione è soggetta ad un carico complessivo $M_{totale2} = [M_{NOC} + M_{SSE2}]$ (in questa verifica si introduce un fattore di sicurezza 2 sulla dimensione rilevabile della fessura).

Dal punto di vista dello sviluppo di un DV, risulta fondamentale quantificare l'entità del massimo carico sismico ammissibile M_{SSEi} (i=1,2) che può essere applicato alla tubazione facendo sì che i criteri di LBB 1) e 2) risultino entrambi verificati.

Il massimo carico sismico si ricava dalla 1) e dalla 2) sostituendo a $M_{totale1}$ ed a $M_{totale2}$ rispettivamente i carichi critici M_{cr1} e M_{cr2} determinati con il programma TWCC. Si ottiene, così, che il massimo carico sismico ammesso per le condizioni 1) e 2) vale:

(5.20)
$$M_{SSE1} = \frac{M_{cr1}}{\sqrt{2}} - M_{NOC}$$

$$(5.21) M_{SSE2} = M_{cr2} - M_{NOC}$$

Se nelle relazioni (5.20) e (5.21) si sostituiscono i carichi di esercizio forniti dalla (5.16) si ottengono i valori di M_{SSEI} e M_{SSE2} ; il più piccolo di questi due carichi costituisce il massimo carico sismico M_{SSE}^* che può essere applicato alla tubazione senza che se ne abbia la rottura catastrofica per frattura.

Tuttavia, non è detto che M_{SSE}^* rappresenti il *reale* carico sismico che la tubazione può sopportare. Rimane, infatti, da verificare se la frattura instabile è preceduta dal collasso plastico della sezione resistente della tubazione. Bisogna, quindi, determinare il massimo carico sismico M_{SSE}^{coll} che causa il collasso plastico della tubazione. A tal fine è sufficiente sottrarre al carico di collasso M_L fornito dalla (5.19), i carichi normali di esercizio M_{NOC} definiti dalla (5.16).

Si ottiene, così, che il massimo carico sismico che provoca il collasso plastico della tubazione vale:

$$M_{SSE}^{coll} = M_L - M_{NOC}$$

A questo punto, il carico più piccolo tra M_{SSE}^* e M_{SSE}^{coll} rappresenta il *reale* massimo carico sismico ammissibile M_{SSE} che la tubazione può sostenere.

5.2.10 I Diagrammi di Valutazione.

In questo paragrafo sono riportati i Diagrammi di Valutazione sviluppati seguendo la procedura sopra esposta.

Tali diagrammi, sono organizzati nel modo seguente: per ogni acciaio si riporta in ascissa la tensione flessionale valutata alla fibra esterna della sezione della tubazione ed espressa in percentuale dell'Intensità di tensione ammissibile del materiale.

Questa sollecitazione è originata dai carichi applicati alla tubazione in condizioni normali di esercizio.

In ordinata, è indicato il massimo carico sismico M_{SSE} che la tubazione può sostenere senza che se ne verifichi il collasso plastico o la rottura catastrofica per frattura.

Su ogni DV, sono riportate 4 curve in nero e 4 curve in rosso.

In ciascun gruppo di curve, il parametro variabile è rappresentato dal diametro esterno della tubazione. Tuttavia, le curve in nero sono riferite a tubazioni aventi uno spessore pari al minimo spessore di progetto t_m , quelle in rosso, invece, sono riferite a tubazioni aventi uno spessore pari a $1.25 \cdot t_m$.

I DV ottenuti possono essere suddivisi in due categorie a seconda dell'andamento posseduto dalle curve del massimo carico sismico ammissibile: *Categoria 1* e *Categoria 2*. I diagrammi di valutazione della *Categoria 1* possono essere ulteriormente suddivisi in due sottocategorie: *Categoria 1-A* e *Categoria 1-B*.

Della Categoria 1-A fanno parte gli acciai ASME SA106 Gr.B (Figura 5.14), ASME SA350 TP304 (Figura 5.15), ASME SA312 TP316 (Figura 5.16) e ASME SA312 TP347 (Figura 5.17); della Categoria 1-B fanno parte gli acciai ASME SA106 Gr.C (Figura 5.18) e ASME SA333 Gr.6 (Figura 5.19), e della Categoria 2 fanno parte gli acciai ASME SA376 TP304 (Figura 5.20) e ASME SA 376 TP316 (Figura 5.21).

