

● 行业综述

管线钢管韧性的设计和预测^{*}

高惠临

(西安石油大学 材料科学与工程学院, 西安 710065)

摘 要: 韧性的设计和预测是油气管线设计的重要内容。基于油气管线脆性断裂的防止、裂纹起裂阻力的优化和延性断裂扩展的控制,本研究对管线钢管的脆性断裂韧性、起裂韧性和延性断裂止裂韧性的设计和预测进行了分析和讨论。管线钢管的脆性断裂韧性设计以在最低运行温度下,DWTT 试样 85% S_A 作为设计和评定的标准;当进行起裂韧性设计和预测时,以最大理论临界裂纹尺寸的 90% 作为钢管所容忍的临界裂纹尺寸,临界裂纹尺寸所对应的韧性即为起裂韧性;天然气管道延性断裂止裂韧性设计的基本方法为 Battlle 双曲线方法及其简化公式。

关键词: 管线钢管; 脆性断裂韧性; 起裂韧性; 止裂韧性

中图分类号: TG142.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1001-3938(2010)12-0005-08

The Design and Prediction of Line Pipe Toughness

GAO Hui-lin

(School of Materials Science and Engineering, Xi'an Shiyou University, Xi'an 710065, China)

Abstract: The design and calculation of toughness is an important content in design pipeline used for transporting oil and gas. On the basis of preventing brittle fracture, optimizing resistance to fracture initiation, and controlling ductile fracture propagation, it analyzed and discussed design and prediction of brittle fracture, initiation fracture toughness and brittle fracture arrest toughness of line pipe. Under the lowest operation temperature, 85% S_A of DWTT is the design and evaluation standard of brittle fracture toughness, while designing and predicting initiation toughness, the 90% of the biggest theoretic critical crack size is the size which can be tolerated by steel pipe, and the corresponding toughness of critical crack size is initiation toughness. The hyperbola method and its simplified formula are the basic method to design brittle fracture arrest toughness of gas pipeline.

Key words: line pipe; brittle fracture toughness; initiation fracture toughness; arrest toughness

0 前 言

经济性和安全性是管线钢管韧性设计的基本出发点。从经济性考虑,不应过分提高安全系数;从安全性考虑,希望管线钢管具有足够的韧性储备。综合平衡这两方面的因素,并不是一件容易的事情。同时,由于目前采用的韧性指标(C_V 和 S_A 等)不能与包括设计应力在内的计算结合起来,设计人员只是依靠自身的经验和见解来确定

韧性的大小,这就增加了确定韧性指标的难度。因此,过去的韧性指标的确定主要建立在经验的基础上。在对第二次世界大战期间美国焊接油船船体的脆性断裂事故的失效分析中发现,如果船用钢板在 10℃ 时 C_V 值超过 20.3 J (15 ft · lb),就不会产生脆性断裂,因而把 20.3 J 确定为船板钢的韧性要求。在 20 世纪 50 年代之前,20.3 J 曾被认为是最后的设计依据,也是冶金研制工作的指导原则。之后,为安全考虑,又确定 0℃ 时的

* 基金项目:国家自然科学基金项目(50874090)

C_v 为 27 J (20 ft · lb) 作为质量保证。继而在 50 年代初,英国 Lloyd 船级社通过 World Concord 油船破断事故的分析,又提出 47 J (35 ft · lb) 的韧性标准。然而,这些韧性要求并不具备一般性,而且这些要求主要适用于脆性断裂,难以应用于长输管线工程。管线钢管的韧性设计在很长一段时间似乎成为一种捉摸不定的事情。随着断裂力学的出现、先进试验方法的实施和人们认识的进步,这种现象已大有改观。分析和把握管道裂纹的起裂、扩展和止裂的进程,人们有可能对管线韧性作出具体的设计计算,对所需的韧性作出准确的预测,从而使韧性设计有章可循^[1]。

1 脆性断裂韧性的设计和预测

脆性断裂是早期管道一种常见的断裂形式。20 世纪 60 年代,美国 Battlle 研究所 (BMI, battlle memorial institute) 系统研究了管道脆性断裂与材料韧性间的关系,提出了以断口剪切形貌面积 S_A 作为材料脆转变温度 (DBTT, ductile-brittle transition temperature) 的表征。在脆转变温度以上运行的管道不会发生脆性断裂。

