



Ricerca di Sistema elettrico

Indagine sulla sicurezza delle centrali
frontaliere distanti meno di 200 km dal
territorio nazionale: analisi del problema
nell'acciaio dei generatori di vapore
riscontrato in alcuni impianti frontaliere

Federico Rocchi, Paolo Bartolomei

INDAGINE SULLA SICUREZZA DELLE CENTRALI FRONTALIERE DISTANTI MENO DI 200 KM DAL TERRITORIO NAZIONALE: ANALISI DEL PROBLEMA NELL'ACCIAIO DEI GENERATORI DI VAPORE RICONTRATO IN ALCUNI IMPIANTI FRONTALIERI

Federico Rocchi, Paolo Bartolomei (ENEA)

Settembre 2017

Report Ricerca di Sistema Elettrico

Accordo di Programma Ministero dello Sviluppo Economico - ENEA

Piano Annuale di Realizzazione 2016

Area: Generazione di energia elettrica con basse emissioni di carbonio

Progetto: Sviluppo competenze scientifiche nel campo della sicurezza nucleare e collaborazione ai programmi internazionali per il nucleare di IV generazione

Obiettivo: Safety assessment e valutazioni di impatto

Responsabile del Progetto: Federico Rocchi, ENEA

Title

Indagine sulla sicurezza delle centrali frontaliere distanti meno di 200 km dal territorio nazionale: analisi del problema nell'acciaio dei generatori di vapore riscontrato in alcuni impianti frontaliere.

Descrittori

Tipologia del documento: Rapporto Tecnico

Collocazione contrattuale: Accordo di programma ENEA-MSE su sicurezza nucleare e reattori di IV generazione

Argomenti trattati: Generatori di Vapore, Segregazione maggiore di carbonio, Transizione Duttile-Fragile, Centrali frontaliere

Sommario

Questo rapporto intende documentare il problema recentemente riscontrato negli acciai utilizzati per i fondi dei generatori di vapore di dodici impianti PWR francesi, sei dei quali a meno di 200 km di distanza dal confine nazionale, consistente in un tenore di carbonio superiore a quello consentito dalle normative di sicurezza. Il tenore misurato è tale infatti da far innalzare la temperatura di transizione fragile/duttile per questi componenti. Viene presentata la struttura dei generatori di vapore, il modo di costruire i fondi, le modalità di formazione di macrosegregazioni di carbonio, l'impatto che queste hanno sulla resistenza meccanica dei componenti, i metodi di misura adottati per valutare i tenori di carbonio, le conseguenze operative imposte sugli impianti per garantirne l'operatività in sicurezza, e lo stato attuale degli impianti coinvolti.

Note

Autori: F. Rocchi, P. Bartolomei

Copia n.
In carico a:

2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMISSIONE	20/11/2017	NOME	F. Rocchi	P. Meloni	F. Rocchi
			FIRMA	<i>Federico Rocchi</i>	<i>P. Meloni</i>	<i>Federico Rocchi</i>
REV.	DESCRIZIONE	DATA		REDAZIONE	CONVALIDA	APPROVAZIONE

Indice

Indice	2
1. Introduzione	3
2. I Generatori di Vapore	4
3. La Segregazione di Carbonio	5
4. Conseguenze di una Segregazione Maggiore di Carbonio	10
5. Le Unità impattate	16
6. Campagne di Misura	20
7. Analisi di Sicurezza	24
8. Prescrizioni IRSN	29
9. Lo Stato attuale degli Impianti	30
Bibliografia	31

1. Introduzione

Il 7 aprile 2015 l'ASN francese ha reso noto di aver condotto nell'ottobre 2014 dei test atti a verificare la conformità del coperchio e del fondo del vessel del reattore EPR in costruzione a Flamanville (Flamanville Unit 3); i risultati di tali test hanno mostrato delle anomalie del materiale usato per la realizzazione dei due componenti. Il quadro normativo francese per i componenti nucleari sotto pressione (Decreto 99-1046 del 13 dicembre 1999) stabilisce che i materiali destinati a componenti sotto pressione debbano essere sufficientemente duttili e tenaci, ovverosia debbano essere sufficientemente resilienti; per duttilità si intende la capacità di un materiale a deformarsi senza rompersi, per tenacità si intende la capacità di impedire la propagazione di una fessura od una frattura sotto vincolo meccanico; per resilienza si intende infine la capacità di un dato materiale ad assorbire energia sotto l'effetto di uno shock, sia esso di origine termica o puramente meccanica. I valori minimi che devono essere rispettati secondo la normativa, sono verificati mediante test di tipo distruttivo, tipicamente prove di trazione e di flessione per shock, su dei pezzi sacrificali. In particolare, i materiali da usare devono presentare un valore di energia di flessione per shock KV a 0 °C (test di Charpy) non inferiore a 60 J, come riferimento puntuale, e non inferiore a 80 J inteso come valor medio su una zona estesa. I risultati dei test condotti nel 2014 hanno mostrato che l'acciaio di cui sono costituiti i due componenti del vessel di Flamanville presenta un valore troppo basso di resilienza. Le prove sono state condotte da AREVA, come inizialmente proposto già nel 2012, sulla calotta superiore di un vessel analogo, destinato ad un'altra unità EPR negli Stati Uniti, mai realizzata, e prodotta con identico materiale ed identiche tecniche costruttive di quella dell'EPR di Flamanville. I risultati sono stati, nel quarto superiore di spessore, pari a 36, 52 e 48 J per i primi test, e pari a 47, 62 e 64 J per i contro-test, per una media complessiva di 51.5 J, assai inferiore al limite normativo. Assieme ai test meccanici, AREVA ha anche condotto analisi chimiche atte a misurare il tenore di carbonio in una carota di materiale prelevata sulla parte centrale della calotta stessa. Il tenore di carbonio, se troppo alto, è infatti responsabile di una scarsa resilienza degli acciai. I valori da prescrizione normativa non devono presentare tenori superiori allo 0.22%, quelli misurati hanno tuttavia mostrato un tenore dello 0.30%. E' stata dunque identificata la causa della scarsa resilienza del materiale in un troppo elevato tenore di carbonio nell'acciaio. Successivamente è stato anche identificato il motivo di una così alta concentrazione di carbonio: il processo di fabbricazione in fonderia del semilavorato non è stato effettuato con la cura e l'attenzione necessarie a prevenire la formazione di c.d. segregazioni maggiori. Tale processo consiste nel pressare un lingotto convenzionale (ovvero non a solidificazione direzionata) di forgia di 156 tonnellate circa, colato sotto vuoto per ottenere un disco di circa 450 mm di spessore utile, che viene successivamente trattato termicamente ed infine imbutito per ottenere una calotta sferica di 330 mm di spessore. Il raffreddamento del lingotto avviene dai bordi periferici verso il centro; questo implica la formazione, aumentando dal basso verso la sommità della calotta, di segregazioni maggiori di carbonio, ovvero di zone a tenore sempre più grande di carbonio che non viene eliminato durante il raffreddamento stesso. Tali zone ad elevata impurità di carbonio devono successivamente essere eliminate meccanicamente in modo che il semilavorato presenti zone estremamente ridotte in estensione di segregazioni maggiori.

Essendo giunti alla conclusione che la causa dei bassi valori di resilienza era una scarsa padronanza dei meccanismi di formazione delle segregazioni maggiori nei processi di forgiatura, l'ASN ha iniziato una serie di ispezioni alla fonderia Creusot Forge, sussidiaria di AREVA, ove i coperchi ed i fondi per l'EPR di Flamanville erano stati realizzati rispettivamente nel settembre del 2006 e nel gennaio del 2007.

Inoltre, sempre a seguito del riscontro di queste anomalie, l'ASN ha iniziato una serie sistematica di indagini su altri componenti del circuito primario realizzati negli anni per il parco francese sia dagli stabilimenti di Creusot Forge che da quelli giapponesi di JCFC (Japan Casting and Forging

Corporation), al fine di verificare il rispetto delle normative per i reattori già in esercizio. Da queste ispezioni è emerso che molti fondi primari di generatori di vapore presentano, nella zona centrale, concentrazioni importanti di carbonio. Per poter accertare se e quanto i limiti normativi fossero sorpassati per tali fondi primari, l'ASN ha ordinato il 18 ottobre 2016 l'arresto preventivo di dodici impianti (sette di tali impianti erano comunque già in arresto temporaneo per operazioni di manutenzione ordinaria):

- Bugey 4, 900 MWe
- Civaux 1, 1450 MWe
- Civaux 2, 1450 MWe
- Dampierre 3, 900 MWe
- Fessenheim 1, 900 MWe
- Gravelines 2, 900 MWe
- Gravelines 4, 900 MWe
- Saint-Laurent-des-Eaux B1, 900 MWe
- Tricastin 1, 900 MWe
- Tricastin 2, 900 MWe
- Tricastin 3, 900 MWe
- Tricastin 4, 900 MWe

Entro il 13 marzo 2017, tutti gli impianti arrestati sono stati autorizzati al riavvio, secondo le condizioni che saranno illustrate nel seguito. Tuttavia, nel periodo tra novembre 2016 e marzo 2017, l'arresto di impianti per una potenza complessiva di quasi 12 GWe ha comportato un grande aggravio dei costi dell'energia elettrica importata in Italia dalla Francia. Inoltre, sei (Bugey 4, Fessenheim 1, ed i quattro impianti di Tricastin) dei dodici impianti arrestati sono impianti frontalieri (ovvero a meno di 200 km di distanza) per l'Italia. Entrambi questi aspetti motivano e danno ragione d'essere alle analisi approfondite di questo Rapporto Tecnico, anche, se non soprattutto, per gli aspetti di sicurezza legati a tali impianti.

2. I Generatori di Vapore

Un generatore di vapore (GV) è uno scambiatore di calore tra l'acqua del circuito primario, portata ad alta temperatura (320 °C), e l'acqua del circuito secondario che subisce passaggio di stato alla fase vapore per alimentare poi il turboalternatore. Ogni GV è costituito da molte migliaia di tubi ad U (il c.d. fascio tubiero) che consentono lo scambio termico tra i fluidi termovettori dei due circuiti, primario e secondario. I reattori da 900 MWe hanno tipicamente 3 GV in parallelo, i reattori di potenza più elevata dispongono invece di 4 GV. Ognuno di essi è alto circa 20 m e pesa circa 300 tonnellate. I GV costituiscono una parte della seconda e della terza barriera della difesa in profondità e pertanto rappresentano una parte molto importante del circuito primario, assolvendo a due funzioni fondamentali: il raffreddamento del nocciolo ed il confinamento di radioisotopi.

Il c.d. *fondo primario* di un GV è un componente in acciaio avente la forma di una porzione di sfera situato alla base del GV stesso. In Fig. 1 e 2 è mostrato un GV ed il proprio fondo primario.

La *virola bassa* di un GV presenta la forma di un cilindro cavo di più di 4 m di altezza e di più di 3 m di diametro; essa costituisce la parte bassa della cinta esterna della parte secondaria di un GV; anch'essa è realizzata in acciaio.

In Fig. 3 sono mostrati ancora due disegni di un fondo primario con evidenziato in rosso la zona potenzialmente affetta da segregazione di carbonio. Analogamente in Fig. 4, ove sono altresì riportate le dimensioni in mm.

3. La Segregazione di Carbonio

Come già accennato nell'Introduzione, la segregazione di elementi minoritari, in particolare del carbonio, negli acciai, consiste nell'accumulo per diffusione, durante la fase di raffreddamento non uniforme di un semilavorato fuso e forgiato, degli elementi minoritari stessi in particolari zone del semilavorato stesso. Tali zone sono quelle che si raffreddano per ultime. Mentre il tenore locale di carbonio di un acciaio allo stato liquido può essere considerato pari al valor medio della concentrazione stessa, durante il raffreddamento non uniforme di semilavorati grossi e massicci la concentrazione locale risulterà non più pari al valor medio ma assumerà, a causa della migrazione per diffusione termica, valori inferiori o superiori al valor medio a seconda della posizione. Alla fine del raffreddamento, o comunque al raggiungimento di temperature per cui la diffusione termica non ha più effetto, il semilavorato sarà caratterizzato da zone a segregazione positiva, ove il tenore è maggiore del valor medio iniziale, e da zone a segregazione negativa, ove il tenore è minore del valor medio iniziale. La segregazione è poi detta maggiore (od anche "macro-segregazione") se è di entità elevata e di consistente estensione spaziale. Le zone non segregate vengono spesso dette zone "di ricetta" o "zone nominali". Al fine di evitare la presenza di zone a segregazione maggiore (positiva o negativa) di carbonio in semilavorati di acciaio da forgiatura di fusioni e colate massicce, si ricorre inevitabilmente all'asportazione meccanica delle zone stesse; i semilavorati devono pertanto essere opportunamente sovradimensionati, in modo che l'asportazione delle zone a segregazione non comporti l'impossibilità d'uso successivo dei semilavorati stessi. L'asportazione avviene in genere mediante taglio; la parte asportata è detta, in francese, *masselotte*. E' ovviamente possibile calcolare a priori l'entità dimensionale della masselotte in modo da ottimizzare i processi produttivi.