Per gli acciai della Categoria 1-A, la condizione di failure è sempre costituita dalla frattura instabile del materiale, per cui il massimo carico sismico è fornito dal carico minore che si ottiene dalle relazioni (5.20), (5.21).

Ciò è dovuto alla combinazione tra le ottime proprietà meccaniche del materiale (σ_{coll} compresa tra 280-374 MPa -Tabella 5.2), che rendono molto elevati i carichi di collasso plastico della sezione resistente, e le non eccelse proprietà di tenacità alla frattura (J_{IC} compresa tra 116-252 kJ/m^2 -Tabella 5.2).

I DV di questi materiali presentano diverse caratteristiche comuni.

Si nota che a tensioni superiori al $50\%S_m$, si verifica un aumento della pendenza della curva M_{SSE} indipendentemente dalla geometria considerata. Tale comportamento è dovuto al fatto che per le lunghezze più elevate della DLC (e quindi per li velli di tensione minori), è la condizione (5.21) su 2·DLC a dover essere soddisfatta per garantire la stabilità della fessura. Al diminuire della lunghezza della DLC (e quindi per li velli di tensione più elevati), invece, prevale la condizione (5.23) sulla DLC, per cui si assiste ad una rapida diminuzione del massimo carico sismico ammissibile dovuta all'introduzione del fattore di sicurezza 1.4 imposto al carico critico.

A parità di tensione flessionale, si ha che all'aumentare del diametro esterno della tubazione aumenta anche il massimo carico sismico sostenibile.

L'incremento del diametro esterno, infatti, causa l'aumento dell'area della sezione del tubo, per cui è necessario disporre di una quantità di energia sempre maggiore per causare la frattura del materiale.

Inoltre, all'aumentare del diametro esterno, si verifica un divario sempre maggiore del carico sismico sostenibile nel passaggio dallo spessore t_m allo spessore $1.25 \cdot t_m$.

Anche la spiegazione di questo comportamento è da ricercarsi nell'aumento dell'area della sezione della tubazione. Infatti, l'incremento dello spessore del 25%, causa un incremento sempre maggiore dell'area della sezione della tubazione all'aumentare del diametro esterno, per cui per avere l'avanzamento della cricca è necessario disporre di J (e quindi di un carico) più elevati.

I DV mostrano notevoli escursioni del massimi carico sismico sostenibile al variare del materiale considerato. L'acciaio ASME SA106 Gr.B, ad esempio, è in grado di sopportare carichi massimi variabili (a seconda della geometria) tra $6.3 \cdot 10^8 - 4.16 \cdot 10^9$ *N-mm* ad una tensione di $10\%S_m$. L'acciaio ASME SA358 TP304, sviluppa carichi massimi variabili tra $5.2 \cdot 10^8 - 3.3 \cdot 10^9$ *N-mm* ad una tensione di $50\%S_m$. L'acciaio ASME SA312 TP316, sviluppa carichi massimi variabili tra $1.0 \cdot 10^9 - 5.0 \cdot 10^9$ *N-mm* ad una tensione di $50\%S_m$. L'acciaio ASME SA312 TP347, sviluppa carichi massimi variabili tra $5.3 \cdot 10^8 - 3.9 \cdot 10^9$ *N-mm* ad una tensione di $25\%S_m$.

Questa variabilità, è dovuta alla combinazione tra proprietà meccaniche (in particolare tensione di snervamento σ_y e parametri α ed n) e tenacità del materiale (parametri J_{IC} , C ed m).

Si confrontino, ad esempio, gli acciai ASME SA312 TP316 ed ASME SA312 TP347. Questi due materiali, possiedono una tensione di snervamento quasi identica (Tabella 5.2), il che significa che per tensioni flessionali inferiori a 20- $30\%S_m$, essi possiedono DLC quasi identiche (Figure 5.6 e 5.7). Si nota, tuttavia, già da tensioni poco superori a $10\%S_m$, che l'acciaio TP316, è in grado di sopportare carichi molto più elevati. Questo comportamento, dipende dalle caratteristiche della curva J_R , ed in particolare dal coefficiente C che risulta S volte quello dell'acciaio SA347. Ciò causa, a parità di incremento della fessura, un aumento maggiore della tenacità dell'acciaio SA316 e quindi, l'avanzamento del difetto richiede un'energia maggiore e perciò un carico superiore applicato alla tubazione.

