

Modélisation dynamique d'essais d'arrêt de fissure à l'aide d'un critère local en contrainte critique

A. DAHL^{a,b*}, C. BERDIN^c, D. MOINEREAU^a

a. Electricité de France, R&D Division, Département MMC, Les Renardières, 77818 Moret-sur-Loing, France

b. Ecole Centrale Paris, LMSSMat, UMR 8579, Grande Voie des Vignes, 92290 Châtenay-Malabry, France

c. Université Paris-Sud 11, ICMMO, UMR 8182, LEMHE, bat 410, 91405, Orsay cedex, France

Résumé :

Un critère local d'arrêt de fissure a récemment été proposé dans la littérature pour simuler la propagation de fissure de clivage dans un acier bainitique faiblement allié : la fissure se propage tant que la contrainte principale maximale vaut une contrainte critique dépendant de la température. Des essais d'arrêt de fissure isothermes ont été réalisés sur différentes géométries. L'étude proposée montre que l'application du critère sur ces configurations permet de bien prédire les vitesses de propagation ainsi que les sauts de fissure à l'arrêt obtenus expérimentalement.

Abstract :

A local crack arrest criterion has been recently proposed by some of the authors, for cleavage crack propagating in a low alloy bainitic steel: the crack propagates since the largest principal stress reaches a critical stress that depends on temperature. Crack arrest was obtained under isothermal conditions for several geometries. The application of this criterion shows that the crack propagation versus time leads to a good prediction of the crack speed and of the crack length.

Mots clefs : clivage, arrêt de fissure, simulation dynamique, approche locale

1 Introduction

Dans le cadre des études d'intégrité des cuves des réacteurs nucléaires, le concept d'arrêt de fissure permet de compléter les analyses basées sur la ténacité à l'amorçage. La méthodologie, proposée par Griffith, basé sur le concept de ténacité à l'arrêt $K_{Ia}(T)$ est classiquement utilisée [1]. Or, on peut s'interroger sur l'utilisation de cette méthode, basée sur des approches statiques, pour rendre compte du phénomène d'arrêt de fissure qui dépend fortement des effets dynamiques [2]. Des résultats de la littérature montrent que la ténacité à l'arrêt dépend de la géométrie mais aussi de la longueur initiale de fissure [3] : les vibrations de la structure interagissent avec la propagation de la fissure. Des modélisations dynamiques tenant compte de ces effets doivent donc être entreprises. Un critère local d'arrêt de fissure a récemment été proposé dans la littérature pour simuler la propagation en dynamique de fissure de clivage dans un acier bainitique faiblement allié [4] : la fissure se propage tant que la contrainte principale maximale vaut une contrainte critique dépendant de la température. Une application de ce critère, pour la simulation d'essais d'arrêt de fissure isothermes sur éprouvettes CT, est proposée dans cette étude. Après une présentation des essais isothermes sur éprouvettes CT, les résultats expérimentaux obtenus sont comparés aux prédictions faites à l'aide du critère local en contrainte critique.

2 Matériau et expérience

2.1 Matériau

Le matériau étudié est un acier ferritique faiblement allié de la nuance A533 grade B classe 1 (AFNOR 18MND5), proche de l'acier de cuve des réacteurs nucléaires à eau pressurisée français. Sa composition chimique en % est 0,19C, 1,5MN, 0,66Ni, 0,48Mo, <0,001S, 0,23Si, 0,17Cr. Il est issu d'une tôle laminée et a subi des traitements thermiques conduisant à une microstructure bainitique. Il a été caractérisé dans une étude précédente [3] : sa température RT_{NDT} a été mesurée à -32°C ; un comportement mécanique élasto-viscoplastique à écrouissage isotrope a été obtenu pour des températures comprises entre -196°C et -300°C .

2.2 Expérience

Afin d'étudier l'arrêt de fissure sur ce matériau, des essais isothermes ont été réalisés à -150°C et -125°C . Ces essais sont basés sur des essais de ténacité (ASTM E1820) avec des éprouvettes CT25 ayant une épaisseur réduite à 10mm comme proposé par Prabel [5]. Ces essais, réalisés par le CEA, sont menés à déplacement imposé. La mesure de l'ouverture (COD) au cours de l'essai est obtenue à l'aide d'un capteur d'ouverture.