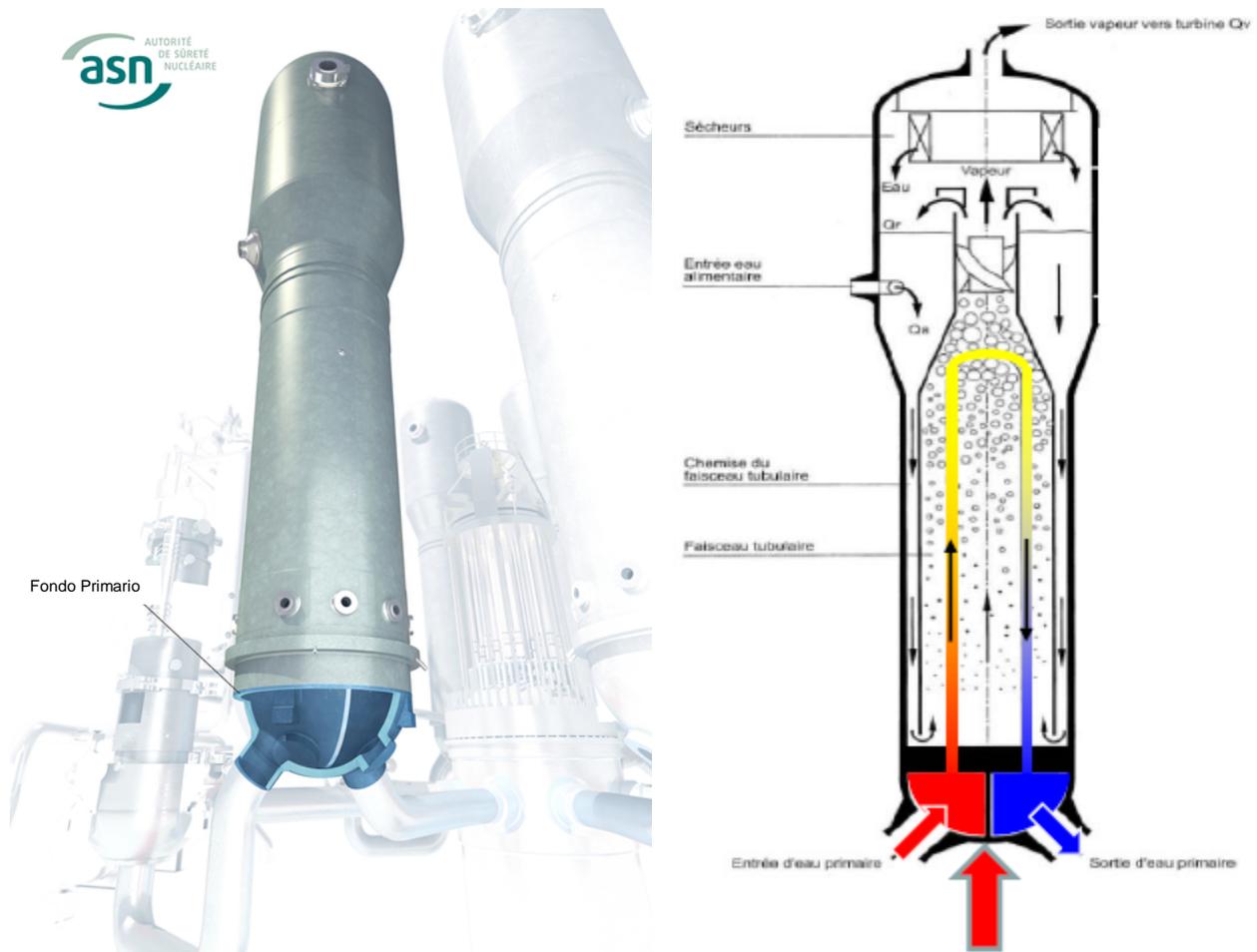


Fig. 1. Rendering CAD di un GV con indicazione del fondo primario (sinistra) e schema di un GV (destra).

Nelle zone a segregazione maggiore, le differenze relative di tenore di carbonio rispetto al valor medio nominale possono arrivare anche ad un +120% (segregazione positiva) o ad un -40% (segregazione negativa). In Fig. 5 è mostrato, sulla sinistra, uno schema di un pezzo di fusione con struttura macrografica¹ e mappa a colori della distribuzione non uniforme della concentrazione relativa di carbonio; si apprezza molto bene come la zona periferica in alto nella figura presenti segregazione maggiore positiva di carbonio, mentre quella periferica in basso segregazione maggiore negativa. In Fig. 6 è mostrato un semilavorato sacrificale massiccio che presenta nella zona superiore centrale un'evidente segregazione positiva di carbonio, messa in evidenza da una macrografia eseguita sullo spessore del pezzo, una volta tagliato in due metà. In questo caso la zona da escludere a causa del troppo elevato tenore di carbonio è pari a circa 1/3 dello spessore. In Fig. 7 ed 8 sono mostrati dei pezzi cilindrici massicci da fusione in acciaio, con indicazione delle rispettive masselottes. In Fig. 9 è mostrata una vista ravvicinata di un pezzo cilindrico in lavorazione.

¹ Si intende per macrografia un'osservazione a basso ingrandimento (max 30-40 ingrandimenti) di una zona di un semilavorato. Una delle tecniche macrografiche più comuni per mettere in risalto le zone di segregazione è la c.d. tiografia, od impronta allo zolfo di Baumann.



Crédit photo : ASN

Fig. 2. Foto di un GV, con in primo piano il fondo primario.

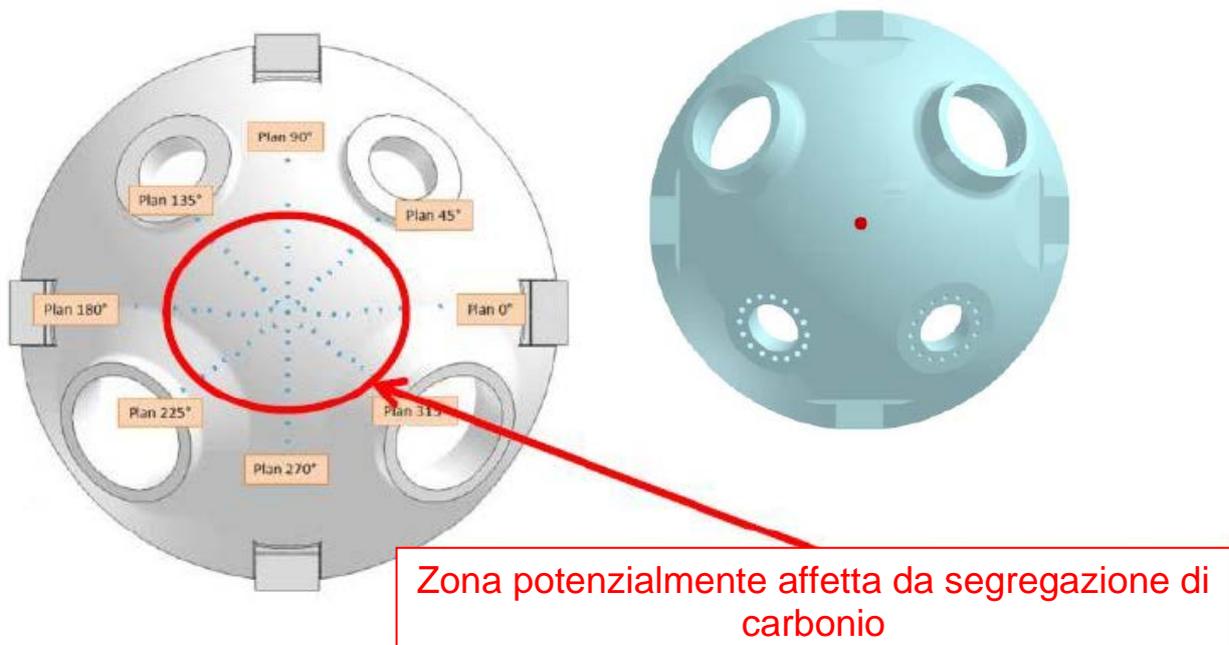


Fig. 3. Due rendering CAD di fondo primario con evidenziata in rosso la parte potenzialmente affetta da segregazione di carbonio.

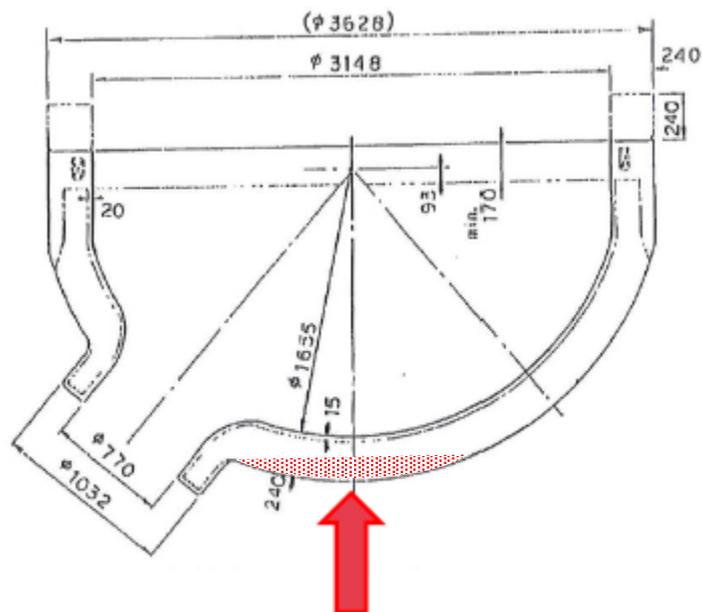


Fig. 4. Disegno di un fondo primario con indicazione delle misure in mm. La freccia rossa e la retinatura indicano la zona di potenziale segregazione.

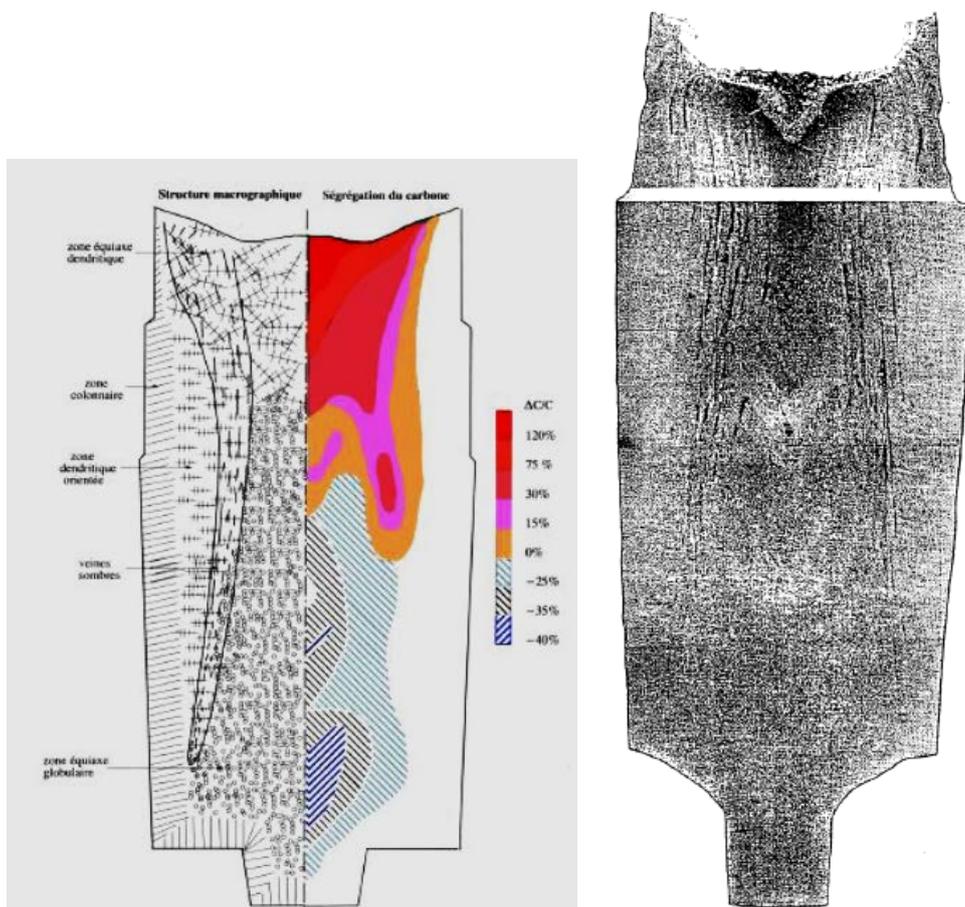


Fig. 5. Pezzo di fusione con struttura macrografica e mappa ad isocontenuto di carbonio (sinistra), e macrografia con impronta allo zolfo (o “di Baumann”) di un altro pezzo di fusione (destra).