Inoltre, si nota che l'acciaio TP316, rispetto al TP347, non presenta, al variare della tensione flessionale, grande variabilità nel massimo carico sostenibile. Ciò è legato alla maggiore tenacità alla frattura di questo materiale, ma anche alla combinazione dei parametri α ed n, che fa sì che ad elevate tensioni flessionali, la DLC dell'acciaio TP316 risulti sempre circa 50 mm minore della DLC dell'acciaio TP347 (Figure 5.6 e 5.7).

Anche per gli acciai della Categoria 1-B, la condizione di failure è costituita dalla frattura instabile del materiale. Tuttavia, rispetto a quelli della Categoria 1-A già a tensioni poco superiori al $15\%S_m$, si verifica una rapida diminuzione del massimo carico sismico ammissibile. Esso, infatti è determinato, già a bassi livelli di tensione, dalla condizione (5.20) sulla DLC.

L'acciaio ASME SA106 Gr.C e l'acciaio ASME SA333 Gr.6 mostrano un andamento molto simile per il massimo carico sismico sostenibile. Esso varia da $1.0 \cdot 10^9~N \cdot mm$ a $6.0 \cdot 10^9~N \cdot mm$ a $10\% S_m$ e da $3.0 \cdot 10^8~N \cdot mm$ a $2.0 \cdot 10^9~N \cdot mm$ a $100\% S_m$. Questo analogo comportamento, è dovuto al fatto che i due materiali possiedono proprietà meccaniche e di tenacità alla frattura molto simili (Tabella 5.2). I materiali di questa categoria sono in grado di sopportare carichi sismici più elevati, rispetto agli acciai della *Categoria 1-A*, su tutto il *range* di variazione della tensione flessionale. Agli acciai della *Categoria 1-B*, infatti, a causa dell'elevata tensione di snervamento (superiore a 240~MPa), si associano le DLC più piccole (Figure 5.8~e

5.9) e un'ottima tenacità alla frattura ($J_{IC}>400~KJ/m^2$). Ciò, rende necessari elevati valori di J (e quindi elevati carichi applicati) per causare l'avanzamento della fessura. Per gli acciai della Categoria~2, la condizione di failure, è rappresentata dal collasso plastico della sezione resistente del materiale, per cui il massimo carico sismico sostenibile si ricava con la relazione (5.22). Questi materiali, infatti, possiedono una tensione di collasso non eccelsa (σ_{coll} compresa tra 260 e 300 MPa) ed ottime proprietà di tenacità alla frattura ($J_{IC}=847.274~kJ/m^2$).

I DV di questi materiali, mostrano che a parità di dimetro esterno della tubazione, l'aumento dello spessore non comporta un aumento sensibile del carico sismico sostenibile fino a tensioni minori di $30\%S_m$. Questo comportamento dipende dalle considerazioni seguenti: l'intensità del carico di collasso è funzione della geometria della tubazione, della lunghezza della fessura passante, delle proprietà meccaniche del materiale e del carico di trazione applicato alla tubazione (come mostra la (5.19)). A parità di diametro esterno della tubazione, l'aumento di spessore comporta l'aumento del carico di collasso e la diminuzione del carico di trazione P (dato che la pressione p_0 è mantenuta costante), fattori questi che comportano una maggior capacità della tubazione la capacità di sostenere momenti flettenti. Tuttavia, l'aumento di spessore determina un aumento della lunghezza della DLC (circa 50 mm alle tensioni più basse (Figure 5.10 e 5.11) che compensa gli effetti benefici legati all' aumento di spessore. Inoltre i grafici sono tracciati a tensione flessionale costante, il che causa per le tubazioni a spessore maggiore un aumento del momento flettente applicato M_{NOC} e quindi una diminuzione del massimo carico sismico ammissibile fornito dalla (5.22).

A tensioni superiori al 30%S, si ha il distaccamento tra le curve a spessore diverso. In questo caso, infatti, il divario esistente tra la DLC allo spessore t_m e la DLC allo spessore t_m scende a circa $20 \ mm$ (Figure 5.10 e 5.11), il che fa sì che l'aumento di spessore comporti un effettivo aumento del carico di collasso sostenibile dalla tubazione.

I DV, inoltre, mostrano che a parità di tensione flessionale applicata, si ha un aumento del carico sismico sostenibile. Ciò è dovuto al fatto che l'aumento di area della sezione causa l'aumento del carico di collasso della tubazione, più che compensando l'aumento della DLC, del carico *P* e del momento flettente applicato.