Le suivi de l'avancée fissure au cours de l'essai est réalisé à l'aide de jauges à brins, collées sur la trajectoire de fissuration, sur les deux faces de l'éprouvette. Au cours de l'essai, la fissure se propage tout d'abord à vitesse constante puis décélère sur les derniers centimètres de propagation avant l'arrêt (figure 1). Les vitesses mesurées au cours de ces essais couvrent une large plage de valeurs allant de 80 m.s^{-1} à 600 m.s^{-1} (Tableau 1).

A la fin des essais, le front de fissure à l'arrêt est marqué à l'aide d'un chargement en fatigue. Des analyses fractographiques des faciès de rupture ont notamment permis de mesurer les longueurs à l'amorçage, a_0 , et à l'arrêt, $a_{arrêt}$, obtenues sur les deux faces des éprouvettes (figure 1 et tableau 1) et ont montré que le mode de rupture observé au cours de la propagation comme à l'arrêt est le clivage (figure 2) [6].

Numéro	Température ($^{\circ}\text{C}$)	Résultats expérimentaux						Prédictions numériques	
		a_0 (mm)	F_0 (kN)	$a_{arrêt}$ (mm)		Vitesse moyenne (m.s^{-1})		$a_{arrêt}$ (mm)	Vitesse moyenne (m.s^{-1})
				Face A	Face B	Face A	Face B		
138AB	-150	24.8	8.1	36	36	132	84	38.6	84
138F	-150	25.4	9.5	45.1	43.3	333	371	46.6	271
138I	-150	25.5	24.5	50	50	590	521	-	-
138J	-150	24.8	12.9	48.6	48.6	511	467	50	547
138K	-150	25.3	14.4	50	48.3	486	486	-	-
138M	-150	24	15.5	48.8	45.2	-	486	50	610
138V	-150	25.2	7.9	39.4	37.6	-	-	-	-
138L	-125	24.8	12.2	45	45	420	362	45.8	211
138T	-125	24.8	14.7	46.6	46.6	508	509	48.4	380
138O	-125	25.2	32	50	49.3	587	506	-	-
138Z	-125	24.5	24.1	50	49.6	597	588	-	-
138H	-125	25.2	19	50	50	-	607	49	589

TAB. 1 – Résultats expérimentaux et prédictions numériques
 a_0 : longueur à l'amorçage, $a_{arrêt}$: longueur à l'arrêt, F_0 : force à l'amorçage

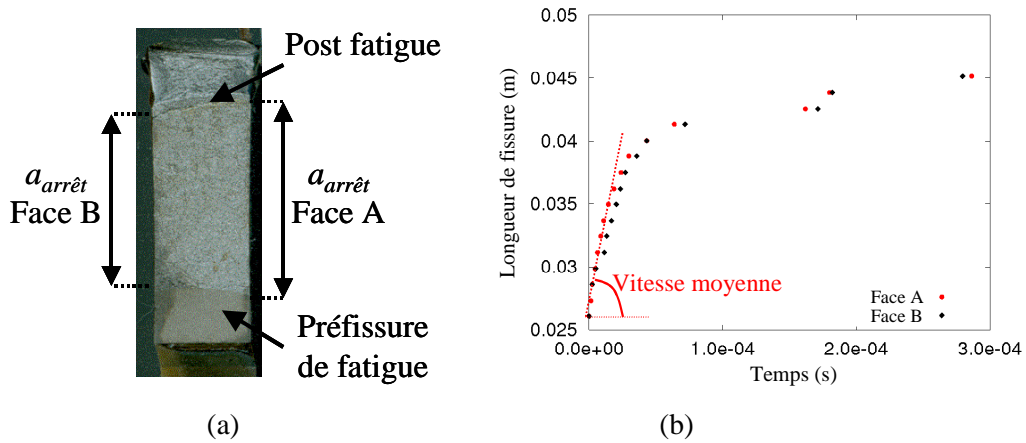


FIG. 1 – CT n° 138L, -125°C – (a) macrographie – (b) avancée de fissure en fonction du temps