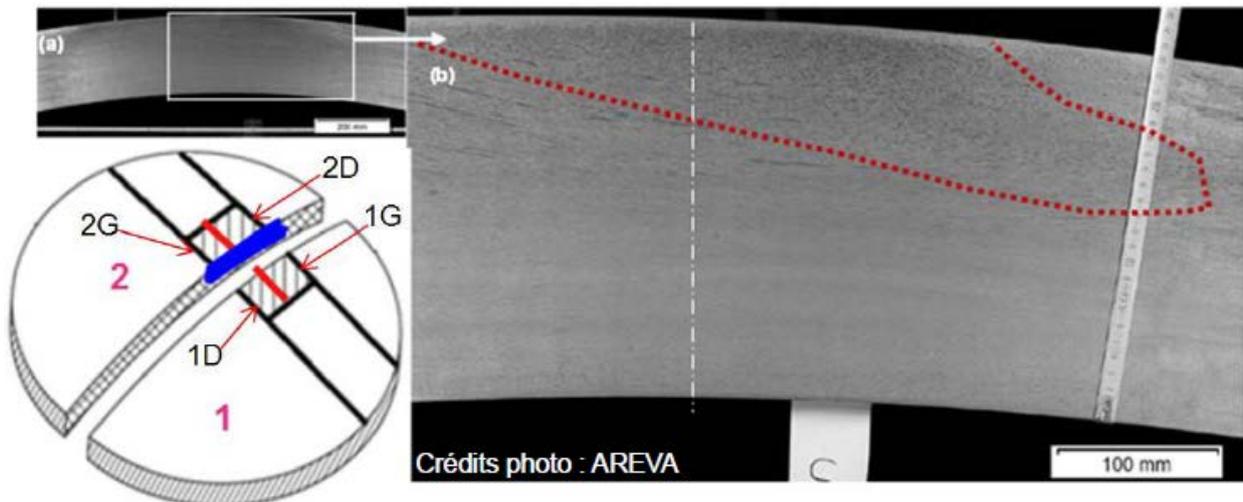


Fig. 6. Macrografia di Baumann (b) di una zona a segregazione positiva di carbonio nella parte superiore e centrale in un disco sacrificale in acciaio da 24 cm di spessore. In basso a sinistra è mostrato uno schema del semilavorato ove è indicata in blu la zona a segregazione positiva.



Fig. 7. Cilindro massiccio in acciaio: la masselotte è indicata nell'ellissi bianca.



Fig. 8. Cilindro cavo con masselotte indicata dalla freccia bianca (sinistra e centro) e sua lavorazione (destra) per allargamento del foro centrale.



Crédits photo : AREVA

Fig. 9. Lavorazione del foro centrale di cilindro massiccio in acciaio.

Un metodo per minimizzare la segregazione consiste nell'aumentare il tasso di raffreddamento del pezzo fuso, in modo da "congelare" il più possibile la composizione dell'acciaio al momento della colata, riducendo quindi il tempo durante il quale gli atomi di carbonio sono liberi di diffondere all'interno della fase liquida. Questo processo, se da un lato riduce di molto la segregazione, porta con sé inevitabilmente alla formazione di pericolosissime tensioni interne residue. Occorre allora rinvenire il semilavorato, al cui interno si sospetti l'esistenza di tensioni residue, tramite opportuni processi di tempra e di distensione termica a basse temperature e per lunghi periodi.

4. Conseguenze di una Segregazione Maggiore di Carbonio

Come già anticipato nell'Introduzione, una segregazione maggiore positiva di carbonio produce due effetti principali, ovvero un infragilimento localizzato, associato ad una riduzione di tenacità, ed una riduzione di resilienza.

La tenacità è definita come la capacità di assorbire energia di deformazione (intesa classicamente come integrale della tensione sulla deformazione) prima di arrivare a rottura. E' una misura della forza necessaria alla propagazione di una fessurazione. In Fig. 10 sono mostrati un andamento tipico del diagramma tensione-deformazione per materiali duttili o fragili (a sinistra), ed i modi di frattura di un provino sottoposto a trazione di materiali fragili (a), duttili (b) e molto duttili (c) (a destra). Si rammenta che l'energia di deformazione assorbita dal materiale prima di rompersi è data dall'area sottesa dalla curva tensione-deformazione nel relativo diagramma. Da Fig. 10 è evidente come un materiale duttile possa assorbire maggiore energia di deformazione rispetto ad un materiale fragile che, per contro, presenta tensioni di rottura più elevate.

La misura di tenacità avviene sottoponendo a trazione un provino al centro del quale è stata praticata una fessurazione molto sottile di lunghezza a , come mostrato in Fig. 11. La tenacità K (talvolta indicata con K_{IC} "static fracture toughness") è allora definita come:

$$K = \sigma_c \sqrt{\pi a}$$

essendo σ_c la tensione esercitata al momento della rottura del provino.

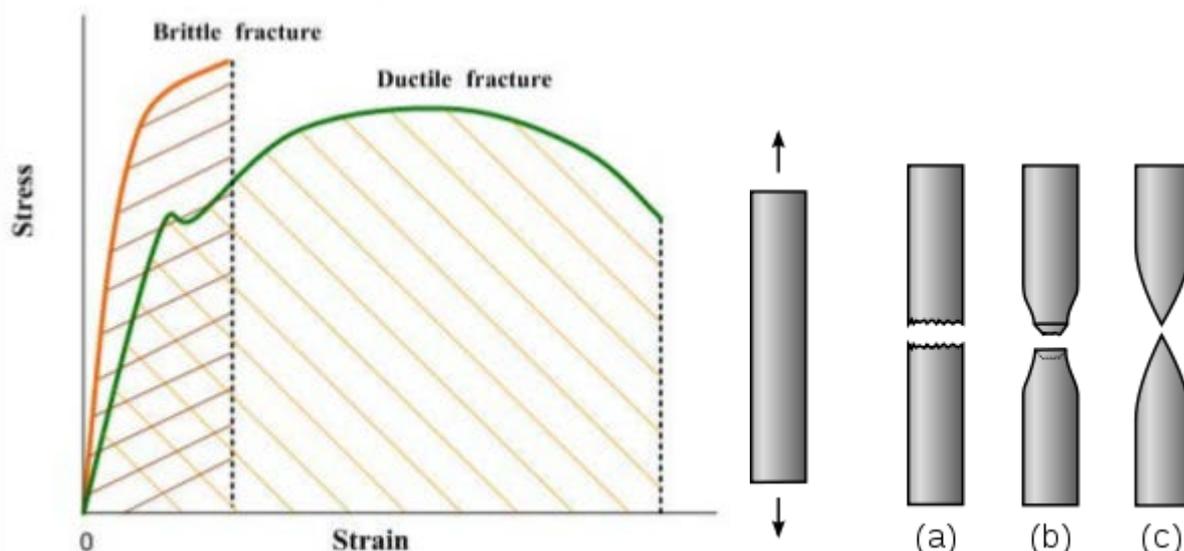


Fig. 10. Andamento tipico del diagramma tensione-deformazione per materiali duttili o fragili (a sinistra), e modi di frattura di un provino sottoposto a trazione di materiali fragili (a), duttili (b) e molto duttili (c) (a destra).

E' infatti dimostrabile che il prodotto tra tale tensione e la radice quadrata della lunghezza iniziale della fessurazione, ovvero la tenacità, è una costante del materiale, per una data temperatura. Tanto più estesa è la fessurazione iniziale, tanto minore sarà lo sforzo per propagarla ed arrivare alla rottura del provino, e viceversa.

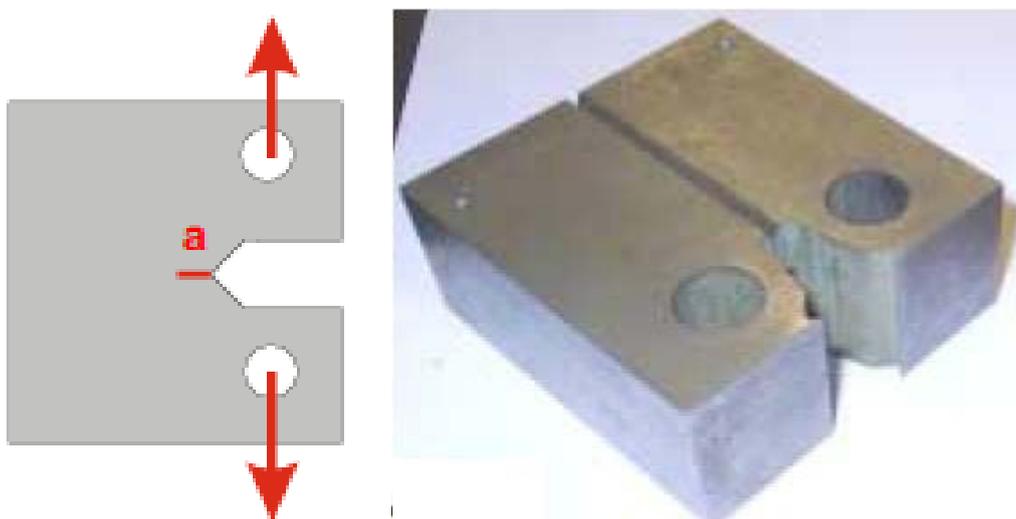


Fig. 11. Tipica forma di un provino per misure di tenacità.

Se a è misurata in m, la tenacità si misura allora in $\text{MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$.

Come detto, la tenacità varia al variare della temperatura; essa è infatti strettamente connessa alla duttilità e questa, a sua volta, dipende dalla temperatura. Un materiale non è sempre duttile o sempre fragile, ma il suo comportamento è dettato dalla temperatura di lavoro. Esiste infatti una temperatura RT_{NDT} (Reference Temperature for the Nil Ductility Transition), detta temperatura di transizione

duttile-fragile², al di sotto della quale il materiale ha un comportamento essenzialmente fragile, ed al di sopra della quale ha invece un comportamento essenzialmente duttile (si veda più sotto)³.

La temperatura di transizione RT_{NDT} non è costante, ma dipende da molti fattori, tra cui lo stato di irraggiamento neutronico, misurato in dpa, e la presenza di segregazioni maggiori di carbonio.

E' ben noto, essendo il problema principale dell'infragilimento dei vessel dei reattori nucleari a lungo tempo di vita, che l'irraggiamento neutronico produce, cumulandolo nel tempo e proporzionalmente alla fluenza neutronica stessa, un infragilimento degli acciai che è essenzialmente dovuto ad un aumento della temperatura di transizione; se tale temperatura aumenta, un componente avrà maggiori chances, una volta raffreddato per qualsivoglia ragione, di transire da duttile a fragile, in quanto il margine di temperatura tra temperatura attuale e temperatura di transizione si è ridotto.

In maniera del tutto analoga, una segregazione positiva di carbonio produce un aumento della temperatura di transizione e dunque una riduzione del margine di sicurezza rispetto all'infragilimento in caso di raffreddamento di un dato componente. I due effetti, quello dell'irraggiamento e quello della segregazione positiva di carbonio, ovviamente si sommano sinergicamente, cosicchè, qualora presenti simultaneamente, possono aggravarsi l'uno con l'altro producendo temperature di transizione sempre più alte. Nel seguito si farà riferimento sempre a situazioni riguardanti gli effetti della sola segregazione positiva di carbonio, ipotizzando che o la fluenza neutronica sia debole o trascurabile (ad esempio per i GV), oppure che essa sia ancora nulla in quanto si prende a riferimento l'inizio vita del componente (dpa nullo).

