

高韧性管道动态断裂的气体减压模式和材料韧性研究

由小川 庄 苗

(清华大学工程力学系, 北京 100084)

摘要 天然气管道上动态裂纹扩展包含气体、结构和断裂的相互作用。因此, 分析射流场分布特性及其与管壁开裂变形的相互作用是数值模拟过程的关键问题。随着钢管韧性等级的迅速提升和气体压力的不断提高, 原有的经验公式乃至算法多数不再适用, 亟需通过理论、试验和数值模拟给出新的扩展与止裂判据, 以控制裂纹在管道上扩展的速度和距离。本文通过一系列的韧性试验校正了现行的管材韧性判定办法, 并对不同工况下的裂纹动态扩展以及超声速射流场进行了数值仿真, 以建立一套工程适用的评价体系。

关键词 动态裂纹扩展, 气体压力模式, 韧性试验, 数值模拟, 裂纹尖端张开角

引 言

纵向裂纹的衍生与扩展是输气管道上许多灾难性事故的成因。管道开裂使高压输送介质放空, 在断裂源两侧各产生一个减压波向远端传播, 减压波速度的极限值为声波的传播速度^[1,2]。在气体介质中, 减压波速往往低于管体上发生的裂纹扩展速度, 断裂因而得以持续扩展。由于这种断裂是在动载荷推动力作用下高速发展的, 所以称为动态断裂扩展。

输气管线的长程爆裂失效带来巨大的经济损失乃至人员伤亡, 因而要求管线设计时要最大限度避免此类事故的发生。从上世纪 60 年代起, 西方国家做了各种输运介质和管道特征条件下的全尺寸爆裂试验, 根据试验发展并校准了若干经验公式和模型以估计抑止断裂扩展的临界韧性^[3~7]。预测的止裂韧性在当时的输运条件下基本能够表示管线的止裂性能。近年来, 随着冶金技术的发展, 国内外天然气输送向高压高等级钢管转变, 在降低管道成本的同时提升了建成后的运营效益。管材强度和韧性的提高以及高压富气输送工艺的采用使已有的止裂预测公式不再适用, 对输送管道的安全性评估提出了新的要求。

管壁变形, 气体流动和裂纹扩展紧密相关地体现在管道破坏中, 气体压力为管壁变形提供了运动的驱动力, 管道形状和裂纹扩展又影响了气体流动。为了分析管道上裂纹扩展过程中的这种耦合作用, 气体压力分布的计算是关键一步。本文分别对高压气体逸出的射流场分布以及管道全程动态断裂扩展

进行了数值模拟, 通过试验获取了新的经验公式, 对管道的断裂动力学评估, 和钢制管道抵抗裂纹扩展的能力分析具有重要的意义, 本文的研究成果已经应用于我国西气东输工程的可靠性评估。

1 高压气体射流场的数值模拟

流体 / 结构 / 断裂耦合作用下的动态裂纹扩展包括计算结构力学、流体力学和断裂力学方面的相关问题, 彼此互为因果: (a) 流体压力作用于含裂纹结构, 产生裂纹驱动力; (b) 结构开裂导致内部流体迅速溢出; (c) 裂纹扩展形成结构上移动的边界条件。20 世纪 80 年代末, 美国西南研究院的 O'Donoghue 等人考虑了裂纹扩展过程中气体逸出与管壁扩张之间的相互作用, 提出管道纵向裂纹扩展的计算模型, 完成模拟该问题的计算程序 PFRAC^[3~5]。庄苗改进了其部分功能并扩展了组合受力分析的能力^[6,7]。通过与试验比较, 该程序的可靠性得到了证实^[3,7]。应用该程序可以计算裂纹驱动力 G 和裂纹尖端张开角 $CTOA$ ^[7,8]。

在 PFRAC 的解耦算法中, 为了节省计算时间且满足精度要求, 采用根据试验数据所确定的管壁压力分布模拟曲线代替气体动力学的耦合计算。管壁变形, 气体流动和裂纹扩展紧密相关地体现在管道破坏中。为了分析管道上裂纹扩展过程中的耦合作用, 气体压力分布的模型是关键一步。经实际管道破坏实验建立的一维气体压力模式为^[3]

$$p_1 = p_0 \left(\frac{2}{\gamma+1} + \frac{\gamma-1}{\gamma+1} \frac{\dot{a}}{C_0} \right)^{\frac{2\gamma}{\gamma-1}} \quad (1)$$

式中 γ 为气体的导热常数 (天然气为 1.4), C_0 是声音在气体中直线传播的速度 (天然气为 330 m/s).