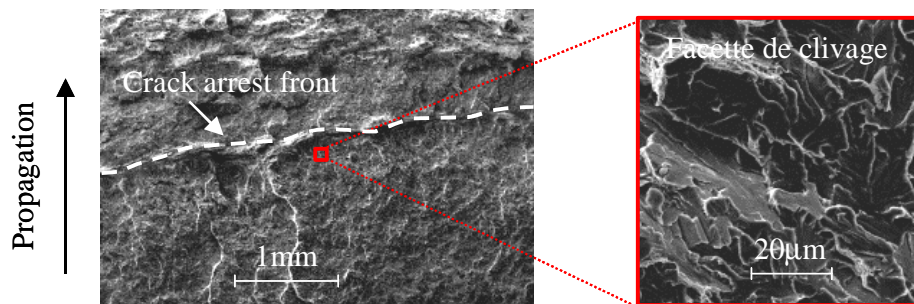


FIG. 2 – CT n° 138L, -125°C, facettes de clivage à l'arrêt

3 Simulations numériques

3.1 Critère local en contrainte critique

Le clivage étant le mode de rupture pour la propagation et à l'arrêt, le critère en contrainte critique proposé par Berdin et al. [4] est mis en œuvre : il y a propagation de fissure lorsque la contrainte principale maximale σ_1 , sur un volume caractérisé par la longueur λ_c , atteint une contrainte critique σ_c . Ce critère peut donc se formuler à l'aide des équations (1) et (2).

$$f(\underline{\sigma}) = \sigma_1 - \sigma_c(T) = 0 \quad \dot{a} > 0 \quad (1)$$

$$f(\underline{\sigma}) < 0 \quad \dot{a} = 0 \quad (2)$$

où $\underline{\sigma}$, σ_1 , σ_c , \dot{a} sont respectivement le tenseur des contraintes, la contrainte principale maximale, la contrainte critique et la vitesse de propagation de la fissure. Ce critère est inspiré du modèle RKR [7] proposé pour prédire l'amorçage d'une fissure de clivage. La différence réside dans le fait que, dans notre cas, le critère doit être satisfait sur un volume caractéristique alors que pour le critère RKR, il doit être satisfait à une certaine distance critique de la pointe de fissure.

Dans le modèle RKR [7], la distance critique est la distance à la pointe de fissure sur laquelle le critère en contrainte doit être satisfait : c'est la distance nécessaire pour qu'un germe de clivage puisse se propager dans le grain voisin. Elle est donc liée à la microstructure. Curry [8] montre la difficulté de relier simplement cette distance caractéristique à la microstructure et souligne l'importance de la connaissance de la distribution des tailles de défauts potentiels pour pouvoir donner une signification physique à cette distance. La notion de statistique et donc de volume caractéristique est ainsi introduite dans les modèles décrivant la rupture par clivage. On peut notamment citer le modèle de Beremin [9], basé sur la théorie du maillon faible, pour lequel le volume caractéristique ne peut pas être inférieur au plus petit volume pour lequel l'indépendance statistique est vérifiée et dans lequel la probabilité de trouver un défaut critique n'est pas faible. Dans la détermination des paramètres, la valeur du volume élémentaire n'a pas d'importance, car il apparaît couplé à un second paramètre de normalisation. La notion de volume élémentaire prend tout son

intérêt lors du calcul de la rupture en présence de gradients mécaniques. Il s'agit alors de discrétiser le volume en volumes sollicités de façon homogène et statistiquement représentatifs, mais pas nécessairement égaux au volume élémentaire du modèle. La résistance de ces volumes est alors calculée en fonction de la statistique de rupture et donc du volume élémentaire. Dans le critère de propagation de fissure proposé dans ce travail, on suppose que la fissure se propage par réamorçages successifs. Ainsi, la distance caractéristique du critère de propagation est associée au volume de discrétisation. Plus le volume de discrétisation est grand, plus la résistance est faible, car on peut y trouver des défauts plus critiques. Dans l'application pratique du critère, la longueur λ_c est donc un paramètre du modèle directement relié à la taille de maille dans les simulations par éléments finis et dont dépend la contrainte critique. Etant données les propriétés des éléments finis, il est bien évident que le couple (λ_c, σ_c) utilisé dans les simulations éléments finis est fixé pour un type d'élément.

Il est à noter que le critère utilisé porte sur la propagation et l'arrêt de la fissure mais pas sur l'amorçage. De plus, dans l'application proposée dans cet article, la fissure est sollicitée en mode I mais un tel critère a été appliqué avec succès sur une propagation en mode mixte [5].