L'acciaio ASME SA376 TP304 è in grado di sopportare carichi sismici che variano, secondo la geometria considerata, da valori di $5 \cdot 10^8 - 4 \cdot 10^9 \ N \cdot mm$ alla tensione di $10\% S_m$ a valori di $1 \cdot 10^9 - 4.5 \cdot 10^9 \ N \cdot mm$ alla tensione del $75\% S_m$.

L'acciaio ASME SA376 TP316, è in grado di sopportare carichi sismici che variano, secondo la geometria considerata, da valori di $6.5 \cdot 10^8 - 4.3 \cdot 10^9 \ N \cdot mm$ alla tensione di $10\% S_m$ a valori di $1.2 \cdot 10^9 - 5 \cdot 10^9 \ N \cdot mm \ N \cdot mm$ alla tensione del $75\% S_m$.

L'acciaio TP316, è in grado di sostenere carichi sismici superiori a quelli dell'acciaio TP304 pur avendo DLC più elevate (Figure 5.10 e 5.11), per le ragioni seguenti: possiede una maggiore tensione di collasso σ_{coll} e uno spessore più elevato (dovuto alla minore σ_{v}).

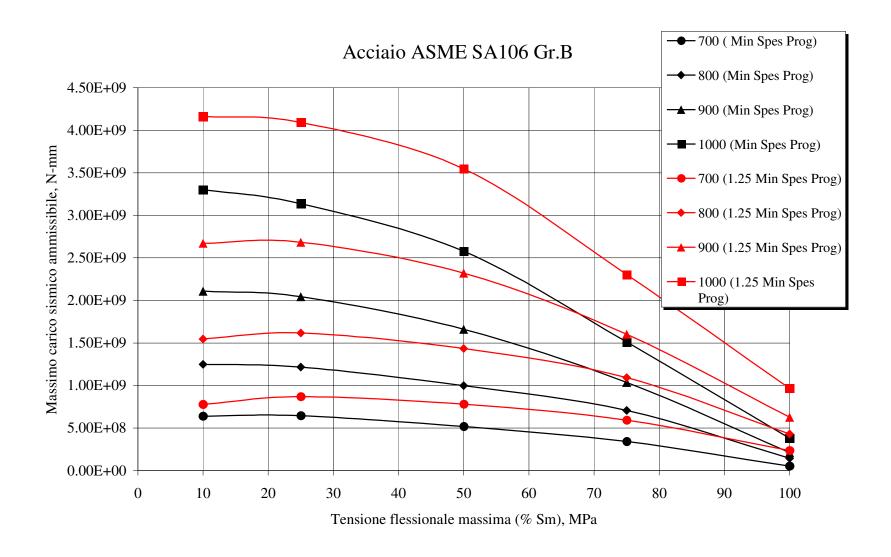


Figura 5.14 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA106 Gr.B.

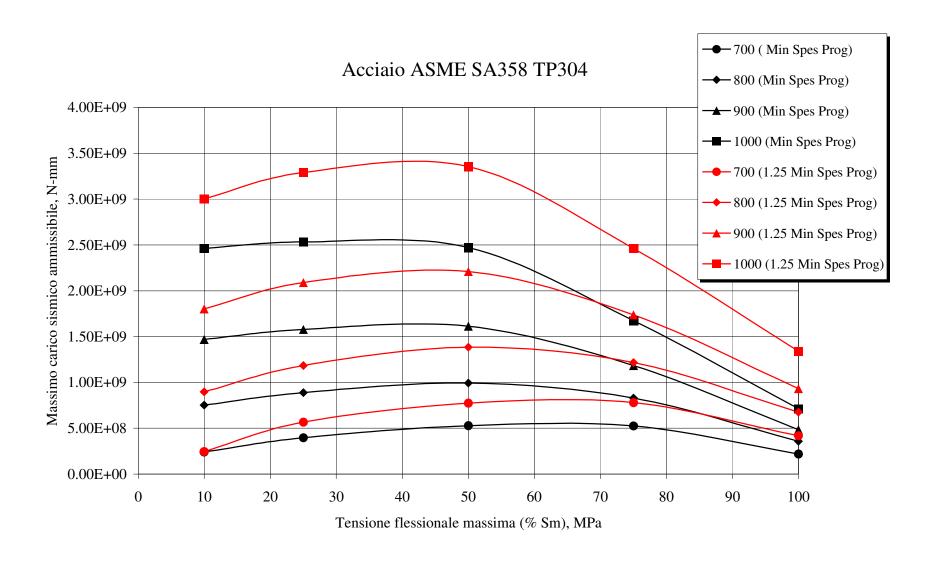


Figura 5.15 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA358 TP304.