全尺寸爆破试验的结果表明,钢管的断裂速度与断口的剪切面积 S_A 有如图 1^[2] 所示的对应关系。断裂速度大于 460 m/s 的脆性断裂,对应的 S_A 小于 20%; 断裂速度小于 275 m/s 的韧性断裂,对应的 S_A 大于 80%; 当断裂速度在 275 ~ 460 m/s 之间时,对应的 S_A 为 20% ~ 80%。这就表明,断口剪切面积 S_A 可作为评定脆性断裂的重要指标。当 S_A 大于 80% 时,不出现脆性断裂。

研究表明,虽然 CHARPY 冲击试验的能量值是韧性设计中的起裂韧性和止裂韧性的重要参

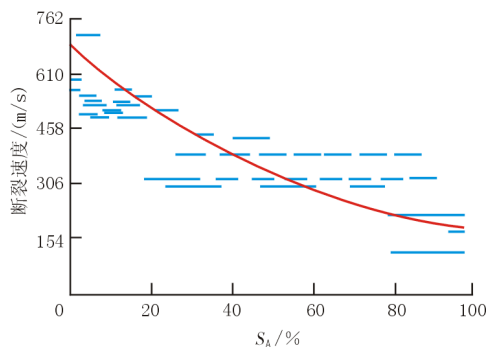


图 1 钢管的断裂速度与断口的剪切面积 S_A 的关系

数,然而其断口形貌 S_A 却不能很好地作为管道韧性评价的指标。这是因为 CHARPY 冲击试样断口的 S_A 与全尺寸管道的断裂速度没有确定的线性关系(图 2)。相反,大量的试验表明,落锤撕裂试验 (DWTT, drop weight tear test) 的 S_A 与全尺寸爆破试验断口的 S_A 基本一致(图 3),因而,管线钢的脆性断裂韧性一般以 DWTT 的 S_A 为依据。

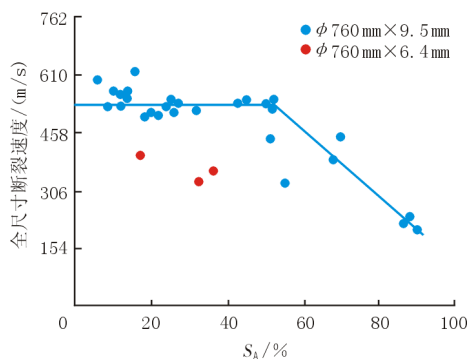


图 2 CHARPY 冲击试样断口的 S_A 与全尺寸管道的断裂速度的关系

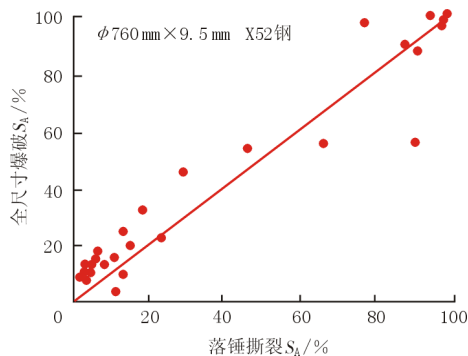


图 3 DWTT 的 S_A 与全尺寸爆破试验断口 S_A 的关系

目前,在以断口形貌作韧性要求时,世界各国所采用的标准并不一致。一般认为,50% S_A 所对应的温度 50% FATT (fracture appearance transition temperature) 相当于 PELLINI 断裂分析图 (FAD, fracture analysis diagram) 中的弹性转变温度 FTE (fracture transition elastic), 即工作温度高于 50% FATT 温度时,裂纹不是在弹性区而是在塑性区扩展,这样就增大了裂纹扩展阻力,防止了解理裂纹的失稳扩展。因此,50% FATT 可作为材料韧性的基本要求。为保证长输管线运行的可靠性,美国 Battlle 研究所主张,在以管线最低运行温度 (MOT, minimum operation temperature) 为试验温