3.2 Mise en œuvre numérique

Des calculs éléments finis sont réalisés avec Code_Aster, code de calculs par éléments finis développé par EDF, afin de décrire correctement les champs mécaniques sur le chemin de fissuration.

Des analyses mécaniques bidimensionnelles ont été réalisées avec l'hypothèse de déformations planes. Pour des raisons de symétrie, seule la 1/2 section d'une éprouvette CT a été modélisée. Le maillage est constitué de 6399 éléments linéaires à intégration complète. Le trajet de fissuration est imposé et la taille des éléments le long du trajet de fissuration est fixée à $(50 \times 50) \mu\text{m}^2$. La raideur du montage expérimental est prise en compte par l'introduction d'un ressort (figure 3).

Les simulations ont été réalisées en dynamique et en modélisant le comportement élasto-visco-plastique du matériau. Le comportement plastique du matériau est modélisé par un écrouissage isotrope non linéaire représenté par une loi exponentielle (équation 4) et le comportement visqueux suit la loi de Cowper-Symonds (équation 3).

$$\sigma_{eq}(T, \varepsilon_{eq}^p, \dot{\varepsilon}_{eq}^p) = \sigma_{st}(T, \varepsilon_{eq}^p) \left(1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{1/n} \right) \quad (3)$$

$$\sigma_{st}(T, \varepsilon_{eq}^p) = R_0(T) + Q(T) \left(1 + e^{-b\varepsilon_{eq}^p} \right) \quad (4)$$

où σ_{eq} , ε_{eq}^p , T sont respectivement, les équivalents de von Mises du tenseur des contraintes et des déformations plastiques cumulées et la température. Comme proposé par Hajjaj et al. [3], les paramètres de la loi de Cowper-Symonds sont $\dot{\varepsilon}_0 = 10^8 \text{ s}^{-1}$ et $n=12$. Pour $T = -150^\circ\text{C}$, $R_0 = 626 \text{ MPa}$, $Q = 398 \text{ MPa}$ et $b = 11,5$; pour $T = -125^\circ\text{C}$, $R_0 = 559 \text{ MPa}$, $Q = 387 \text{ MPa}$ et $b = 12,4$.

L'amorçage de la fissure n'étant pas modélisé par le critère local en contrainte critique, celui-ci est imposé numériquement en se basant sur la force à rupture, F_0 , obtenue expérimentalement. La modélisation jusqu'à l'amorçage de la fissure est réalisée à l'aide d'un calcul quasi-statique.

La propagation de la fissure est ensuite modélisée avec des simulations dynamiques. Sur le premier millimètre de propagation, la vitesse de propagation est imposée à une valeur de 1000 m.s^{-1} et est modélisée par relâchement de nœuds. La propagation de fissure est ensuite gérée par la critère en contrainte critique décrit au paragraphe 3.1. Le critère est développé de façon explicite même si le problème mécanique est résolu en utilisant une intégration en temps implicite des équations locales et globales par Code_Aster. Le critère est donc vérifié au début de chaque pas de temps t , sur les champs mécaniques calculés au pas de temps précédent $t-dt$. Avec ce mode d'implémentation, la contrainte principale maximale peut dépasser la contrainte critique. Dans nos calculs, le pas de temps est fixée à 10^{-8} s afin de limiter ce dépassement. Les éléments sur lesquels le critère est évalué sont situés le long du plan de symétrie (fig. 3).