Il codice francese RCC-M (Règles de conception et de construction des matériels mécaniques des îlots nucléaires REP) di AFCEN, nell'Annesso ZG (ZG-6110) della versione del 2007, indica la seguente formula per calcolare la tenacità in $MPa \cdot \sqrt{m}$ per gli acciai ferritici debolmente legati in funzione di una temperatura di lavoro T espressa in °C:

$$K = 40 + 0.09 \cdot (T - RT_{NDT}) + 20 \cdot e^{0.038 \cdot (T - RT_{NDT})}$$

Tale formula è nota generalmente come "Master Curve"; è tale per cui quando $T = RT_{NDT}$ $K = 60$ $MPa \cdot \sqrt{m}$.

² Nella letteratura anglosassone tale temperatura è più spesso indicata come DBTT, Ductile-Brittle Transition Temperature.

³ La definizione precisa di RT_{NDT} è: quella temperatura che, incrementata di 33 °C, corrisponde ad un valore di 68 J di tenacità misurato con test di Charpy.

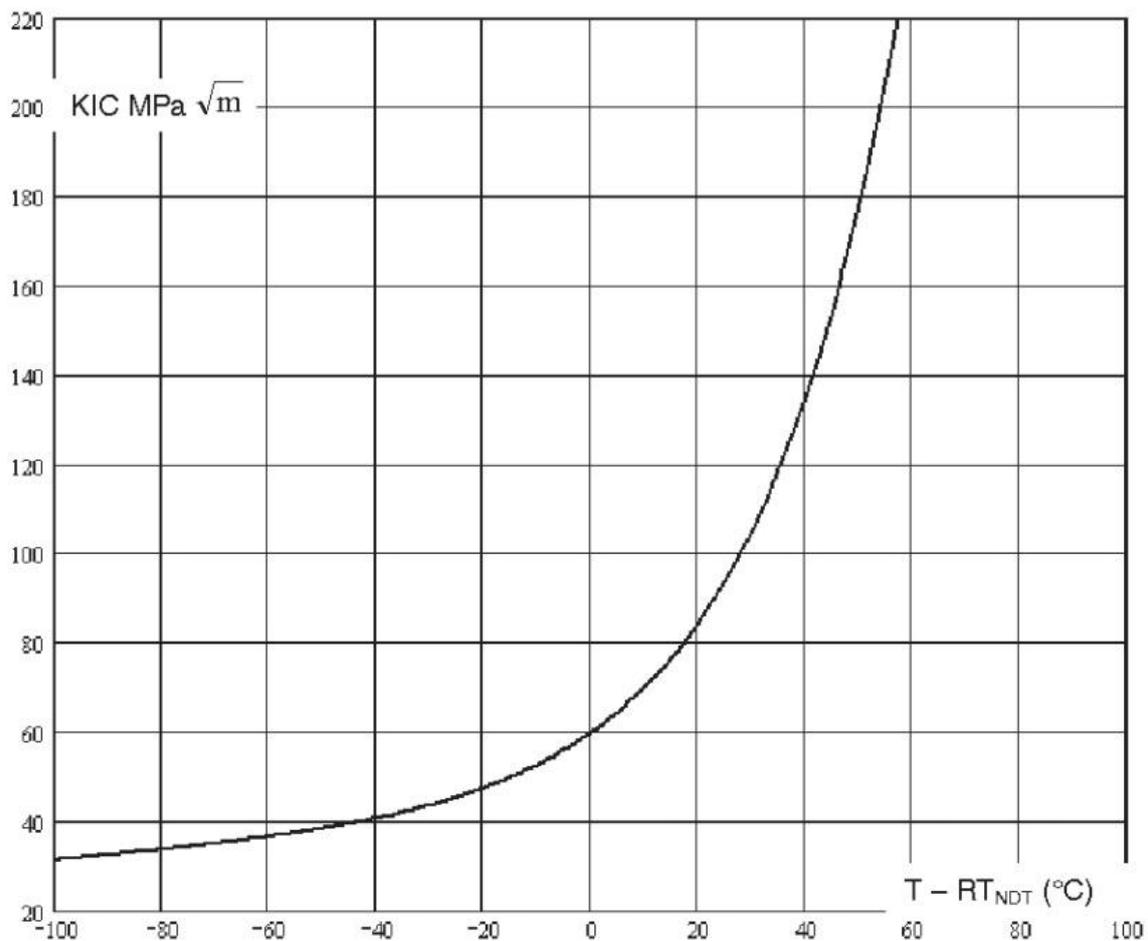


Fig. 12. RCC-M, Annesso ZG-6110: curva della tenacità di acciai debolmente legati (materiali M.2110 e M.2120) in funzione della differenza tra temperatura di lavoro e temperatura di transizione.

In Fig. 12 è riportata la curva della tenacità di acciai debolmente legati (in particolare per gli acciai M.2110 e M.2120) in funzione della differenza tra temperatura di lavoro e temperatura di transizione, secondo quanto riportato nell'Annesso ZG-6110 delle norme RCC-M dell'AFCEN. Si noti che tale curva è data sino a valori di RT_{NDT} di 100°C; valori superiori vengono considerati come "inusuali". La stessa normativa fornisce le seguenti prescrizioni per i valori minimi di tenacità:

$$K_{min} = \begin{cases} 20 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}} & \text{come valore minimo assoluto} \\ 28 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}} & \text{in caso di choc caldo} \end{cases}$$

Per completare il quadro occorre specificare una formula per stimare la variazione di RT_{NDT} con la concentrazione locale di carbonio. La formula usata da AREVA è la seguente:

$$RT_{NDT} = 70 + 11 \frac{(C-0.29\%)}{0.01\%} \text{ } ^\circ\text{C}$$

essendo C la concentrazione di carbonio in percentuale. Quando C = 0.29% (concentrazione misurata nel fondo e coperchio dell'EPR di Flamanville) allora RT_{NDT} = 70 °C. La relazione è lineare in C. In Fig. 13 sono mostrati, a titolo di esempio, tre andamenti della tenacità al variare della temperatura di

lavoro per tre diversi valori della temperatura di transizione; si nota molto bene come la tenacità, per temperature maggiori di circa 75 °C, cali molto all'aumentare della temperatura di transizione.

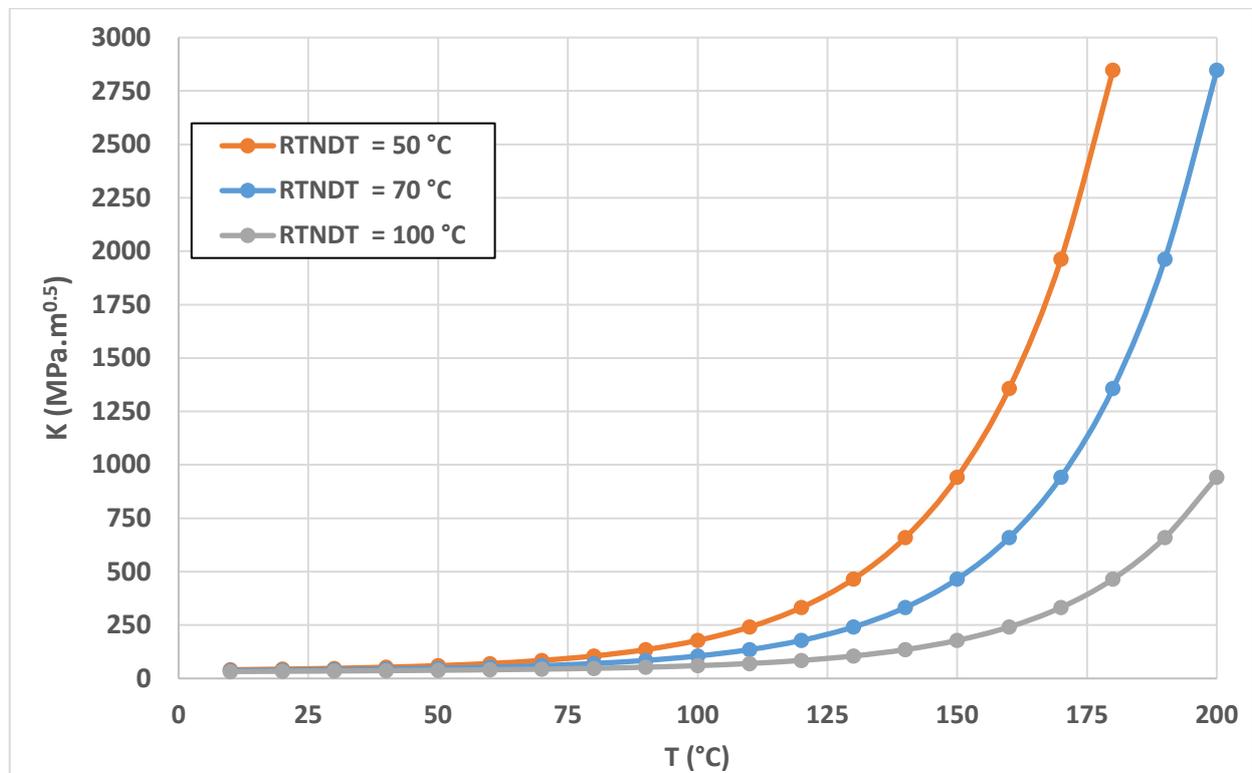


Fig. 13. Curve di tenacità al variare della temperatura e per tre diversi valori di RT_{NDT} .

Ovviamente, per poter stimare la corretta RT_{NDT} , occorre conoscere il valore locale della concentrazione di carbonio. Per alcuni semilavorati sotto indagine da parte dell'ASN, sono stati riscontrati valori anche pari a 0.39%, comportanti quindi valori di RT_{NDT} pari a 180 °C, molto superiori a quelli considerati "usuali" e pari al massimo, come si è già detto, a 100 °C. Nonostante i valori misurati di C siano tali da uscire dal range di validità accertato per le curve per il calcolo di RT_{NDT} e di K , è stato verificato che tali curve sono comunque in grado di produrre risultati conservativi (sottostimati) per la tenacità, e dunque sono comunque utilizzabili per le analisi preliminari di sicurezza. Ovviamente fintanto che le curve per RT_{NDT} e K non saranno estese a valori di C molto alti, non sarà possibile stimare gli eventuali margini di sicurezza che dovessero risultare dall'adozione di valori conservativi, ammesso che comunque le analisi di sicurezza diano esito positivo.

Per quanto concerne duttilità e resilienza, un incremento di concentrazione di carbonio produce, come immaginabile, un decremento di tali proprietà meccaniche. Rammentiamo che la resilienza KV è la quantità di energia, espressa in Joule, da fornire ad un materiale per romperlo a flessione con un solo urto o colpo. La sua misura avviene di solito con un apparato, detto Pendolo di Charpy (vedi Fig. 14), consistente in una mazza collegata ad una "coltello" (vedi Fig. 15), di massa complessiva m , liberi di oscillare come un pendolo classico, in modo tale che il punto di minimo per l'energia potenziale corrisponda al punto di impatto su di un provino parallelepipedo del materiale da testare, su una faccia del quale è realizzato un incavo a forma di V o di U (nel primo caso si parla di resilienza KV , nel secondo di resilienza KU). Facendo impattare il coltello sul provino da un'altezza H rispetto al provino stesso, ed immaginando che con un urto solo il provino si rompa, misurando l'altezza h raggiunta dal pendolo subito dopo l'urto, si ricava che, per il Principio di Conservazione dell'Energia,

l'energia spesa per rompere il provino è semplicemente data dalla differenza di energia potenziale prima e dopo l'urto:

$$KV = mg(H - h)$$

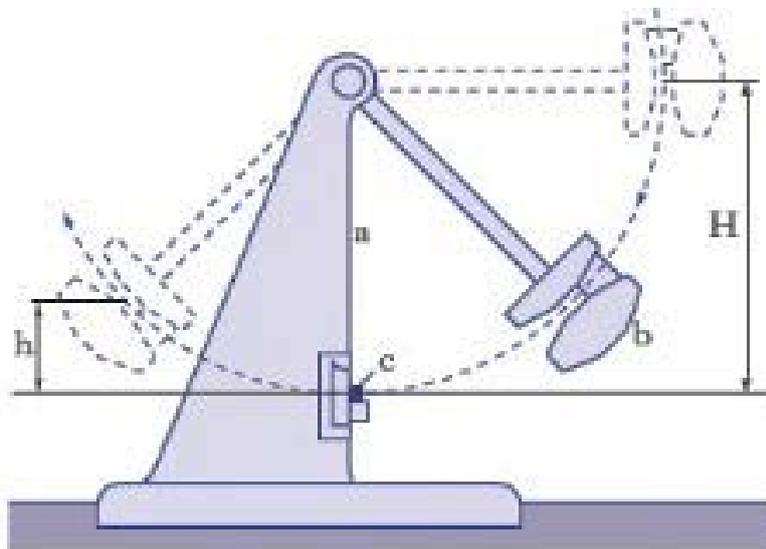


Fig. 14. Schema di un Pendolo di Charpy per la misura della tenacità.