根据试验给出的实际管道开裂试验的结果, 发展了裂纹后面气体压力衰减模式, 将气压的衰减表示成裂纹位置和初始线压力的函数. 其计算表达式为^[5]

$$P(z) = p_1 \left(1 - \frac{z}{L}\right), \quad z < L \quad (2)$$

式中 z 是计算截面的位置, L 是衰减长度.

下面的内容将围绕 (1) 和 (2) 两式的合理性展

开验证和讨论. 图 1 是 PFRAC 计算出的管道壁面在某一瞬时的变形状态以及以此为依据建立的流场计算网格. 工作参数为: 裂纹扩展速度 200 m/s, 管道外径 1016 mm, 壁厚 14.7 mm, 内压 10 MPa. 外部流场区域选取范围为 $3D \times 5D$ (D 为管道外径). 输送介质选用天然气的主要成分甲烷. 远场压力定义为大气压力. 在底部和侧面应用对称边界条件. 计算段管道全长为 35 m, 裂尖位于沿轴向距对称面 18.88 m 处. 管壁的扩张速度按照 PFRAC 的计算结果作为流场的运动壁面边界条件.

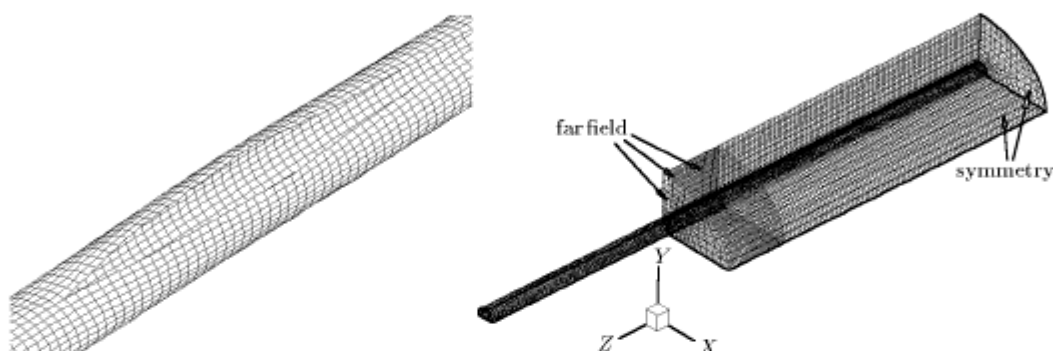


图 1 流场计算域模型的建立

Fig.1 Modeling of flow simulation

非定常可压缩的气体流动满足如下的 N-S 方程

$$\frac{\partial}{\partial t} \iiint_{\Omega} \mathbf{W} dV + \iint_{\partial\Omega} |\mathbf{F} - \mathbf{G}| dA = \iiint_{\Omega} \mathbf{H} dV \quad (3)$$

式中, Ω 是控制体, $\partial\Omega$ 是控制体边界面, $\mathbf{W}$ 是求解变量, $\mathbf{F}$ 是无黏通量, $\mathbf{G}$ 是黏性通量, $\mathbf{H}$ 是源项, 它们分别表示为

$$\mathbf{W} = \begin{Bmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ \rho w \\ \rho E \end{Bmatrix} \quad \mathbf{F} = \begin{Bmatrix} \rho U \\ \rho U u + p i \\ \rho U v + p j \\ \rho U w + p k \\ \rho U E + p U \end{Bmatrix}$$

$$\mathbf{G}_i = \begin{Bmatrix} 0 \\ \tau_{xi} \\ \tau_{yi} \\ \tau_{zi} \\ \tau_{ij} v_j + q_i \end{Bmatrix}$$

其中 ρ 代表密度; $\mathbf{U} = u\mathbf{i} + v\mathbf{j} + w\mathbf{k}$ 表示速度; E 为总能; $\mathbf{i}, \mathbf{j}, \mathbf{k}$ 分别为沿 x, y, z 方向的单位矢量; τ_{ij} 为黏性应力项; v_j 为速度分量, 下标 i, j 分别取 x, y, z ; q 为热通量.