度时,采用在 DWTT 试样断口上剪切面积不得少于整个断口面积的 85% 作为脆性断裂韧性设计和评定的标准,并为各国管道工作者所接受^[2]。在工程上,为防止脆性断裂的发生,对钢管(尤其是直径小于 457 mm 的厚壁管)^[2]的 CHARPY 冲击试验也提出在试验温度下剪切面积不得小于整个断口面积的 85% 的要求,试验温度见表 1^[3]。

表 1 防止脆性断裂的 CHARPY 冲击试验温度

壁厚/mm	管线设计试验温度/℃
≤20	-10
20~30	-20
>30	-30

当扩展的裂纹达到环焊接头区域时,会受到另一根管线钢管的管体作用而被“止裂”,因此,脆性断裂控制通常只对管体部分提出要求。

2 起裂韧性的设计和预测

由断裂力学可知,无限大宽板中间穿透裂纹的张开位移 δ 为

$$\delta = \frac{8\sigma_s a}{\pi E} \ln \sec \frac{\pi \sigma}{2\sigma_s}, \quad (1)$$

式中: σ_s —屈服强度,MPa; a —1/2 裂纹长度,mm; σ —应力,MPa; E —弹性模量,MPa。

在钢管中,裂纹表面是不受应力的自由表面,因此内应力将产生附加力矩使裂纹向外“鼓胀”。这个附加力矩使钢管的有效应力增加。这时,对钢管的有效作用应力 σ 为

$$\sigma = M \cdot \sigma_h, \quad (2)$$

式中: σ_h —环向应力,MPa; M —鼓胀系数,又称 Folias 因子。

对钢管而言

$$M = \left(1 + 1.16 \frac{a^2}{Rt}\right)^{0.5}, \quad (3)$$

式中: R —钢管半径,mm; t —钢管厚壁,mm。

将(2)式代入(1)式,并考虑到钢管大范围屈服所产生的形变强化,将流变应力 σ_f 代替屈服强度 σ_s (一般认为低、中强度钢 $\sigma_f = \sigma_s + 68.9$ MPa;高强度钢 $\sigma_f = \frac{\sigma_s + \sigma_h}{2}$),则(1)式被修正为

$$\delta = \frac{8\sigma_f a}{\pi E} \ln \sec \frac{\pi M \sigma_h}{2\sigma_f}, \quad (4)$$

在临界状态下

$$\delta_c = \frac{8\sigma_f a_c}{\pi E} \ln \sec \frac{\pi M \sigma_h}{2\sigma_f}. \quad (5)$$

钢管的断裂韧性与 CHARPY 冲击韧性的关系为^[4],

$$\frac{12C_v}{A_c} = \delta_c \sigma_f, \quad (6)$$

式中: A_c —CHARPY 冲击试样缺口处截面积。

根据(5)式和(6)式可建立 CVN 与钢管全壁厚临界裂纹长度 a_c 的关系

$$C_v = \frac{2}{3} \cdot \frac{A_c \sigma_f^2}{\pi E} \cdot \ln \sec \frac{\pi M \sigma_h}{2\sigma_f} \cdot a_c. \quad (7)$$

该关系曲线如图 4 所示。由此可以提出钢管起裂韧性的设计。

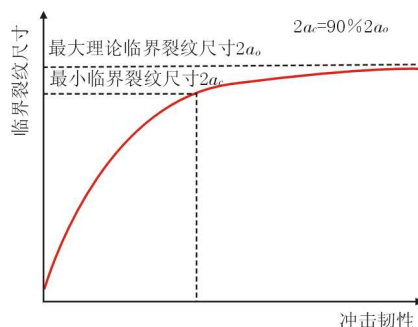


图 4 冲击韧性与临界裂纹尺寸的关系

由图 4 可知,当韧性很高或无限大时,钢管的破坏受流变应力控制,这时可容许的最大裂纹尺寸可以达到最大理论临界裂纹尺寸。最大理论临界裂纹尺寸可通过下式计算^[2,5]。

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_f} = \left[1 + 1.255 \frac{2a^2}{Dt} - 0.0135 \frac{4a^4}{(Dt)^2}\right]^{0.5}. \quad (8)$$