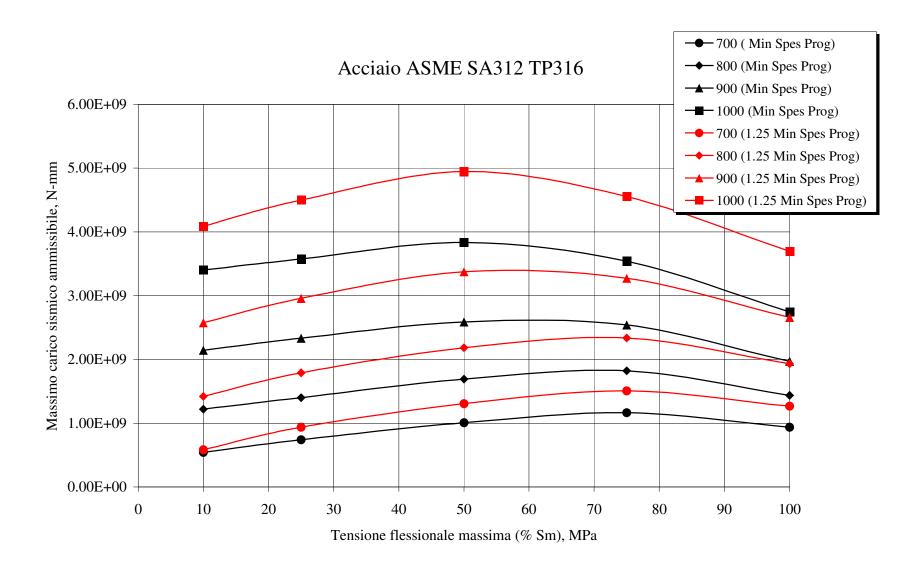


Figura 5.16 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA312 TP316.

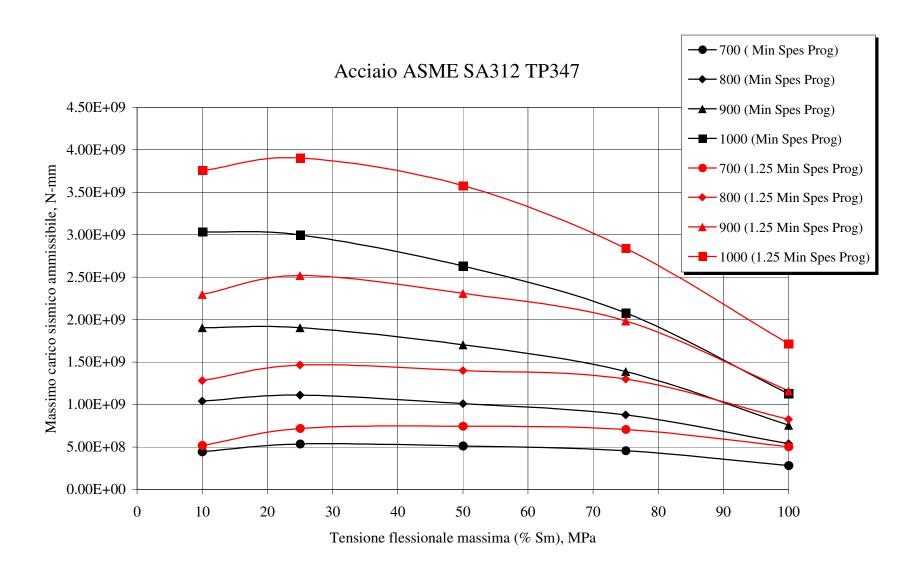


Figura 5.17 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA312 TP347.