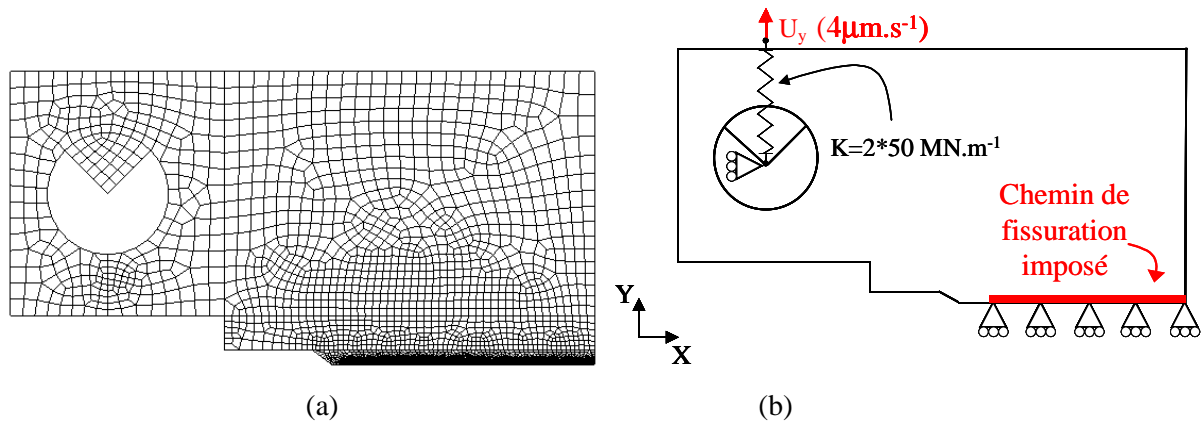


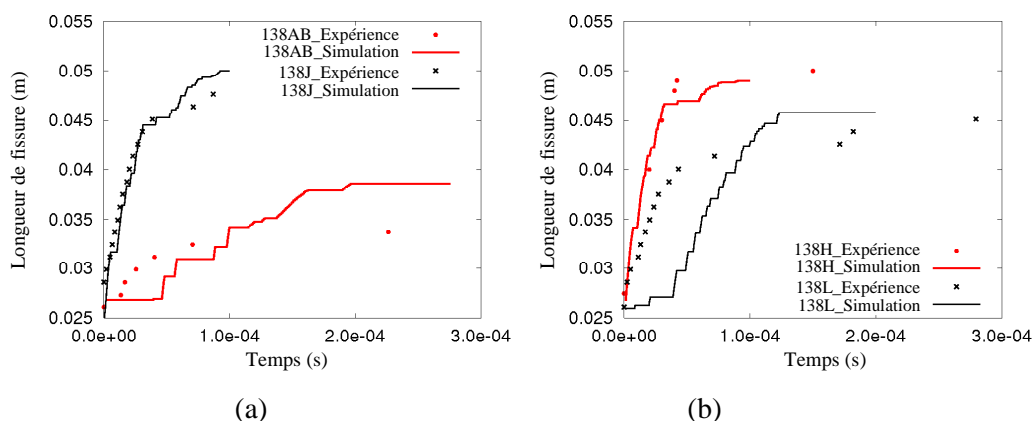
FIG. 3 – Eprouvette CT – (a) maillage – (b) conditions aux limites

3.3 Comparaison avec l'expérience

L'identification de la contrainte critique a été réalisée à -150°C et -125°C . Pour chaque température, la valeur retenue pour σ_c est celle qui permet de modéliser correctement les vitesses de propagation et les sauts de fissure obtenus expérimentalement. A -150°C , σ_c est égale à 2000 MPa et à -125°C , σ_c est égale à 2100 MPa. Ces valeurs sont du même ordre de grandeur que celles identifiées par Berdin et al. [4] sur des essais de choc thermique sur disque pré-fissuré.

La comparaison entre les expériences et les simulations (Figure 4 et tableau 1) montre qu'avec une seule contrainte critique par température, le critère permet de prédire le saut de fissure ainsi que les vitesses de propagation sur toute la plage de valeurs expérimentales à ces températures. Pour certains essais (notamment 138AB et 138L sur la figure 4), l'amorçage de la fissure dans la simulation intervient avec un décalage de quelques nano secondes par rapport à l'expérience. Ce décalage est dû à la fois aux incertitudes de mesure mais aussi au fait que l'amorçage n'est pas modélisé par le critère : par conséquent, il peut y avoir un retard à la mise en place des conditions dynamiques dans l'essais, lesquelles sont nécessaire à la propagation de la fissure. La pente et la forme des courbes obtenues restent, malgré tout, correctement prédites.