采用二阶精度的有限体积法对控制方程进行空间离散, 时间离散采用 Gauss-Seidel 隐式迭代求解. 湍流模型选用 Spalart 和 Allmaras 在 1992 年提出的 S-A 方程模型, 描述如下:

湍流运动黏性系数满足输运方程

$$\rho \frac{D\bar{\nu}}{Dt} = G_\nu + \frac{1}{\sigma_\nu} \left[\frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ (\mu + \rho\bar{\nu}) \frac{\partial \bar{\nu}}{\partial x_j} \right\} + C_{b2} \rho \left(\frac{\partial \bar{\nu}}{\partial x_j} \right)^2 \right] - Y_\nu \quad (4)$$

式中, $\bar{\nu}$ 代表湍流运动黏性系数, ν 代表分子运动黏性系数; G_ν 是生成项, Y_ν 是破坏项.

计算的结果揭示了一些有意思的重要现象. 图 2 给出了 XZ 对称面上的马赫数分布. 管道中的流动在裂尖出口处达到超声速, 而在对称面附近发生了强烈的回流. 标示为 B 的位置压力和密度发生了强间断, 意味着出现了激波.

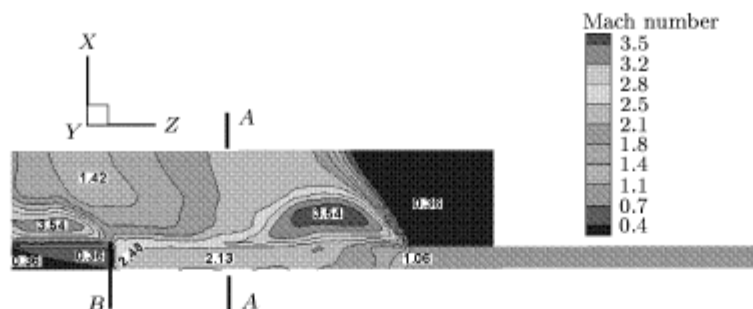
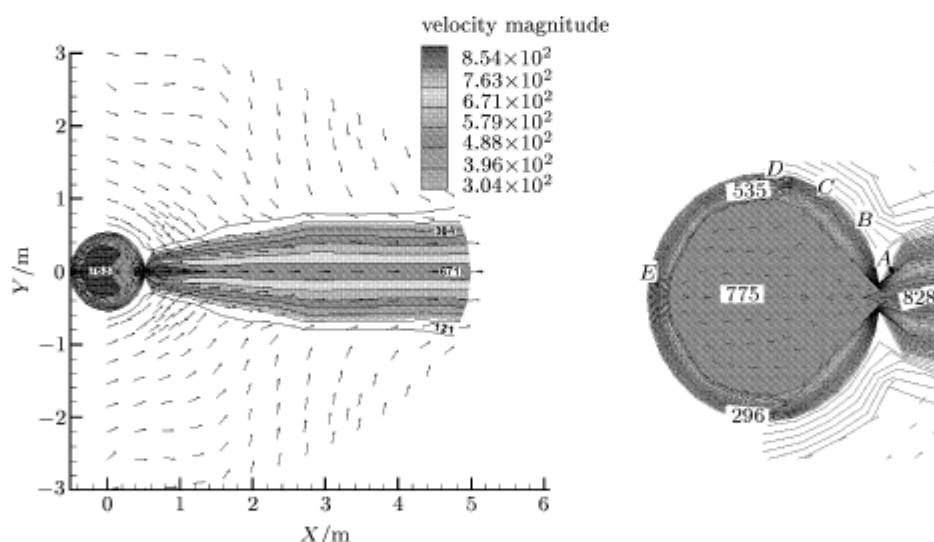


图 2 Y 向对称面上的马赫数分布 (内压 10 MPa)

Fig.2 Mach number distribution in Y-symmetry plane ($p = 10 \text{ MPa}$)

为了进一步观察 X-Y 截面上的速度分布, 图 3 绘出了图 2 中标示 A-A 截面的速度分布. 矢量箭头表示的是 X-Y 面内速度分量的方向, 等值线表示三维流动区域中的速率大小. 从图上可以看出外部流场的速度分布沿 Y 方向从中心到两侧速度迅速降低. 在距管道中心 5 倍远的外流场, 气流速度仍可达到 671 m/s. 图 3 右侧的放大截面上标出了 A 至

E 的 5 个点. 保持各点的 X 坐标不变, 变化 Z 坐标, 可在管壁上分别画出对应于截面上不同位置的轴线. 由于管道内壁处的气体静压等于该处管道承受的压力, 图 4 中 A ~ E 各点沿 Z 方向的气体静压变化反映了管道承受压力的轴向衰减规律. 左右两侧的初始内压分别为 10 MPa 和 8 MPa.

