

Ténacité dynamique des tuyaux de transport de gaz après opération de sablage

Akram Alhussein, Josef Gilgert & Zitouni Azari

Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz ENIM – Université de Metz
Laboratoire de Fiabilité Mécanique de Metz LFM
Ile du saulcy, 57045 Metz cedex
alhussein_akram@yahoo.fr

Résumé :

Dans cet article, nous étudions le phénomène d'érosion des tuyaux transportant des liquides et des gaz. Sous l'impact de sable sur la surface extérieure des tuyaux ou impact de substance en contact sur la surface intérieure, la durée de vie des tuyaux diminue. En général, la rupture se produit quand la réduction de l'épaisseur du tuyaux atteint une valeur critique pour la quelle la contrainte dans le cratère atteint un seuil limite. Afin d'expliquer la réduction de vie des tuyaux en XC10, nous avons procédé à une opération de sablage pour différents temps suivi d'un essai Charpy U. L'évolution de la ténacité dynamique et la microdureté sont exprimées en fonction du temps de sablage.

Abstract :

In this article, we study the phenomenon of erosion in pipes transporting the liquids and the gases. The life duration of the pipes decreases because of external and internal sand erosion. Generally, the rupture occurs when the reduction of the pipe wall thickness reaches a critical value for which the stress in the crater reaches a limiting threshold. In order to explain the reduction in the life duration of pipes pertaining to XC10, we subjected the pipes to sanding operation for different periods followed by Charpy U test. The dynamic toughness evolution and the micro hardness are measured as a function of the sanding time.

Mots-clefs :

Pipelines ; Erosion ; Ténacité dynamique

1 Introduction

L'érosion est un processus provoqué par un volume érodé sur une surface d'un matériau. Le phénomène des tuyaux soumis au processus de fatigue, par impact de sable, est un problème qui concerne de nombreux secteurs industriels. Les chocs entre des particules solides et la surface du tuyaux causent un endommagement sévère qui se manifeste par des cratères d'écaillage de différentes formes et profondeurs : Hasan et Iqbal (2006). L'épaisseur du tuyau est réduite et la rupture a lieu quand la contrainte dans les cratères atteint un seuil limite.

Le taux d'érosion augmente en fonction du temps d'exposition jusqu'à une valeur constante : Hattori et Nakao (2002). Ces auteurs ont divisé le phénomène du volume érodé en quatre étapes consécutives: Etape initiale caractérisée par un volume érodé, étape d'incubation (quelques fissures sont observées à cause d'accumulation de la déformation plastique), étape d'accélération d'érosion et étape d'érosion maximale. Pendant le processus d'érosion, la microdureté de Vickers de la surface augmente jusqu'à atteindre une valeur constante. Dans l'étape de l'érosion maximale, le volume érodé est fonction de $HV^{-3/2} E^{-2}$.

Les particules, entraînées par un courant du liquide ou de gaz, constituent le risque principal sur les parois internes du tuyau. Les particules évoluent jusqu'à leurs collisions avec des obstacles intérieurs (valves, coudes du tuyau,...etc.). Parslow et al (1999) montrent que ces particules perdent une partie de leurs énergies cinétiques et changent de trajectoires après d'autres collisions. En conséquence, la turbulence locale provoque une érosion plus sévère que dans les parties droites.

Les principaux paramètres d'érosion sont : le temps d'exposition, l'énergie cinétique des particules pour laquelle la moyenne d'érosion est proportionnelle à la masse et à la vitesse des particules solides: Wood et al (1998) et l'angle d'impact pour lequel le taux d'érosion maximale dépend du sort du matériau : Bozzini et al (2003).

Pour déterminer l'influence de l'érosion sur la ténacité du matériau, nous avons réalisé des essais Charpy. La propagation de la fissure a lieu dans l'épaisseur de l'échantillon par diminution de la charge. A partir de la valeur critique de la charge, on calcule la ténacité K_{Ic} : Fernandez-Canteli et al (2002).

$$K_{Ic} = \left(\frac{F_m S}{BW^{\frac{3}{2}}} \right) \left[2.9 \left(\frac{a_m}{W} \right)^{\frac{1}{2}} - 4.6 \left(\frac{a_m}{W} \right)^{\frac{3}{2}} + 21.8 \left(\frac{a_m}{W} \right)^{\frac{5}{2}} - 37.6 \left(\frac{a_m}{W} \right)^{\frac{7}{2}} + 38.7 \left(\frac{a_m}{W} \right)^{\frac{9}{2}} \right] \quad (1)$$

Où F_m est la charge critique à l'instabilité de la fissure, B l'épaisseur de l'échantillon, W sa largeur, a_m la longueur d'entaille et S la distance entre les appuis.