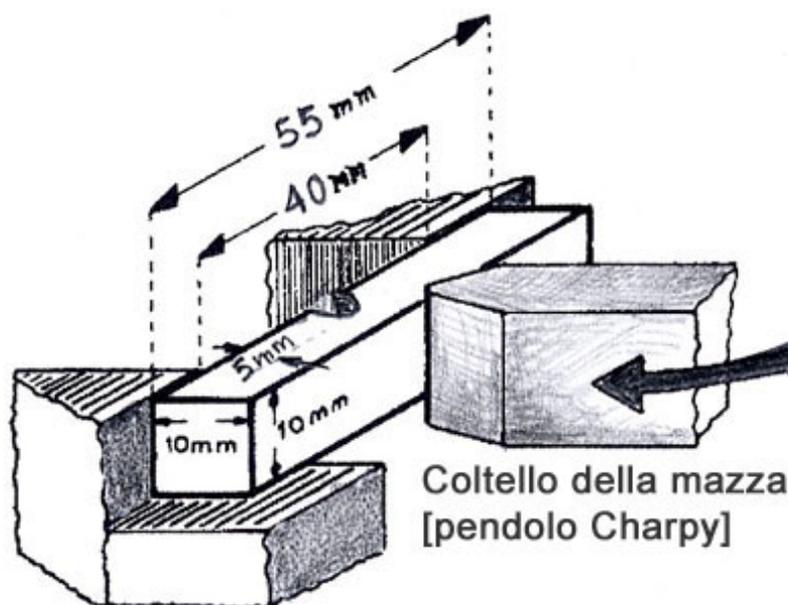


Fig. 15. Schema dell'impatto tra coltello dalla mazza del Pendolo di Charpy e provino intagliato.

La misura va eseguita, ovviamente, a temperatura controllata e nota. Al variare di tale temperatura è possibile ricostruire anche la curva di duttilità e fragilità, del dato materiale, come quella del tipo di Fig. 16.

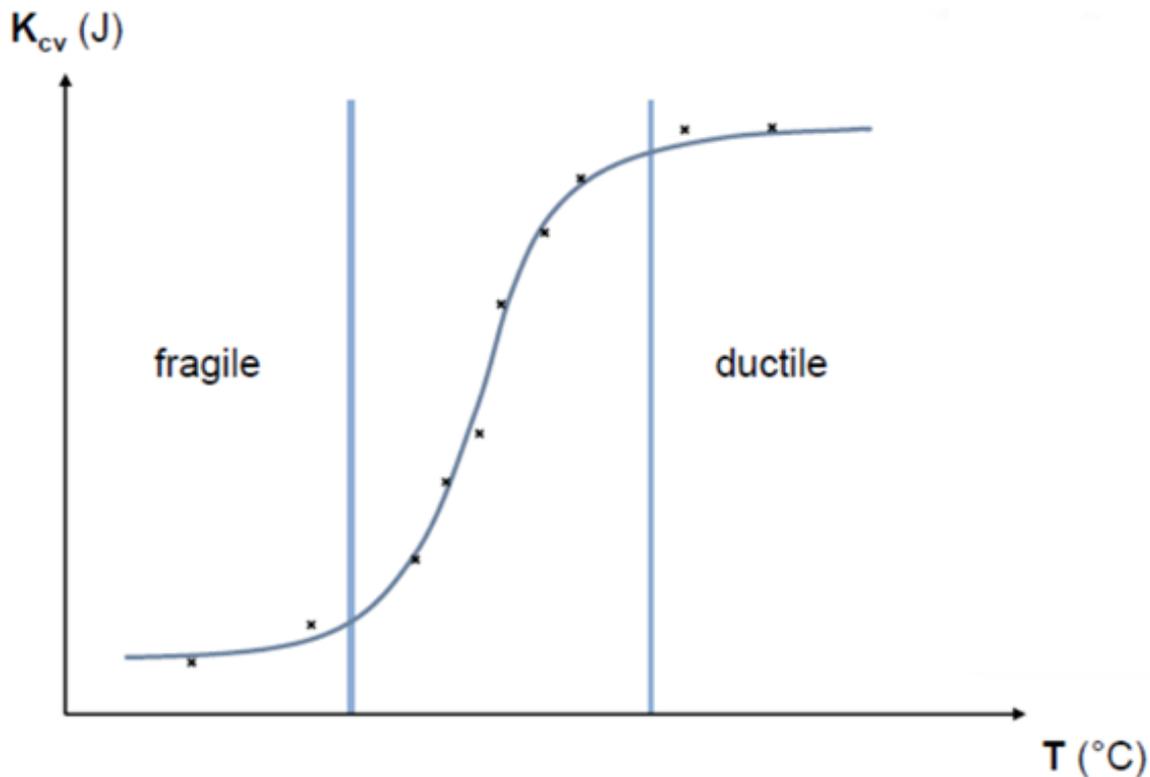


Fig. 16. Tipica curva di duttilità al variare della temperatura; è mostrata tra le due barre verticali la zona centrale di transizione tra comportamento fragile e comportamento duttile.

Si dimostra che all'aumentare della concentrazione di carbonio, la curva di Fig. 16 si modifica come indicato, a titolo di esempio, in Fig. 17, ovvero si verifica che occorre molta meno energia, a parità di temperatura, per rompere il materiale ed allo stesso tempo la temperatura di transizione tra comportamento fragile e duttile è incrementata (la temperatura è ovviamente data dall'espressione già riportata più sopra).

5. Le Unità impattate

Come già anticipato nell'Introduzione, la scoperta delle difformità materiali nel fondo e nel coperchio del vessel dell'EPR di Flamanville ha portato l'ASN ad estendere a ritroso le indagini anche ad altri componenti del circuito in pressione dei reattori del parco francese, in particolare i GV. In Fig. 18 è riportato uno schema che mostra tutti i componenti sottoposti ad indagine. In particolare, sono state riscontrate molte anomalie, come già anticipato in Introduzione, nei fondi di molti GV. La seguente Tabella 1 riporta i reattori coinvolti ed il numero di fondi di GV con segregazione di carbonio: 18 reattori e 46 fondi. Per i reattori di Civaux i GV sono originali, mentre per tutte le altre unità sono dei GV già sostituiti. La Tabella inoltre indica la provenienza dei fondi: lo stabilimento AREVA di Creusot Forge o la Japan Casting and Forging Corporation, per quest'ultima distinguendo tra lingotti originari da 90 o da 120 tonnellate. Uno dei fondi di Tricastin 1 prodotto da JCFC a partire da un lingotto da 120 ton è soggetto ad una segregazione maggiore positiva di carbonio da 0.39%. In Figg. 19 e 20 sono mostrate due immagini di processi lavorativi nello stabilimento di Creusot Forge.

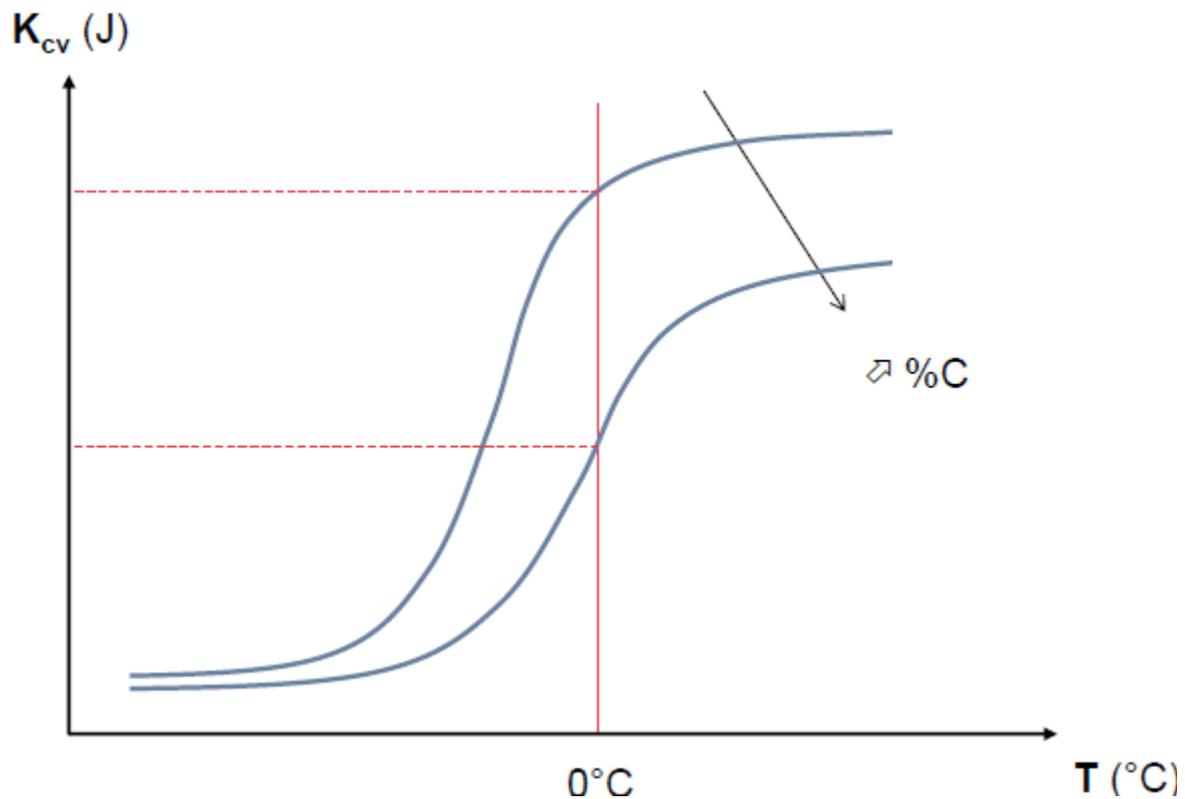


Fig. 17. Influenza del tenore di carbonio sulla curva di duttilità al variare della temperatura.

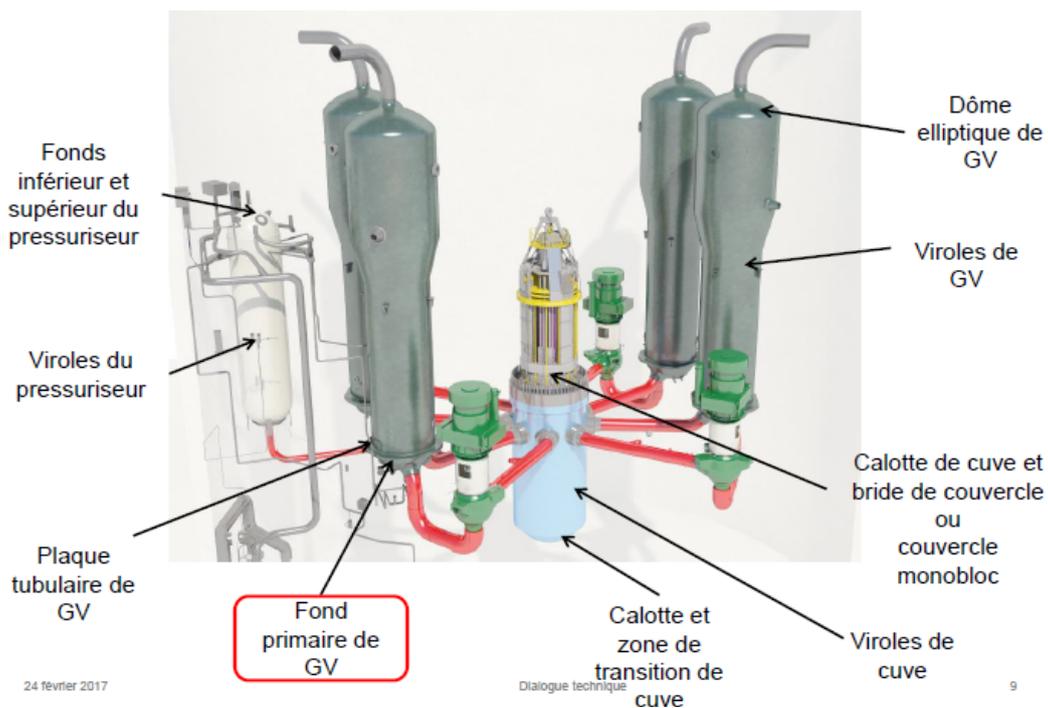


Fig. 18. Componenti dei reattori del parco francese sottoposti ad indagine.