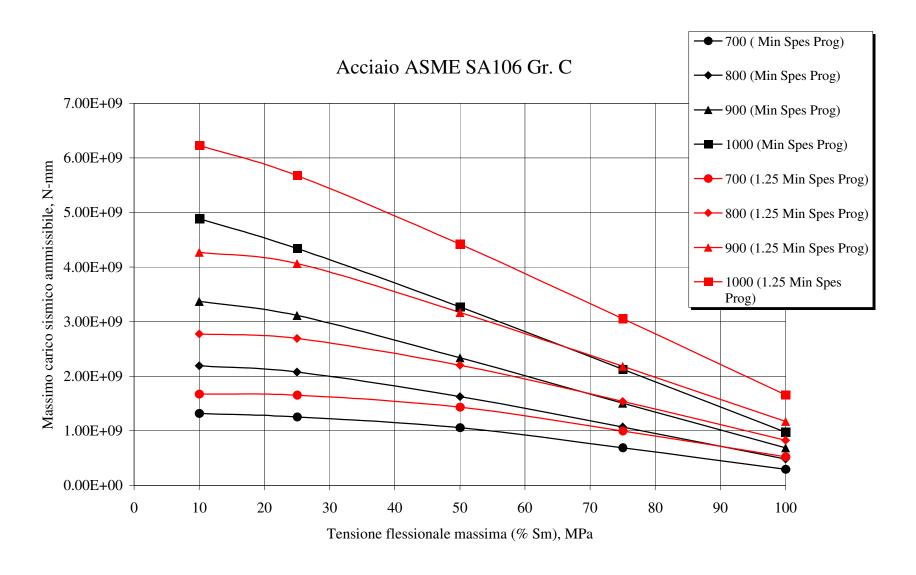


Figura 5.18 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA106 Gr.C.

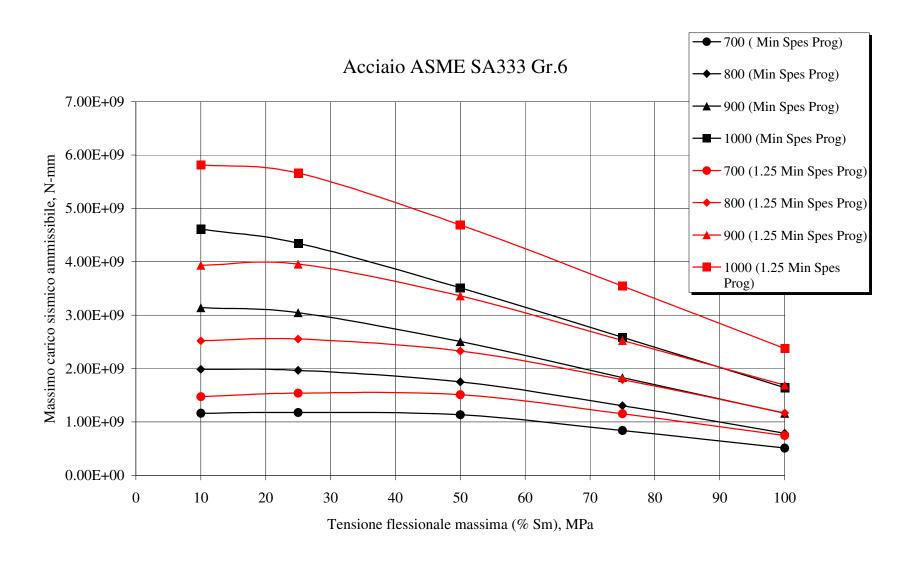


Figura 5.19 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA333 Gr.6.