La ténacité est déterminée par l'application du critère local de rupture en terme de contrainte : Pluvinage (2003).

$$K_{Ic} = \sigma_{ef} (2\pi X_{ef})^\alpha \quad (2)$$

$$\alpha(\psi) = 0.5 - 0.089 \left(\frac{\psi}{\pi} \right) + 0.442 \left(\frac{\psi}{\pi} \right)^2 - 0.853 \left(\frac{\psi}{\pi} \right)^3 \quad (3)$$

Où σ_{ef} est la contrainte effective, X_{ef} la distance effective, ψ l'angle d'entaille.

Sachant la variation de la contrainte normale et le gradient de contrainte relative au plan d'entaille, la distance effective X_{ef} est liée à la valeur minimale du gradient de contrainte. Cette contrainte effective est définie comme la moyenne des contraintes pondérées à l'intérieur de la zone de rupture.

Le critère énergétique considère que la ténacité est proportionnelle au travail surfacique de rupture et représente précisément la résilience : $K_{CU} = U_r / Bb$ (4)

La ténacité (à l'amorçage) est définie par Turner (1979): $J_{IC} = \eta U_c / Bb = \eta K_{CU}$ (5)

Les valeurs du facteur de proportionnalité η sont déterminées par deux méthodes :

Formule ASTM 813.81 (Norme américaine) : $\eta = 2 + (0.522 b/W)$ (6)

Formule BS norme Britannique : $\eta = 1.97 + (0.518 b/W)$ (7)

Dans notre étude, $b=8$ et $W=10$ mm alors : $\eta_{ASTM} = 2 + (0.522 * 0.8) = 2.4176$

$\eta_{BS} = 1.97 + (0.518 * 8/10) = 2.3844$

Par approximation, J_{IC} est donné par le travail total de rupture: Pluvinage (2003):

$$J_{Ic} \cong \frac{2U_c}{Bb} \quad (8)$$

Où J_{IC} est la ténacité, K_{CU} la résilience, U_r l'énergie de rupture, U_c le travail de rupture mesuré à l'amorçage, B l'épaisseur d'échantillon, W la largeur d'échantillon et b la taille du ligament.

Les valeurs de ténacité ont été calculées en appliquant le critère énergétique. Afin de donner une explication physique à ces valeurs de ténacité, la microdureté HV a été mesurée le long de la surface de rupture. L'évolution de la dureté du matériau durant l'opération de sablage, impose une étude statistique qui estime la probabilité de rupture.

2 Matériau et conditions d'essais

Le but de ce travail est d'étudier l'influence du temps de sablage sur la ténacité et la dureté du matériau. Pour cela, nous avons réalisé trois essais: sablage, Charpy et dureté *HV* sur des échantillons en acier XC10 entaillés en U : Tab. 1 et Fig. 1.

Masse volumique (Kg / m ³)	Module d'Young E (GPa)	Coefficient de poisson	A min %	Limite d'élasticité Re (MPa)	Rp0.02 (MPa)	Résistance maximale Rm (MPa)
7850	216	0.29	31	260	215	340-420

TAB. 1 - Propriété mécaniques d'acier XC10

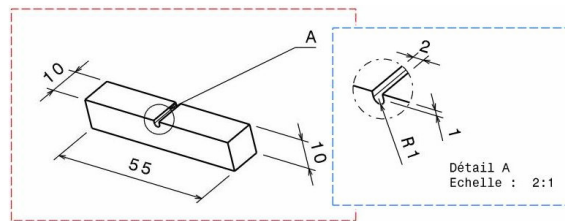


FIG. 1 - Géométrie d'échantillon

Une sableuse Blaster 2700, équipée d'un manomètre permettant d'adapter la puissance désirée, est utilisée. L'alimentation du sable (Al_2O_3) se fait par effet venturi, avec un débit de sablage constant durant toute l'opération. La vitesse du flux d'air, environ 30 à 70 km/h, a été mesurée à l'aide d'un anémomètre. Elle représente la vitesse moyenne du vent de sable dans les régions sahariennes. Les Propriétés physiques et mécaniques sont présentées respectivement dans les Tab. 2 et Tab. 3 :