图 3 截面 A-A 上的速度分布 ($Z = 10 \text{ m}$)Fig.3 Velocity distribution in section A-A ($Z = 10 \text{ m}$)

与线性衰减模式 (2) (其估算结果在图 4 中用点划线标出) 相比, 计算得到的静压衰减结果揭示了几个重要问题. 其一是回流区的发现. 在轴向两侧扩展裂纹的对称面附近发现了强烈的回流, 这在裂纹扩展初期将导致管壁的裂纹后端的抖动, 从而对裂纹驱动力起到重要影响. 随着裂尖位置的不断前移, 回流区的压力将逐渐衰减到大气压值. 其二是回流区的位置. 计算表明, 回流区宽度随管道工作压力的升高而增长, 随裂尖位置的前移而减小. 其三是衰减区的压力变化. 气流通过裂纹尖端时, 管壁上作用

的气体压力沿轴向迅速衰减, 公式 (2) 中所用的衰减长度一般取为 1.5 倍管道直径, 最终衰减到零. 计算表明衰减长度随管道工作压力的升高而增加, 并且衰减区压力的最低值与管道的工作压力相关.

当发生裂纹后, 裂尖前部的压力减弱, 但是其对裂纹的扩展状态影响较小. 本文计算结果与公式 (1) 基本相符, 这和以前的全尺寸爆裂试验得到的结果是一致的. 在式 (1) 的基础上, 本文提出以下的裂纹后部气体压力修正衰减模式以替代公式 (2) 进行计算:

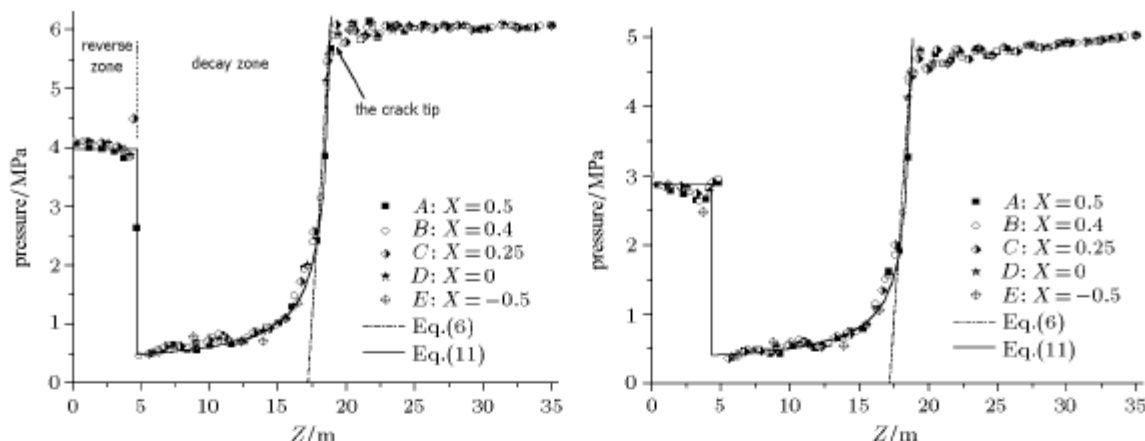


图 4 气体静压在截面上 5 个不同位置沿轴向的衰减

Fig.4 Static pressure decay from different lines through five points of the section

回流区长度

$$L^* = \frac{5.5Z_0\lambda^2 D^2}{(Z_0 + 3\lambda D)^2} \quad (5)$$

其中 Z_0 为裂尖所在位置, $\lambda = \sqrt{p_0/\bar{p}}$, p_0 为管道工作压力, $\bar{p}$ 为大气压, D 为管道直径.

回流区压力

$$p^* = \bar{p} + \frac{3\lambda D}{Z_0 + 3\lambda D} (p_1 - \bar{p}) \quad (6)$$

其中 p_1 的描述见 (1) 式.

衰减区压力

$$p(Z) = \bar{p} + \frac{p^* - \bar{p}}{\lambda} + \frac{\lambda(Z - L^*)(p_1 - \bar{p} - \frac{p^* - \bar{p}}{\lambda})}{250(Z_0 - Z) + (Z_0 - L^*)\lambda} \quad (7)$$

通过多种工况验证, 该模式与计算结果吻合良好. 图 4 分别给出了工作压力为 10 MPa 和 8 MPa 时的计算结果.