Tabella 1. Reattori EdF impattati e numero di fondi di GV segregati.

Reattore	Numero di fondi segregati		
	Creusot Forge	JCFC	
		90 ton	120 ton
Fessenheim 1			3
Bugey 4	1		2
Tricastin 1			3
Tricastin 2			2
Tricastin 3	1		1
Tricastin 4			3
Gravelines 2			1
Gravelines 4			3
Civaux 1		2	
Civaux 2		2	
Saint-Laurent B1		2	
Dampierre 3		2	
Chinon B1	3		
Chinon B2	3		
Blayais 1	3		
Dampierre 2	3		
Dampierre 4	3		
Saint-Laurent B2	3		



Fig. 19. Lo stabilimento di Creusot Forge: lavorazione di un fondo.



Fig. 20. Lo stabilimento di Creusot Forge: pressatura di un lingotto da fusione.

Dei 46 fondi, 26 sono di produzione giapponese e 20 di produzione francese. In Tabella 2 sono riportati alcuni dati per tre GV prodotti da JCFC da lingotti da 120 tonnellate ottenuti a partire dai Rapporti di Fine Fabbricazione. Si vedrà successivamente che le misure puntuali hanno fornito valori superiori a quelli di Tabella 2. Va detto che le procedure di lavorazione di JCFC prevedono un processo finale di decarburazione delle superfici esterne, cosa questa che impedisce la misura del tenore di carbonio su dette superfici.

Tabella 2. Dati da Rapporti di Fine Fabbricazione JCFC da lingotti da 120 ton.

GV	Misura lato testa	Misura lato piede
GV3 di Tricastin 1 (GV/RA 249)	0.29%	0.17%
GV2 di Tricastin 1 (GV/RA 250)	0.31%	0.19%
GV1 di Tricastin 1 (GV/RA 251)	0.31%	0.18%

6. Campagne di Misura

L'accertamento dello stato di segregazione dei fondi di GV è proceduto mediante vari tipi di analisi sperimentali quantitative miranti non solo a misurare il tenore di carbonio, ma anche a verificare l'eventuale presenza di micro-fratture o cricche che avrebbero potuto propagarsi in caso di choc termico sul componente. I fondi sono dapprima stati suddivisi in una serie di zone da sottoporre a misura tramite spettrometria ottica ad emissione. In Fig. 21 è riportato un esempio di mappatura.



Fig. 21. Chinon 2: mappatura punti di misura da sottoporre a spettrometria sul fondo del GV2.

In Fig. 22 è riportato uno degli spettrometri portatili ad emissione ottica usati per la determinazione dei tenori di carbonio. Nelle Figg. 23, 24 e 25 sono riportate immagini dei controlli con ultrasuoni (Time-of-Flight Diffraction, TOFD, per le zone ampie, ed Eco-Impulso per le zone tubulari) per la verifica dell'eventuale presenza di difetti, cricche e fessurazioni che potrebbero propagarsi a causa di choc termici⁴.

⁴ Per difetto si intende una qualunque fessurazione di taglia superiore a quella convenzionalmente considerata accettabile nel codice RCC-M.



Fig. 22. Spettrometro ad emissione ottica portatile Spectrotest.



Fig. 23. Controllo di assenza di difetti mediante tecniche ad ultrasuoni (foto: EdF).



Fig. 24. Controllo di assenza di difetti mediante tecniche ad ultrasuoni.



Fig. 25. Controllo di assenza di difetti mediante tecniche ad ultrasuoni (foto: EdF).

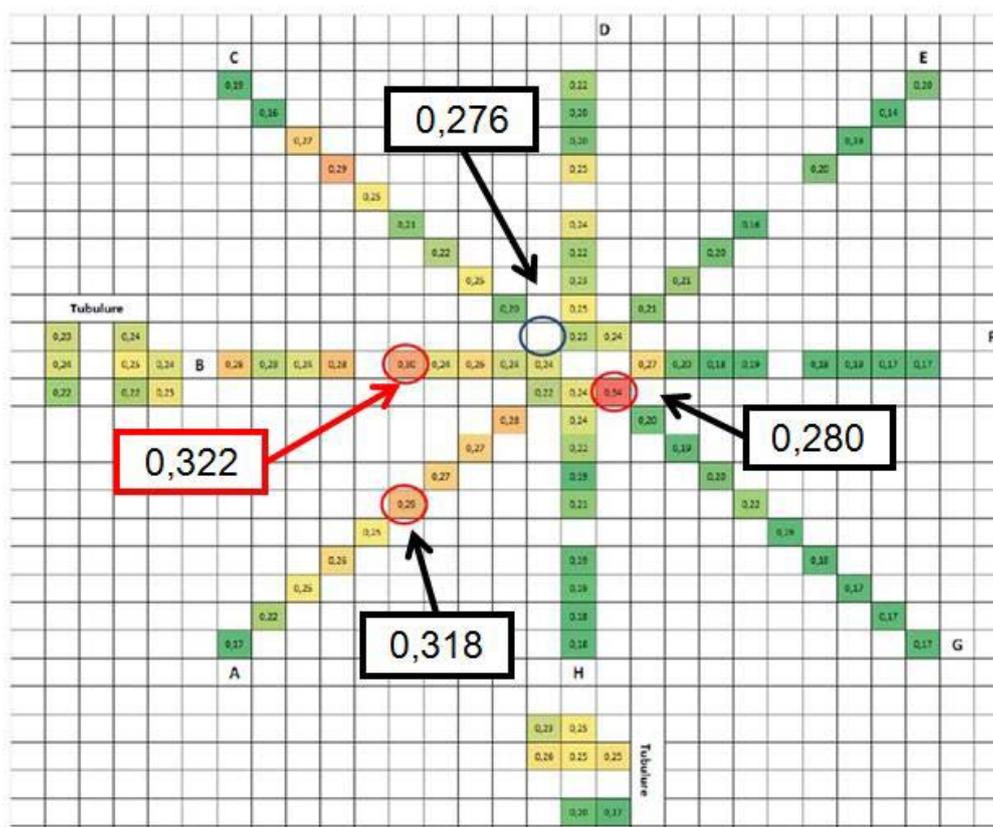


Fig. 28. Mappa del tenore di carbonio (in %) sul fondo di un GV di JCFC (90 ton); valore massimo misurato: 0.334%, valore medio: non significativo. Passo di misura: 50 mm.

Nelle Figg. 26, 27 e 28 sono riportati tre esempi dei valori numerici ottenuti sotto forma di cartografia del tenore di carbonio; in particolare in Fig. 27 è mostrato il fondo del GV1 di Tricastin1 che ha fornito il valore massimo assoluto per C pari a 0.39%. E' interessante notare come tale valore differisca dal valore dichiarato da JCFC a fine lavorazione (cfr. Tabella 2) che era pari a 0.31%. Infine, in Tabella 3 sono riportati i valori massimi assoluti misurati per tipo di fondo.

Tabella 3. Riassunto generale dati misurati e relativo incremento della temperatura di transizione.

Tipo di fondo	max C	ΔRT_{NDT}
CF	0.32 %	70 °C
JCFC – 90t	0.34 %	180 °C
JCFC – 120t	0.39 %	

7. Analisi di Sicurezza

Al fine di comprendere se e quanto i GV con fondi affetti da segregazione potessero continuare ad operare in sicurezza, IRSN ha effettuato una serie di valutazioni numeriche con codici di termoidraulica di sistema. Le analisi hanno cercato di mettere in luce in quali condizioni operative od incidentali un eventuale choc termico freddo (il più pericoloso) o caldo possa innescare danni ai GV. In generale, l'instaurarsi di un forte gradiente di temperatura tra l'esterno e l'interno di un pezzo spesso provoca la dilatazione maggiore della zona più calda ed una dilatazione minore della zona più fredda, con la comparsa delle c.d. tensioni interne; queste sono ovviamente in direzione opposta alle dilatazioni e sono responsabili dell'allargamento ed ampliamento di eventuali cricche, difetti o

fessurazioni. In Figg. 29 e 30 sono riportati due esempi di gradienti di temperatura che provocano l'allargamento o, viceversa, la chiusura di un difetto posto nella parte esterna (ovvero non a contatto con il fluido che instaura il gradiente di temperatura, nel caso in esame: acqua), a seconda del tipo di gradiente. Ovviamente situazioni esattamente speculari si proporranno nel caso in cui il difetto sia posto nella parte interna.

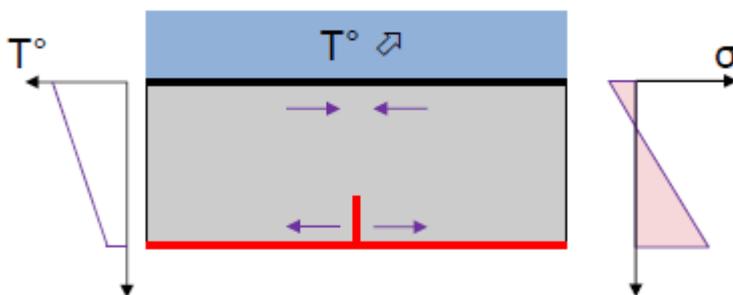


Fig. 29. Riscaldamento dell'acqua (in azzurro): apertura di un difetto esterno (in rosso).

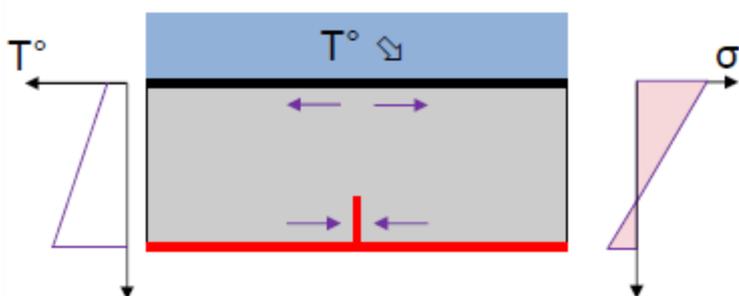
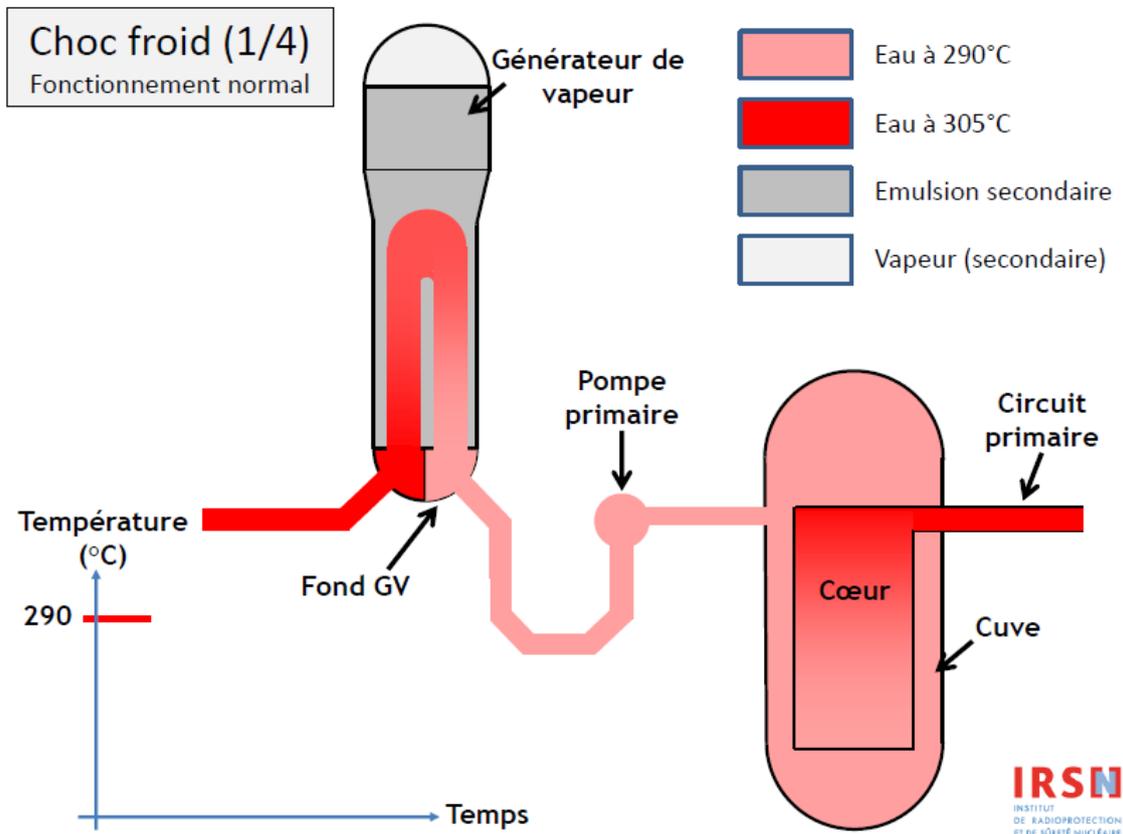