Composition atomique Al_2O_3	Densité	Taux d'absorption d'eau (%)
>99,9%	3,95	0

TAB. 2 - Propriétés physiques du sable (corindon)

Dureté Vickers (HV)	Résistance à la traction (N/mm^2)	Résistance à la flexion (N/mm^2)	Résistance à la compression (N/mm^2)	Module d'Young (N/mm^2)	Coefficient de poisson	facteur d'intensité de contraintes ($Mpa.m^{1/2}$)
1800-200	200-250	200-600	1900-2000	$3.8 \cdot 10^5$	0.25-0.3	4-5

TAB. 3 - Propriétés mécaniques du sable (corindon) à 20° C

Afin de régler les angles de projection de l'abrasif et de centrer les impacts, nous avons réalisé un montage, qui respecte les conditions suivantes : Diamètre de la buse fixé à 8mm, débit moyen durant les tests d'érosion à environ 1.57 g/s, l'angle d'impact entre le débit de sable et la surface d'échantillon égal à 90°, la distance entre le tube et l'échantillon est fixée à 200 mm, la pression de flux de l'air à 0.4 MPa et enfin la durée de sablage varie entre 5 et 240 min.

L'essai Charpy donne l'énergie absorbée à la rupture (exprimée en joules). Pendant l'essai, on a respecté les conditions suivantes : Une température ambiante, l'énergie nominale du mouton est égale à 300 joules, le couteau du mouton attaque l'éprouvette dans le plan de

symétrie de l'entaille et sur la surface opposée à celle-ci, et l'éprouvette doit se rompre complètement après le choc.

La microdureté du matériau, après sablage, est mesurée le long de la ligne de rupture et à partir du fond d'entaille. Dans l'essai de dureté Vickers, un microscope a été utilisé en appliquant une force $F = 1 \text{ kgf}$ sur une pyramide en diamant à base carrée et d'angle au sommet de 136° . La pression est maintenue pendant 15 s. La diagonale de l'empreinte est mesurée et la valeur de HV est déduite par l'équation :
$$HV = F/Se = 1,8544 F / d^2 \quad (9)$$
 Où Se est la surface latérale d'empreinte (exprimée en mm^2), d sa diagonale (en mm) et F la force appliquée (en Kgf).

3 Résultats et discussion

Pour étudier l'influence de l'impact des particules solides sur la surface du matériau, nous avons réalisé préalablement un essai de sablage en utilisant 14 échantillons pour sept intervalles de temps différents : 0, 5, 15, 30, 60, 120 et 240 *min*. Ces quatorze échantillons ont été soumis ensuite au test Charpy. Les valeurs obtenues sont présentées sur la Fig. 2.

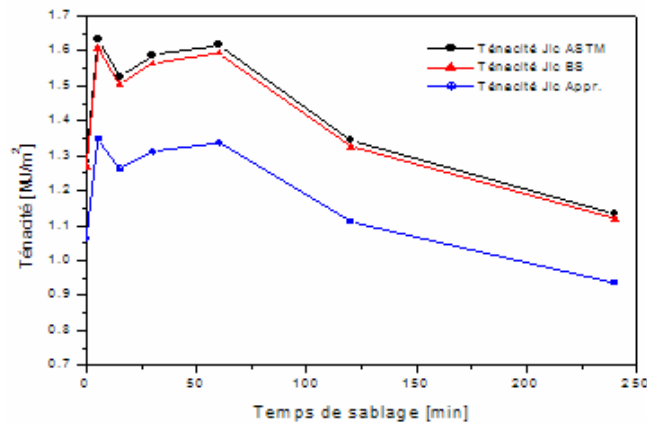


FIG. 2 - Variation de ténacité en fonction du temps de sablage

Les valeurs de ténacité obtenues sont considérées comme la capacité du matériau à absorber de l'énergie. Nous constatons que cette capacité diminue après une période limite de temps à cause des contraintes résiduelles. Plus ce temps est élevé, plus les contraintes résiduelles sont grandes. Nous remarquons aussi que les valeurs de la ténacité se distinguent par trois domaines essentiels :

Chaque échantillon non sablé à une valeur limite de ténacité.