2 管线钢动态断裂韧性的试验测定

2001 年, 为测定不同种类 X70 钢管的动态断裂性能, 清华大学工程力学系与中国石油天然气集团公司西安管材研究所合作进行了一系列关于管道韧性的实验. 实验包括不同温度下的标准 CVN 试验 (按 GB2106-80 执行) 和 DWTT 试验 (按 GB8363-87 执行), 以及旨在测试材料断裂韧性的双试件 DWTT 试验. 目的是确定现有 X70 钢级钢材的断裂韧性, 并为数值模拟动态断裂扩展中参数的确定提供依据.

在标准 CVN 与 DWTT 试验中, 分别出现了不同程度的脆脆转换与断口分离现象. 断口分离现象的产生是因为应用于高韧性管线钢的控轧或机械热加工工艺在钢材中产生沿厚度方向分布的薄马氏体/贝氏体晶粒带, 使得试样发生延性断裂时在裂纹尖端附近区域形成一系列相互独立的细小的薄片, 薄片状的钢材降低了对延性断裂的止裂性能, 从而引起断裂韧性的降低. 图 5 展示了有无断口分离现象的 CVN 和 DWTT 试件的外观形貌.

CVN sample; without separation



DWTT sample; without separation



with separation



with separation



图 5 CVN 和 DWTT 试验中的断口分离现象

Fig.5 Appearance of separations in CVN and DWTT tests

CVN 冲击韧性受环境温度的影响. 在低温状态下, 夏比韧性随温度升高而显著增加, 在曲线上称作上升区^[9]. 在高温区, 温度变化对韧性的影响较小, 曲线接近水平, 此时的夏比冲击能量称为夏比平台能. 试验测定的断裂韧性随温度变化如图 6 所示.

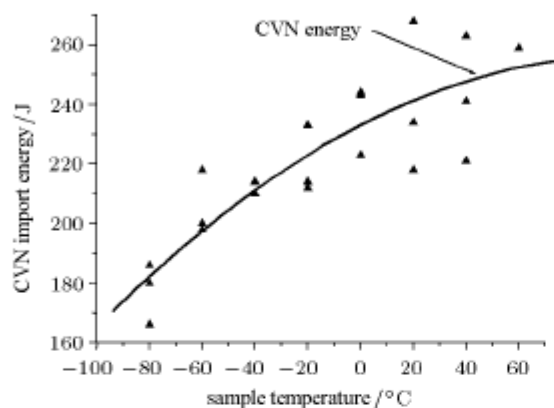


图 6 延性断裂韧性随温度的升高而增加
Fig. 6 Charpy energy terms for rising-shelf
controlled-rolled steel

断口分离的发生情况与温度有关. 随着试样温度的升高, 当钢材成分中的马氏体 / 贝氏体层达到其上台能时, 断口分离会逐渐减少直至消失. 图 7 选择的管线钢在试验温度范围内同时经历了脆韧转化和断口分离, 对上述结论给予了证实, 并可以看到发生断口分离的试件的韧性稍低于未发生断口分离的试件.

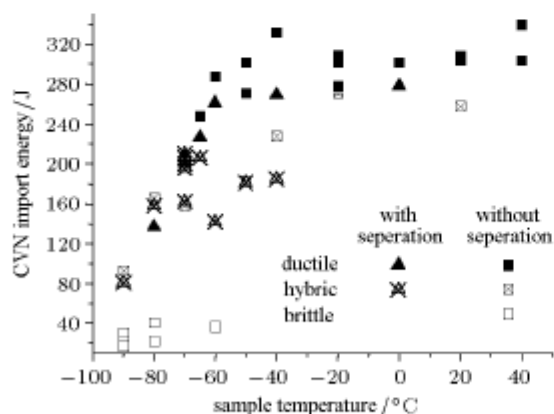


图 7 CVN 冲击能量在脆韧转换和断口分离过程中的变化
Fig.7 Charpy energy terms for rising-shelf
controlled-rolled steel

CVN 试验是被广泛采用的测定钢材断裂韧性的方式. 在早期的全尺寸爆破实验中, 所用管线钢 CVN 冲击韧性不超过 100J, 此时用 Battelle 的两步分析

模型 (也叫 Maxey 双曲线法) 可以比较好地预测管线止裂的临界韧性. 随着管线输送技术的发展, 对于高韧性材料和具有上台能的材料, 基于标准夏比冲击韧性的公式在实验验证过程中可靠性不理想. 此时 DWTT 试验作为修正 CVN 试验误差的替代方法被用于测定断裂韧性. 近二十年来的研究工作表明, 就高韧性钢而言, 基于 DWTT 试验的结果比 CVN 试验更准确^[10,11].