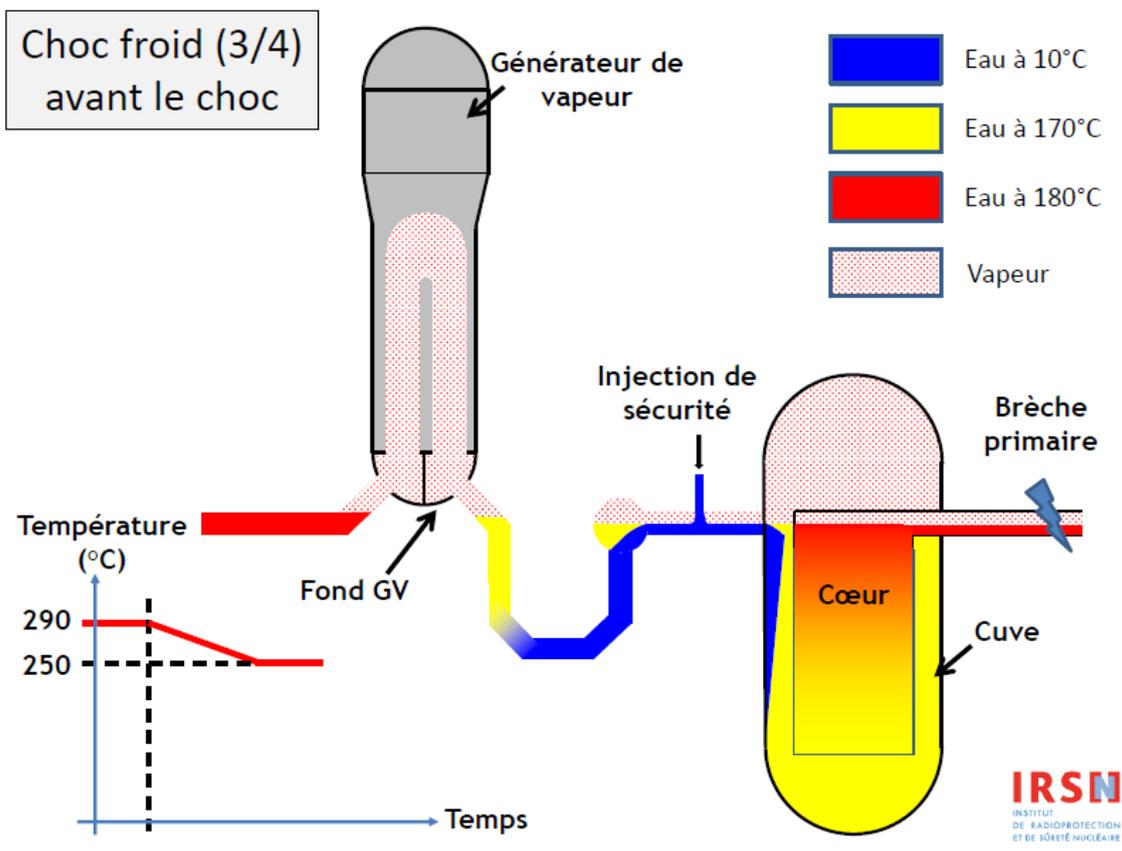
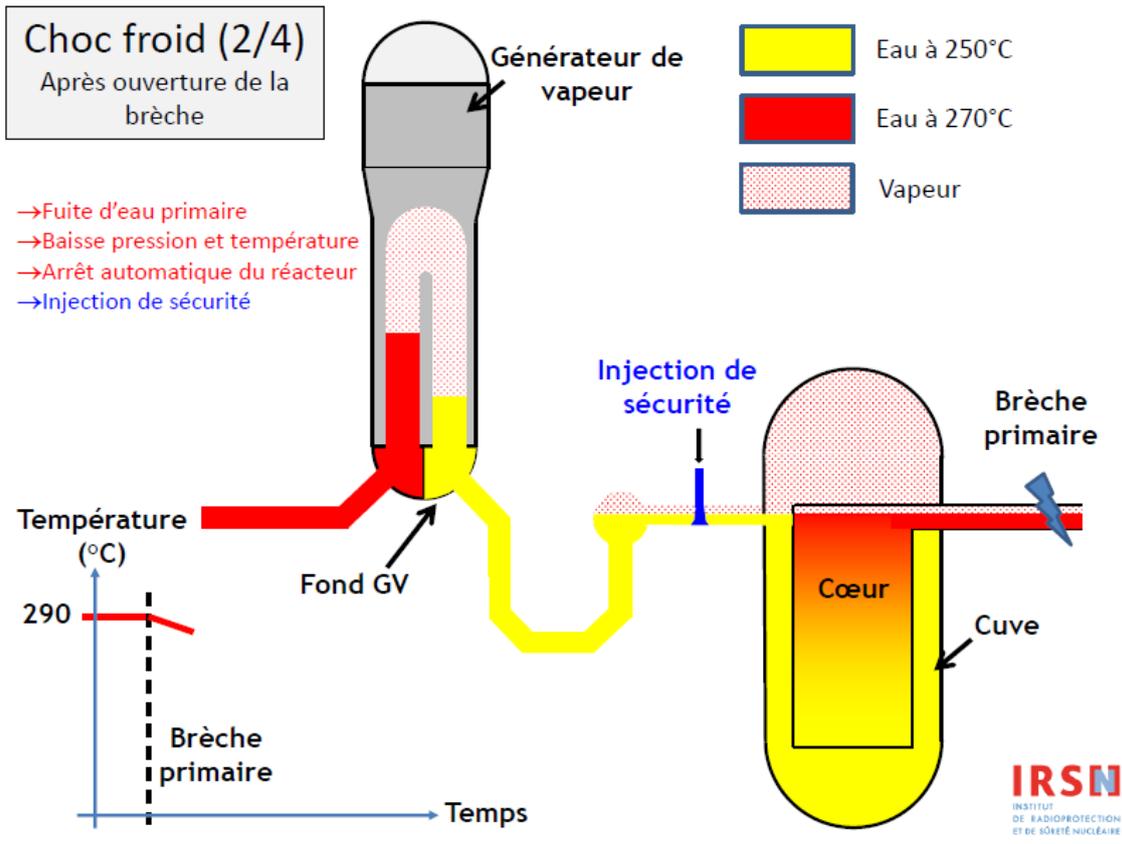
Fig. 30. Raffreddamento dell'acqua (in azzurro): chiusura di un difetto esterno (in rosso).

Le seguenti immagini sequenziali illustrano sinteticamente i risultati dell'analisi numerica condotta da IRSN postulando uno choc freddo. La prima mostra le condizioni di funzionamento normale, prima della causa che innesca lo choc. In alto a sinistra è mostrato un GV; in basso a sinistra è mostrato l'andamento temporale della temperatura nella parte di uscita del fondo del GV, ovvero la temperatura dell'acqua che rientra nel nocciolo dopo lo scambio termico nel fascio tubiero del GV. L'acqua esce dal nocciolo a 305 °C, ed esce dal GV a 290 °C, subendo un salto termico di progetto di circa 15 °C. Si ipotizza a questo punto (seconda immagine) un incidente di LOCA dal primario con fuoriuscita di fluido termovettore; si ha pertanto un calo rapido di pressione e temperatura ed il conseguente SCRAM del nocciolo con arresto della reazione a catena. All'interno del fascio tubiero, il calo di pressione provoca una transizione bifase, con presenza simultanea della fase liquida e della fase vapore. La transizione bifase provoca una diminuzione della temperatura dell'acqua liquida in uscita dal GV, che si trova a rientrare nel nocciolo a circa 250 °C. Nella parte superiore del vessel si accumula acqua allo stato di vapore; il nocciolo è comunque ancora coperto da acqua liquida. Si attiva automaticamente dopo pochi secondi il sistema di iniezione e reintegro di acqua fredda (10 °C) di emergenza, con ingresso sulla gamba fredda del GV, tra la pompa ed il vessel. Come conseguenza (terza immagine), la temperatura e la pressione dell'acqua sono tali che nel fascio tubiero del GV è presente solo vapore, a temperatura stabile nel tempo, pari a circa 250 °C. L'acqua allo stato liquido rientra nel vessel a circa 170 °C ed esce a circa 180 °C. Dopo pochi secondi, la parte finale del fascio tubiero subisce un ulteriore raffreddamento che causa una modifica dello stato dell'acqua nella parte centrale del fascio: la parte vapore è ridotta in volume, con acqua liquida a 180 °C nella parte di ingresso del fondo del GV ed acqua liquida a circa 30 °C nella parte di uscita del fondo: il fondo è

dunque sottoposto a choc freddo, avendo una sua parte subito un brusco calo di temperatura da circa 250 °C a circa 30 °C (quarta immagine).

In Fig. 32 sono invece mostrate le ipotesi che possono portare ad uno choc caldo del fondo di un GV.





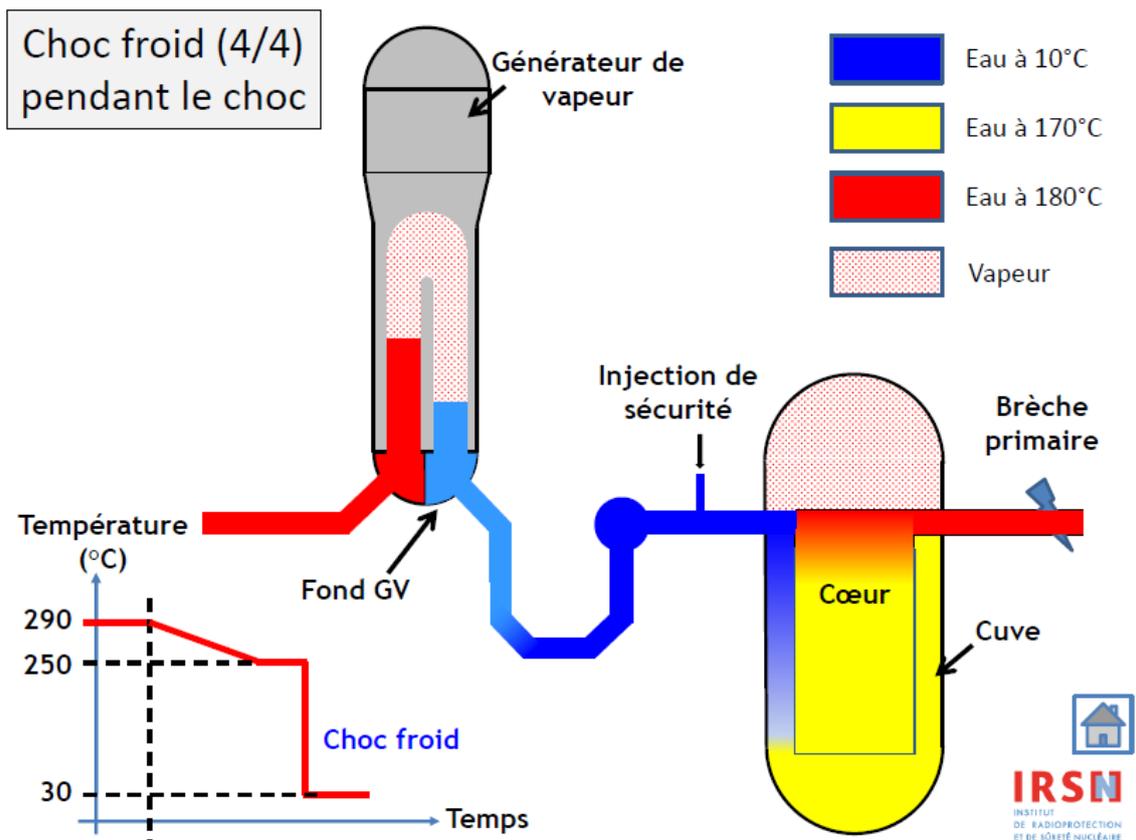


Fig. 31. Quattro immagini di una sequenza temporale di un incidente che porta a choc freddo del fondo di un GV (IRSN).