当进行韧性设计和预测时,以最大理论临界裂纹尺寸的 90% 作为钢管所容忍的临界裂纹尺寸。临界裂纹尺寸所对应的韧性即为起裂韧性。对一条外径 760 mm,壁厚 9.5 mm,输送压力为 6.9 MPa 的 X60 管线进行韧性设计时,加拿大北极管线公司应用这一原则所确定的起裂韧性值为 40 J。对一条外径 1219 mm,输送压力为 6.9 MPa,设计系数为 0.8 的 X80 管线进行韧性设计时,所确定的起裂韧性值为 100 J,相应的临界裂纹尺寸为 207 mm^[2]。

将这一起裂韧性设计方法应用于我国西气东输二线管道工程(外径 1219 mm,壁厚 18.4 mm,输送压力为 12 MPa,钢级 X80)时,所建立的韧

性-临界裂纹尺寸的关系如图 5 所示。由图可知,所确定的起裂韧性值为 78 J,相应的临界裂纹尺寸为 182 mm。

这种起裂韧性要求可用于钢管的管体和焊接区。焊接区包括焊接熔敷金属和焊接热影响区。

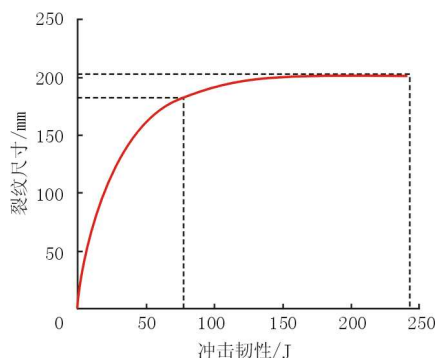


图 5 西气东输二线工程用管线
韧性-临界裂纹尺寸的关系

3 延性断裂止裂韧性的设计和预测

20 世纪 60 年代末以来,由于冶金技术的进步,管线钢的韧脆转变温度可以很低,管道的脆性断裂几乎不可能发生。然而,随着输送压力的提高,发现在韧脆转变温度以上,仍然可以出现动态的延性断裂。自从动态延性断裂的可能性被认识至今,有关延性断裂止裂韧性的研究方兴未艾,其主要研究内容涉及以下方面。

3.1 理论模型

为确定天然气管道延性断裂止裂所需的韧性,曾提出了很多模型。其中最重要的模型美国 Battlle 研究所提出的管道裂纹扩展速度与天然气减压波速度的耦合模型。该模型的基本思想是,天然气管道裂纹扩展的驱动力仅与裂纹尖端的气体压力有关。延性断裂是否止裂取决于裂纹在管道上的扩展速度与天然气泄露所导致的天然气减压波速度之间的关系。当裂纹扩展速度小于天然气减压波速度时,裂纹得以止裂;当裂纹扩展速度大于天然气减压波速度时,裂纹继续扩展。这种裂纹扩展速度和天然气减压波速度都与管道压力有关。在管道压力-速度的坐标系中,裂纹扩展速度和天然气减压波速度随压力的变化呈两条不同的曲线,因而该模型被称为双曲线模型(TCM, two-curve model)或 Battlle 双曲线方法(BTC, bat-

tle two curve),也称为 Battlle 两步法。

Battlle 双曲线方法产生于 20 世纪 60 年代末至 70 年代初^[6](1978 年后日本高强度委员会所提出的 HCP 方法对 Battlle 双曲线方法进行了改进)。当时,Battlle 研究所在大量全尺寸爆破试验和深入理论分析的基础上,建立了裂纹扩展速度与管道压力间关系的基本方程(9)和天然气减压波速度与管道压力间的基本方程(10)^[7]。

$$v_c = 0.275 \frac{\sigma_f}{\sqrt{C_V/A_C}} \cdot \left(\frac{p}{p_a} - 1 \right)^{1/6}, \quad (9)$$

$$p_a = \frac{4}{3.33\pi} \cdot \frac{t}{D} \cdot \sigma_f \cos^{-1} \exp \left(\frac{-10^3 \pi E \sqrt{C_V/A_C}}{24 \sqrt{Dt/2} \cdot \sigma_f^2} \right),$$

式中: v_c —裂纹扩展速度, m/s; p —管道压力, MPa; p_a —止裂压力, MPa。

$$p_a = p \left[\frac{2}{\gamma + 1} + \left(\frac{\gamma - 1}{\gamma + 1} \right) \frac{v_a^2}{v^2} \right]^{\frac{2\gamma}{\gamma - 1}}, \quad (10)$$