La relation entre l'arrêt de fissure et la dynamique globale de la structure a été étudiée (figure 5). Tout d'abord, on constate que l'ouverture de fissure (COD) n'augmente pas à l'amorçage de la fissure mais seulement quelques micro secondes plus tard. C'est le temps nécessaire aux ondes de surface pour parcourir la distance qui sépare la pointe de fissure du bord de l'éprouvette. De plus, on constate que l'arrêt et la fermeture de la fissure interviennent approximativement au même instant. Ces observations sont semblables à celles de Hajjaj [3]. Le phénomène d'arrêt de fissure est donc fortement lié à la dynamique globale de la structure. Il est donc nécessaire de faire des calculs dynamiques avec les bonnes vitesses de propagation pour simuler le phénomène d'arrêt de fissure.

FIG. 4 – Comparaison entre expériences et simulations – (a) $T=-150^{\circ}\text{C}$ – (b) $T=-125^{\circ}\text{C}$

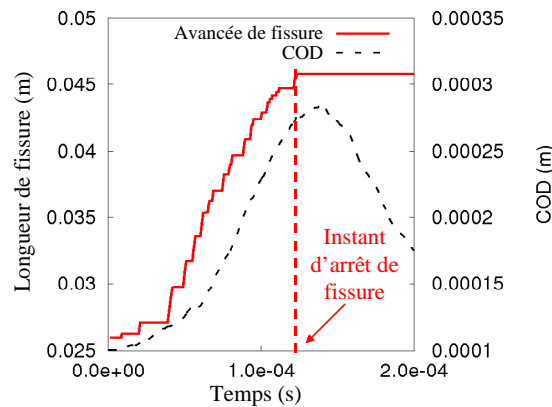


FIG. 5 – Avancée de fissure et ouverture simulées en fonction du temps pour l'essai 138L

4 Conclusion

Des essais d'arrêt de fissure isothermes ont été réalisés sur des éprouvettes CT à -150°C et -125°C par le CEA. L'analyse fractographique des faciès de rupture a montré que le mode de rupture lors de la propagation et l'arrêt était le clivage. Le critère d'approche locale basé sur la contrainte principale maximale proposé par Berdin et al. [4] a donc pu être utilisé pour simuler ces essais. Les calculs par éléments finis réalisés montrent que le critère permet de prédire correctement les sauts de fissure ainsi que les vitesses de propagation sur toute la plage de valeurs expérimentales. Les valeurs de contraintes critiques identifiées sur ces essais sont proches de celles identifiées par Berdin et al. [4] sur des essais de choc thermique sur disque pré-fissuré. L'étude de la dynamique de la structure a montré que le phénomène d'arrêt de fissure est fortement lié à la dynamique globale de la structure. En effet, l'arrêt et la fermeture de la fissure interviennent approximativement au même moment comme l'avait déjà observé Hajjaj et al. [3] sur des géométries et des chargements différents.

Des calculs supplémentaires, notamment sur d'autres géométries, doivent être menées pour confirmer ces conclusions.

References

- [1] Burdekin F.M., Knott J.F., Sumpter J.D.G., Sherry A.H., 1999, TAGSI views on aspects of crack arrest philosophies for pressure vessels with thickness up to 100 mm, *Pressure Vessels and Piping*, 76, 879-883.
- [2] Kalthoff J.F., Beinert J. and Winkler S., 1978, Influence of dynamic effects on crack arrest, First semi-annual progress report, Institut für Festkörpermechanik.
- [3] Hajjaj M., Berdin C., Bompard P., Bugat S., 2008, Analyses of crack arrest experiment: influence of specimen vibration, *Eng. Fract. Mech.* 75, 1156-1170.
- [4] Berdin C., Hajjaj M., Bompard P., Bugat S., 2008, Local approach to fracture for cleavage crack arrest, *Eng. Fract. Mech.* 75, 3264-3275.
- [5] Prabel B., Marie S., Combescure A., 2008, Using the X-FEM method to model the dynamic propagation and arrest of cleavage cracks in ferritic steel, *Eng. Fract. Mech.* 75, 2984-3009.
- [6] Dahl A., Berdin C., Moinereau D., 2010, Experimental and numerical studies of cleavage crack arrest in a bainitic steel, ICF18.
- [7] Ritchie R., Knott J., Rice J., 1973, On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel, *J. Mech. Phys. Sol.* 21, 395-410.
- [8] Curry D., Knott J., 1979, effect of microstructure on cleavage fracture toughness of quenched and tempered steels, *Metal Science*, 341-345.
- [9] Beremin F. M., 1983, a local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel, *Metallurgical transaction A*, col. 14A.