Une zone où la ténacité reste presque constante.

Une réduction de la résistance du matériau à la rupture avec l'augmentation du temps de sablage. Par conséquent dans cette zone, le temps de sablage est néfaste pour la ténacité.

Afin de mesurer la microdureté du matériau, après l'opération de sablage, nous avons préparé six échantillons rompues par mouton pendule Charpy. Les intervalles de temps de sablage sont : 0, 5, 15, 30, 60 et 240 *min*. Les éprouvettes ont été polies et la dureté HV mesurée à partir du fond d'entaille et selon la section rompue. Les résultats sont présentés sur la Fig. 3 où D_S est la distance entre le fond d'entaille et la pointe de mesure. La dureté initiale du matériau est : $HV = 267$. La rigidité au fond d'entaille augmente sous l'influence d'impact de sable. La microdureté du matériau au fond d'entaille est maximale mais change peu pour $D_S > 1.5 \text{ mm}$. On constate également que les valeurs de la dureté ont une dispersion visible. L'approche statistique de Weibull paraît un chemin logique pour décrire la fréquence de la distribution. La probabilité de rupture s'écrit :

$$P_r(HV) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{HV}{HV_0}\right)^{m_w}\right) \quad \text{Weibull (1939)} \quad (10)$$

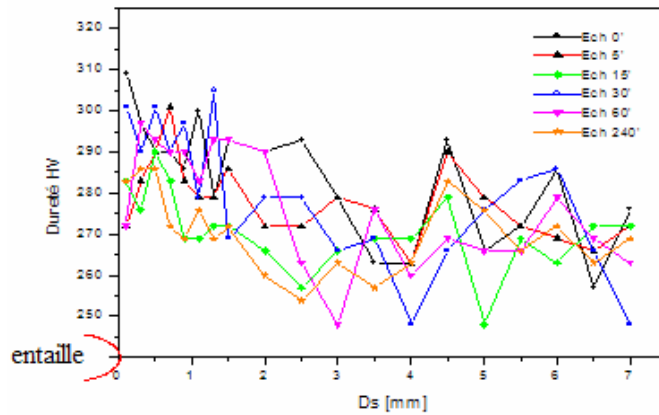


FIG. 3 - Variation de la dureté de matériau selon la ligne de rupture

Les méthodes d'estimation des paramètres de la distribution de Weibull sont multiples. Citons principalement : la méthode des moindres carrés et la méthode des moments. Selon ces méthodes l'affectation de la probabilité cumulée de rupture pour chaque valeur expérimentale se fait par la méthode de la statistique de l'ordre. Il existe plusieurs approximations de la probabilité cumulée :

$$P_r = \frac{i - 0.5}{N} \quad \text{Bliss (1937)} \quad (11)$$

$$P_r = \frac{i - \alpha}{N - \alpha - \beta + 1} \quad \text{Ipsen et Jens (1944)} \quad (12)$$

Où α et β sont des coefficients qui dépendent de la forme de la distribution. Pour une distribution quelconque, on pose $\alpha = \beta = 0.3$ et i le rang de l'essai correspondant dans le classement des N essais. HV : Dureté Vickers appliquée, HV_0 : Dureté de normalisation et m_w : module d'inhomogénéité ou module de Weibull.

En appliquant les équations (10) et (11), les paramètres de Weibull ont été calculés pour chaque échantillon, Fig. 4. Nous constatons que la probabilité de rupture est proportionnelle à la dureté HV ; Pour $P_r = 0.5$, la dureté $HV = 277$.