在已进行的大多数全尺寸试验中, 对钢材断裂性能的描述仅限于 CVN 冲击能量方面. 这意味着只有找到 DWTT 韧性和 CVN 韧性之间的关系, 已有的裂纹扩展全尺寸实验数据库才能用于 DWTT 吸收功做止裂预测. 因而从实用的角度来看, 应该建立同种材料的夏比吸收功和 DWTT 功之间的对应关系.

Wilkowski 对老式控轧钢, 包括有无上台能的情况做了检验, 得到标准 DWTT 韧性和夏比韧性的对应关系^[9,12]

$$\left(\frac{E}{A}\right)_{\text{DWTT}} = 3\left(\frac{E}{A}\right)_{\text{Charpy}} + 0.63 \quad (8)$$

其中单位面积的吸收能量定义为 E/A , 单位 J/mm^2 .

日本 HLP 委员会在大量实验的基础上对淬火回火高韧性钢的对应关系进行了调整^[13]

$$D_{\text{st}} = 5.93t^{1.5}C_v^{0.544} \quad (9)$$

其中 D_{st} 表示标准 DWTT 冲击能量 (J), C_v 表示标准夏比吸收功 (J), t 为管道壁厚 (mm).

根据最新的实验数据, 本文修正了 (9) 式的系数

$$D_{\text{st}} = 3.5t^{1.5}C_v^{0.6} \quad (10)$$

图 8 将式 (8)~ 式 (10) 预测的对应关系同真实试验结果做了对比. 可以看到原有公式 (8) 和 (9) 已经不适用于现在的钢材. 对于相近的 CVN 韧性预测结果, 实际的 DWTT 功从低到高在很大范围内分布. 由于 DWTT 试验和夏比冲击试验存在根本区别, 试验结果受试验机过剩容量、断口分离情况、起裂功比例不同、尺寸效应、锤击速度差异等因素的直接影响, DWTT 试验和夏比试验结果之间对应关系的分散性不可避免.

CTOA (裂纹尖端张开角) 是常用的断裂力学参数, 最早用来分析核电站管路的稳态裂纹扩展, 后来应用于输气管线和航空工业. 与裂纹张开角 COA

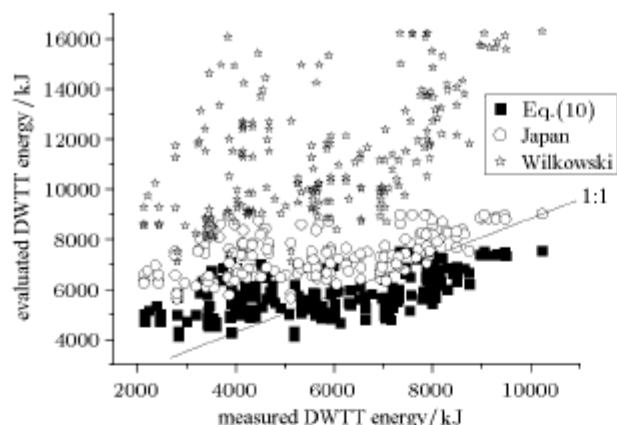


图 8 通过夏比冲击能量估计标准 DWTT 吸收功

Fig.8 Modified correlations between DWTT energy and Charpy absorbed energy

不同, $CTOA$ 对应于一定的断裂扩展状态, 不随测量点的位置而改变. $CTOA$ 从数学上可以由下式定义

$$CTOA = 2\arctan\left(\frac{1}{2} \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{\delta_t}{\Delta a}\right) \quad (11)$$

式中 δ_t 为裂纹尖端张开位移, Δa 为裂纹扩展长度.

在裂纹稳态扩展阶段, $CTOA$ 达到临界值而保持恒定不变, 称作材料断裂韧性 $(CTOA)_C$. $(CTOA)_C$ 可在小试样冲击试验中测得, 并直接应用到全尺寸管道的断裂上. 在描述断裂性能方面, $(CTOA)_C$ 被认为是衡量韧性断裂扩展抗力的度量指标之一, 它可以有效地替代夏比能量, 以解决在高韧性管线上依赖夏比能量而出现的重大偏差.