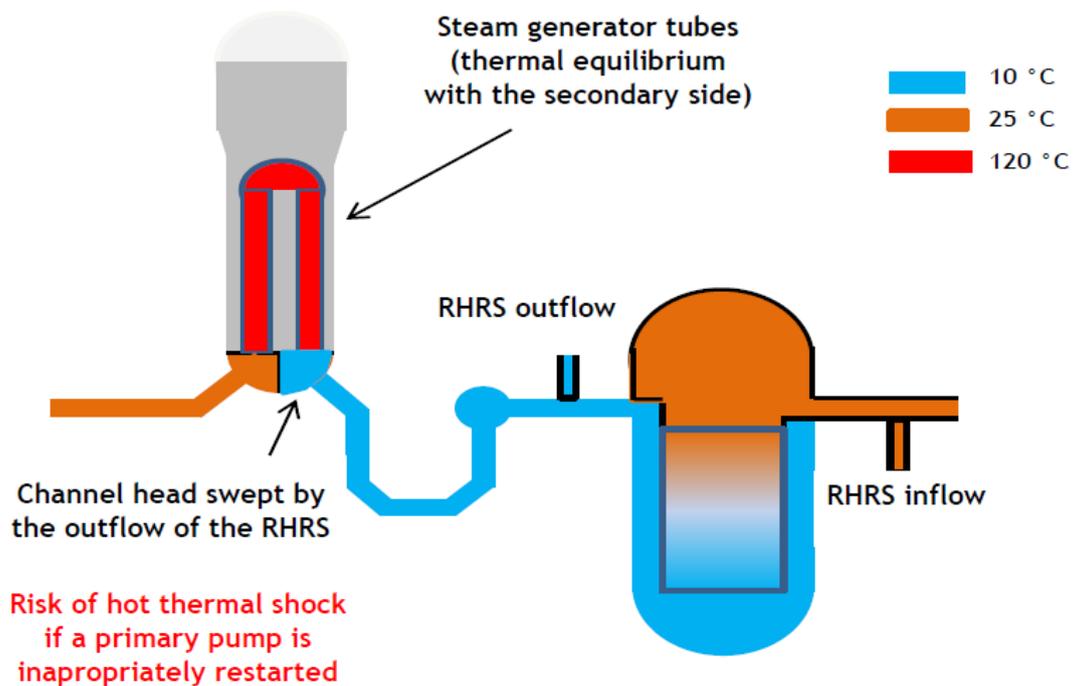


Fig. 32. Ipotesi di sequenza che porta ad uno choc caldo del fondo di un GV (IRSN).

Si immagini che il reattore sia stato spento e che sia in funzione il sistema di rimozione del calore residuo del nocciolo (Residual Heat Removal System, RHRS; è indicato con RRA nella letteratura francofona); il fascio tubiero del GV è in equilibrio col secondario, ad una temperatura di circa 120 °C. L'acqua in uscita dal GV è a circa 10 °C mentre quella in entrata è a circa 30 °C. Se inavvertitamente venisse riaccesa una pompa di circolazione del primario, si avrebbe che l'acqua a 120 °C verrebbe ad essere parzialmente reimpressa verso il nocciolo (si avrebbe una situazione in cui paradossalmente il secondario riscalda il primario), con conseguente innalzamento brusco della temperatura di uscita dal fondo del GV, e quindi choc termico caldo.

Entrambi gli scenari analizzati da IRSN comportano variazioni di temperatura che possono far propagare ed allargare difetti o cricche nei fondi dei GV; lo choc freddo, in aggiunta, fa certamente transire il materiale segregato al di sotto della temperatura RT_{NDT} , di modo che il suo comportamento diviene bruscamente fragile, e dunque sia soggetto a possibili fratture anche non piccole.

Va ribadito che senza un evento iniziatore incidentale (LOCA per lo choc freddo e riavvio di una pompa primario per lo choc caldo), i fondi dei GV sono comunque in sicurezza; l'operatività in condizioni nominali è sempre comunque garantita.

8. Prescrizioni IRSN

L'IRSN ha provveduto, a seguito delle molteplici analisi condotte, a fornire numerose prescrizioni tecniche che coinvolgono il funzionamento di numerosi componenti (valvole e pompe) del circuito primario, a seconda del tipo di scenario ed a seconda del tipo di sequenza incidentale ipotizzati. L'intervento o meno di sistemi attivi di controllo termoidraulico del primario è regolato dalla misura e dal raffronto di numerosi parametri (principalmente di tipo temperatura e pressione) in diversi punti dell'impianto (GV, gambe calde e fredde, pressurizzatore, vessel, ecc.). IRSN ha poi formulato tre prescrizioni, di carattere più generale, ad EdF:

- 1) EdF deve produrre entro sei mesi⁵ una caratterizzazione involuppo delle situazione di small LOCA (con e senza ripresa di circolazione naturale), di soppressione primaria a freddo, e di tutte le situazioni di gavage-ouvert⁶, che possa coprire tutti gli choc freddi ai GV, e di rivalutare i fattori di sicurezza usati ed i margini di sicurezza derivanti;
- 2) EdF faccia proprie delle disposizioni finalizzate a diminuire la probabilità di riavvio improprio di una pompa primaria da parte dell'operatore a seguito di un'apertura intempestiva della valvola che regola il flusso negli scambiatori del circuito di raffreddamento dell'RHRS portando ad un arresto della pompa primaria;
- 3) EdF deve definire entro un mese una misura compensatoria per limitare lo scarto tra la temperatura di mandata dell'RHRS e la temperatura dell'acqua di emergenza dei GV nei casi in cui sia operato un ciclaggio dei GV.

A titolo d'esempio, due prescrizioni specifiche relative alla limitazione degli choc freddi sono state:

- il tasso di raffreddamento del fluido termovettore primario allo spegnimento del reattore in condizioni di normale operazione deve passare dall'attuale 28 °C/h ad uno inferiore a 14 °C/h sino all'arresto dell'ultima pompa primaria;
- si deve operare una disconnessione fisica del motore di tutte le pompe primarie meno una quando esse non sono in esercizio od il loro esercizio non è previsto; se il ricircolo di acqua nel primario è nullo, si

⁵ Entro dicembre 2017.

⁶ Si intende per configurazione di gavage-ouvert quanto segue: apertura delle valvole di scarico del pressurizzatore e messa in servizio dell'iniezione di sicurezza di acqua, qualora disponibile.

deve garantire che lo scarto tra la temperatura dell'acqua iniettata ai giunti delle pompe primarie e la temperatura del primario sia inferiore ai 15 °C;

- dopo l'arresto dell'ultima pompa primaria, la pressione deve essere portata ad un valore minore od uguale a 7 bar nel più breve tempo possibile, compatibilmente con gli altri vincoli di utilizzo dell'impianto.

Ulteriormente, per limitare gli choc caldi, IRSN propone le seguenti misure:

- Da applicare in caso di manovre di arresto:
 - o in condizioni normali, tre pompe primarie su quattro devono essere arrestate ed il loro riavvio fisicamente impedito, e poste ad una temperatura primaria di circa 60 °C;
 - o fintantochè il circuito primario è pressurizzabile, la temperatura di mandata delle pompe del RHRS deve essere mantenuta al di sotto di 30 °C;
 - o in caso di conferma "du noyage de la bulle" nel pressurizzatore⁷, ci si deve assicurare che le valvole di aspersione principale del pressurizzatore siano aperte al fine di ottenere uno scarto tra la temperatura nel pressurizzatore ed il resto del primario inferiore a 15 °C; in caso di inefficacia di questa misura si deve utilizzare l'aspersione ausiliaria.
- Da applicare il caso di manovre di riavvio:
 - o Ci si deve assicurare che la temperatura di mandata del circuito RHRS sia superiore a 30 °C e che lo scarto di temperatura tra monte e valle dello scambiatore del RHRS sia inferiore a 30 °C, così come lo scarto tra temperatura del fondo dei GV e la temperatura di mandata del RHRS;
 - o Dopo l'accensione della prima pompa primaria, il riscaldamento del circuito primario deve essere effettuato ad un rateo non superiore a 14 °C/h finchè la temperatura in gamba fredda non sia superiore a 60 °C; successivamente possono essere rimesse in servizio le altre pompe primarie.

9. Lo Stato attuale degli Impianti

A seguito delle ispezioni, delle campagne di misura, dei rapporti tecnici prodotti da EdF, e dell'implementazione delle norme di sicurezza proposte da IRSN, l'ASN ha accordato il 12 gennaio 2017 il riavvio di nove impianti:

- Bugey 4
- Dampierre 3
- Fessenheim 1
- Gravelines 2
- Gravelines 4
- Saint-Laurent-des-Eaux B1
- Tricastin 1
- Tricastin 3
- Tricastin 4

⁷ Si intende per "noyage de la bulle" il controllo del livello della fase liquida nel pressurizzatore durante lo spegnimento dell'impianto.

Due mesi dopo, il 13 marzo 2017, ASN ha concesso il riavvio degli altri tre impianti rimanenti:

- Civaux 1
- Civaux 2
- Tricastin 2

Il programma sperimentale di studi, sia su pezzi sacrificali per meglio comprendere il comportamento di acciai affetti da segregazione, che su nuove tecniche di fusione e forgia, è comunque previsto continuare nel tempo da parte di Creusot Forge e di JCFC sino a circa la metà del 2020, quando entrambe le compagnie dovranno presentare ad ASN dei rapporti conclusivi sulle indagini condotte. E' altresì possibile che EDF avvii un programma di ricerca sperimentale, che coinvolga numerosi partner a livello internazionale, con avvio a settembre 2017 e termine previsto a dicembre 2020.

Bibliografia

- IRSN, Experience feedback: methodology & recent events, Presentazione Kiev 22 Marzo 2017;
- ASN, Anomalies de concentration en carbone des fonds primaires de générateurs de vapeur d'EDF: Historique, Presentazione Parigi 24 Febbraio 2017;
- EDF, Ségrégation Carbone: Fonds Des Generateurs de Vapeur du Parc Nucléaire en Exploitation, Presentazione Parigi 24 Febbraio 2017;
- IRSN, Impact des anomalies sur la sûreté: Analyse du risque de rupture brutale et appréciation des marges, Presentazione Parigi 24 Febbraio 2017;
- ASN, Anomalies et irrégularités sur les équipements sous pression nucléaires, Presentazione OPECST 25 Ottobre 2016;
- IRSN, Anomalies de fabrication des calottes de cuve EPR FA3 et de générateurs de vapeur du parc EDF, Presentazione OPECST 25 Ottobre 2016;
- F. Lu, H. Y. Qian, P. Huang, R. S. Wang, Comparison of Pressure-Temperature Limit Curves Calculation, Proceedings of the ASME 2011 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2011, July 17-21, 2011, Baltimore, Maryland, USA, 57449;
- IRSN, Report to the Advisory Committee of Experts for Nuclear Pressure Equipment, CODEP-DEP-2015-037971, IRSN Report /2015-00010, Analysis of the procedure proposed by AREVA to prove adequate toughness of the domes of the Flamanville 3 EPR reactor pressure vessel (RPV) lower head and closure head;
- ASN, Note informative sul sito web www.asn.fr;
- IRSN, Note informative sul sito web www.irsn.fr;
- ENSI, Note informative sul sito web www.ensi.ch;