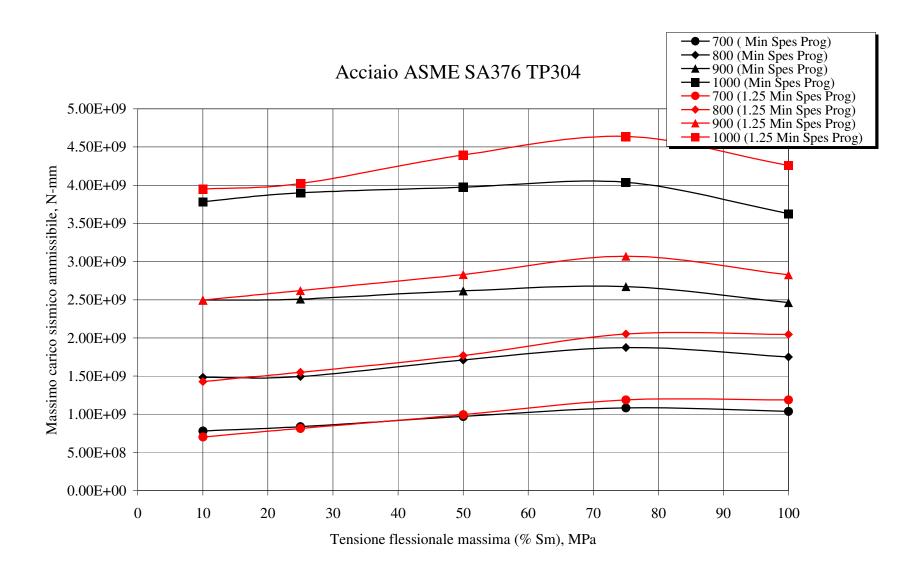


Figura 5.20 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA376 TP304.

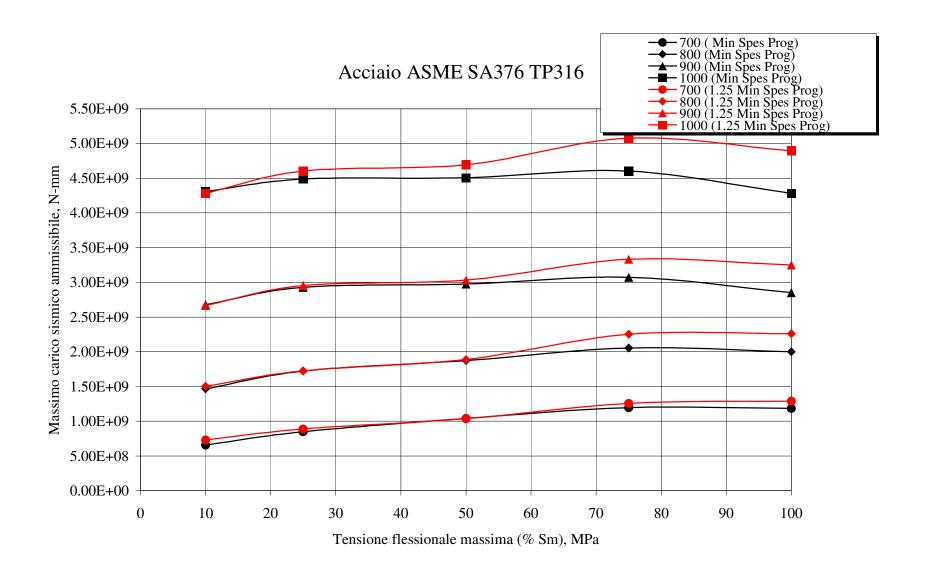


Figura 5.21 Massimo carico sismico ammissibile in funzione della tensione flessionale massima per l'acciaio ASME SA376 TP316.

Bibliografia.

- [1] The Pipe Break Task Group, "Evaluation of potential for pipe breaks", *NUREG-1061*, vol.3, November 1984.
- [2] NRC, The USNRC Federal Register, "LBB evaluation procedures", *Standard Review Plan 3.6.3*, vol.52, No. 167, USNRC, August 1987.
- [3] Y. J. Kim, Y. Z. Lee, N. S. Huh, C. R. Pyo, J. S. Yang, "Development of modified piping evaluation diagram for leak-before-break application to Korean next generation reactor", *Nuclear Engineering and Design*, 1999, 191: 135-145.
- [4] K. S. Chang, "Uncertainty Analysis of Leak Rate Calculation through Pipes and Slits", *Annals of Nuclear Engineering*, 1999, 26: 41-422.
- [5] D. L. Rudland, G. Wilkowski, P. Scott, *Effects of crack morphology parameters on leak-rate calculations il LBB evaluations*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 79: 99-102, 2002.
- [6] Takahashi Y., "Evaluation of Leak-Before Break Assessment Methodology for Pipes with a Circumferential Through-Wall Crack. Part I: Stress Intensity Factor and Limit Load Solutions", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2002: 79, 385-392.
- [7] Broek D., *The Practical Use of Fracture Mechanics*, Kluwer Academic Publishers, Netherlands, 1989.
- [8] D. L. Rudland, G. Wilkowski, P. Scott, Effects of crack morphology parameters on leak-rate calculations il LBB evaluations. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 79: 99-102, 2002.
- [9] Kim Y. J., Huh N. S., Kim Y. J., "Reference stress based elastic-plastic fracture analysis for circumferential through-wall cracked pipes under combined tension and bending", *Engineering Fracture Mechanics*, 2002: 69, 367-388.