在管道延性裂纹扩展过程中, 表征裂尖驱动力的 $(CTOA)_{max}$ 与表征管壁断裂韧性 $(CTOA)_C$ 构成止裂判据

$$\left. \begin{aligned} (CTOA)_{max} &\geq (CTOA)_C, \text{ 裂纹扩展} \\ (CTOA)_{max} &< (CTOA)_C, \text{ 裂纹止裂} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

$(CTOA)_C$ 可以通过摄像机从实物裂纹扩展照片上观测得到, 也可同 CVN 或 DWTT 试验建立联系. Wilkowski 分别建立了基于 CVN 和 DWTT 吸收功的 $(CTOA)_C$ 测定方法. 较常用的是双试件 DWTT 法. 美国西南研究院发展了这一模型, 测得的 $(CTOA)_C$ 为^[4]

$$(CTOA)_C = \frac{180 \cdot 2571 \cdot (d_C^{a_1} - d_C^{a_2})}{\pi \cdot \sigma_{fd} \cdot (a_2 - a_1)} \quad (13)$$

式中 d_C 为槽深为 a 的 V 形槽 DWTT 韧性 (J/mm^2); a_1, a_2 为 V 形槽深度 (mm); σ_{fd} 是动

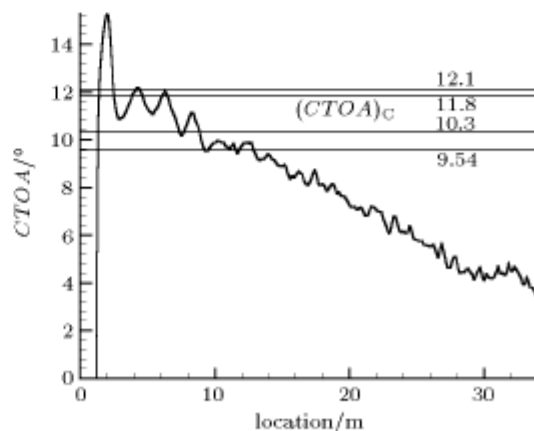
态屈服应力 (MPa). 表 1 给出了一组国产 X70 管材的测试结果, 代入公式 (13) 得到的 $(CTOA)_C$ 即为 X70 钢材的断裂韧性, 与开裂管道数值模拟计算的 $CTOA$ 结果对比^[8], 即构成了公式 (12) 的裂纹扩展或止裂判据.

表 1 双试样 DWTT 试验测定 $(CTOA)_C$ Table 1 $(CTOA)_C$ values calculated by DWTT two-specimen test

Sample No.	a (mm)	T ($^{\circ}C$)	E_{40} (J)	Shear area(%)	A (mm^2)	$(CTOA)_C$ ($^{\circ}$)
Q2-1	10	20	4230	100	669.5	10.3
Q2-2	36	20	2027	100	401.7	
Q2-3	10	-40	3210	93	669.5	11.8
Q2-4	36	-40	1373	92.3	401.7	
B2-1	10	20	3607	100	669.5	9.54
B2-2	36	20	1693	100	401.7	
B2-3	10	-40	2783	89.3	669.5	12.1
B2-4	36	-40	1140	89.7	401.7	

3 动态裂纹扩展过程模拟

采用改进的动态结构 / 断裂耦合程序 PFRAC, 对高压作用下的裂纹扩展全过程进行实时模拟, 计算方案是参照联盟管道全尺寸爆裂试验^[14]中与表 1 中的工况比较接近的实验数据, 指定裂纹扩展长度上的断裂速度分布. 计算得到的 $CTOA$ 沿轴向的分布如图 9 所示. 由于裂纹的起裂速度一般为 200~300m/s, 然后迅速减压减速扩展达十几米或者几十米后止裂, 由图 9 的管道爆裂试验数值模拟结果可见, 裂纹扩展达到 15m 左右止裂, 其时间是非常短暂的.