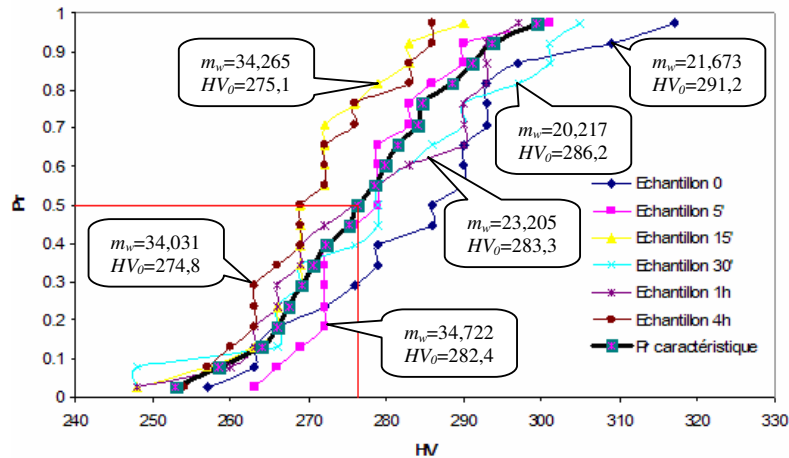


FIG. 4 - Probabilité de rupture selon module Weibull

4 Conclusions

L'étude du matériau XC10, soumis à un impact de sable suivi d'un essai Charpy, a permis de déterminer d'une part, la capacité du matériau à absorber l'énergie, et d'autre part, d'évaluer la microdureté sur la surface de la section rompue. Dans cet article, le mécanisme d'érosion des surfaces est exprimé par différents critères de ténacité : ténacité conventionnelle, critère local de rupture et critère énergétique.

Nous avons réalisé les essais suivants :

- 1- Essai de sablage appliqué à quatorze échantillons et pour différents intervalles de temps, afin d'étudier l'influence du temps de sablage sur la ténacité du matériau.
- 2- Essai Charpy qui détermine l'énergie de rupture. Les résultats montrent que la ténacité chute après une heure d'impact de sable.
- 3- Essai de microdureté Vickers réalisé sur six échantillons. Les mesures enregistrées montrent que la microdureté maximale se trouve au fond de l'entaille.

Finalement, un concept statistique, basé sur l'approche statistique de weibull, estime la probabilité de rupture et évalue la rigidité du matériau. Par conséquence, les contraintes résiduelles induites par l'opération de sablage ont une grande influence sur la dureté et sur la ténacité du matériau.

Références

- Hasan, F., Iqbal, J. 2006 Consequential rupture of gas pipeline, *Engineering Failure Analysis* 13, 127-135
- Hattori, S., Nakao, E. 2002 Cavitation erosion mechanisms and quantitative evaluation based on erosion particles, *Wear* 249, 839-845.
- Parslow, G. I., Stephenson, D. J., Strutt, J. E. & Tetlow, S. 1999 Investigation of solid particle erosion in components of complex geometry, *Wear* 233-235, 737-745.
- Wood, R. J. K., Puget, Y., Trethewey, K. R. & Stokes, K. 1998 The performance of marine coatings and pipe materials under fluid-borne sand erosion, *Wear* 219, 46-59.
- Bozzini, B., Ricotti, M. E., Boniadi, M. & Mele, C. 2003 Evaluation of erosion –corrosion in multiphase flow via CFD and experimental analysis, *Wear* 255, 237-245.
- Fernandez-Canteli, A., Arguelles, A., Vina, J., Ramulu, M. & Kobayashi, A. S. 2002 Dynamic fracture toughness measurements in composites by instrumented Charpy testing :influence of aging, *Composites science and Technology* 62, 1315-1325.
- Pluvinage, G. 2003 Un siècle d'essai Charpy: De la résistance vive à la rupture à la mécanique de rupture d'entaille, *Mécanique & Industries* 4, 197-212.
- Turner, C. E. 1979 Methods for post yield fracture safety assessment, *Post-yield Fracture Mechanics* 23-210.
- Pluvinage, G. 2003 *Fracture and fatigue emanating from stress concentrators*, Published by Kluwer Academic Publishers.
- Weibull, W. J. 1939 *Proc. Ing. Vetenskapsakad Akad.* 151.
- Bliss, C. J. 1937 *Ann. Appl. Biol.* N°24, PP. 815-852.
- Ipsen, J., Jens, N. K. 1944 *Acta. Path. Microbiol. Scand.*, 21. PP. 343-381.