图 9 $CTOA$ 的计算值随裂纹扩展的衰减及与 $(CTOA)_C$ 的比较Fig.9 Calculated $CTOA$ decay along the location compared with $(CTOA)_C$

随着裂纹扩展过程中气体减压和材料韧性导致的速度降低,在裂纹尖端处塑性区的范围逐渐缩小。应用图 9 可以判断是否会发生止裂以及止裂发生的位置,对于不同韧性的钢管(韧性用表 1 中测得的 $(CTOA)_C$ 来表示),当计算得到的 $CTOA$ 值小于 $(CTOA)_C$ 时,管道上裂纹的扩展速度会逐渐降低,最终发生止裂。

4 结 论

本文通过流场中的压力分布求解作用于管道裂纹的驱动力和裂纹张开角 $CTOA$,并测定了断裂韧性随温度的变化规律,修正了韧性评估体系,进而描述了压力管道裂纹扩展与止裂的过程,完成了实时动态数值仿真。

回流区的发现对裂纹开始扩展的一段时间内的裂纹驱动力有重要影响,对于判定止裂点的位置有重要的工程意义。 CVN , $DWTT$ 和 $(CTOA)_C$ 均是评价钢管动态断裂韧性的参数,后者在评价动态裂纹扩展与止裂方面要优于前面二者。

参 考 文 献

- 1 Anon. Cited in EPRG report on toughness for Crack Arrest in gas pipelines. *3R International*, 1983, 22: 98~105
- 2 Leis BN, Eiber R.J. Fracture propagation control in on-shore transmission pipelines. In: Proceedings of the Special Party of ASME, Langfang, 2000. 155~173
- 3 Kanninen MF, O'Donoghue PE, et al. The Development and Verification of Dynamic Fracture Mechanics Procedures for Flawed Fluid Containment Boundaries. Final Report, 06-9452, Southwest Research Institute, 1989
- 4 Kanninen MF, Leung CP, et al. Joint final report on the development of a ductile pipe fracture model. In: Proceedings of Pipeline Technology Conference, Virginia, 1992, 38~66
- 5 Zhuang Z, Guo Y.J. The Analysis for Dynamic Fracture Mechanism in Pipelines. *Engineering Fracture Mechanics*, 1999, 64: 271~289
- 6 Zhuang Z, O'Donoghue PE. Determination of material fracture toughness by a computational/experimental approach for rapid crack propagation in PE pipes. *Int J of Fracture*, 2000, 101(3): 251~268
- 7 Zhuang Z, O'Donoghue PE. The recent development of analysis methodology for rapid crack propagation and arrest in gas pipelines. *Int J of Fracture*, 2000, 101(3): 269~290
- 8 You XC, Zhuang Z, Tang T, et al. Dynamic ductile fracture toughness test and simulation for ultra-high pressure gas pipelines interacting with supersonic jet stream. *Key Engineering Materials*, 2003, 243~244: 381~386
- 9 Wilkowski GM. Ductile fracture arrest methodology for current and future grades of line pipe steels. In: Proceedings of the Special Party of ASME, Langfang, 2000. 67~79
- 10 Brian N. Contrasting fracture behavior characterized using Charpy V-notch and dynamic-tear test methods. In: Proceedings of the Special Party of ASME, Langfang, 2000. 35~48
- 11 Brian N. Characterizing dynamic crack-resistance of pipelines using laboratory-scale practices. In: Proceedings of the Special Party of ASME, Langfang, 2000. 49~66
- 12 Wilkowski GM, Maxey WA, Eiber R.J. Use of the DWTT energy for predicting ductile fracture behavior in controlled steel line pipes. *Canadian Metallurgical Quarterly*, 1980, 19: 59~77
- 13 Makino H, Kubo T. Prediction for crack propagation and arrest of shear fracture in ultra-high pressure natural gas pipelines, In: Proceedings of the Special Party of ASME, Langfang, 2000. 103~118
- 14 Eiber B, Eiber R. Fracture propagation control for the alliance pipeline. In: Proceedings of the Special Party of ASME, Langfang, 2000. 1~34

STUDY ON DECOMPRESSION AND TOUGHNESS OF DYNAMIC FRACTURES FOR STEEL GAS PIPELINES

You Xiaochuan Zhuang Zhuo

(Dept. of Engineering Mechanics, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract Dynamic crack propagation on a gas pipeline involves the interaction among fluid, structure and cracks. Understanding the aerodynamic characteristics and interactions between gas and the pipeline is a key to the construction of numerical simulation. As a result of the complication in a coupling solution of the matter, some simple empirical models have been developed to simulate the pressure distribution process, with tolerances that are acceptable in the past. However, the increase of transmission pressure makes the occurrence of supersonic jet stream only a matter of time. The previous empirical models are now facing challenges. This paper tries to simulate the state of dynamic crack propagation in reaction to supersonic jet steam, with the aim of calibrating the existing gas decompression model by simulating the flow of the jet stream interacting with the splitting pipeline.

Key words dynamic fracture propagation, gas pressure model, toughness test, numerical simulation, *CTOA*