式中: γ —气体比热容, J/(kg · K); v_a —气体减压波速度, m/s; v —声速, m/s。

依据方程(9),不同韧性管道的延性裂纹扩展速度随压力变化的曲线如图 6 中的曲线 1, 2, 3。该曲线也被称为裂纹扩展阻力曲线,与压力、管道尺寸(管径和壁厚)、材料性能(强度和韧性)和外部约束相关。依据方程(10),天然气减压波速度随压力变化的曲线如图 6 中曲线 4,该曲线也被称为裂纹扩展的动力曲线,与输送气体的初始压力、温度和化学成分相关。

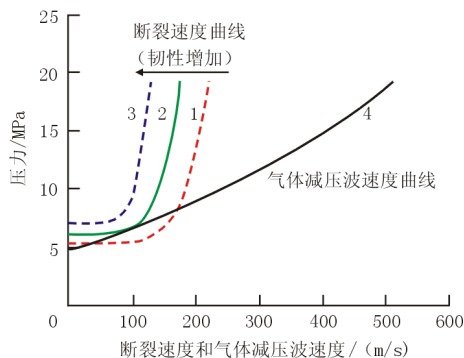


图 6 Battlle 双曲线方法图解

裂纹扩展速度曲线与天然气减压波速度曲线的相对位置决定了延性断裂是否止裂和继续扩展,两类曲线的比较可确定延性断裂止裂或扩展的边界条件。由图 6 可见,当管道材料的韧性较低时(曲线 1),裂纹扩展曲线与天然气减压波曲

线相交,此时裂纹扩展速度大于天然气减压波速度,裂纹不能止裂。当管道材料的韧性较高时(曲线3),裂纹扩展速度与天然气减压波曲线分离,没有交点,此时,裂纹扩展速度小于减压波速度,延性裂纹得到止裂。当两条曲线(2,4)相切时,其切点代表止裂与扩展的临界状态,相应的韧性水平即为材料的止裂韧性。

我国西气东输二线管道工程的基本参数为:管径 1 219 mm,壁厚 18.4 mm,输送压力 12 MPa,管材 X80 管线钢。按照 Battlle 双曲线方法获得的计算结果如图 7 所示,由图可确定该管道的止裂韧性值为 160 J。

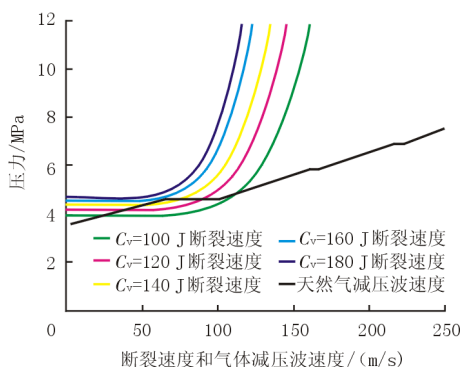


图7 西气东输二线 Battlle 双曲线方法图解

Battlle 双曲线方法限于焊接管线钢管。适用于管线运行压力不超过 12 MPa, 钢管等级不超过 X80, D/t 在 40 ~ 115 之间, 单相减压特性的流体和减压到两相边界的富气。如果通过该模型计算的冲击功大于 100 J, 则需对止裂韧性值进行修正。

以 Battlle 双曲线方法进行管线钢管的韧性设计可采用通用的计算软件, 如确定气体减压行为的 GASDECOM 和计算裂纹扩展速度的 DUCTOUGH^[8] 等。同时, Battlle 双曲线方法的正确应用需要建立在丰富的实践经验和工程判断的基础上。

3.2 简化公式

为方便在工程上的应用, 以 Battlle 双曲线方法为基础, 提出了各种易于演算的止裂韧性的简化公式。这些简化公式由双曲线模型的计算结果和全尺寸爆破试验结果统计生成, 其计算结果与 Battlle 双曲线方法的计算结果有很好的 consistency。

最早发表, 也是最著名的简化公式是 1974 年由 Battlle 研究所的 MAXTY 提出, 也称 Battlle 简化公式。对于在一定输送压力下, 具有一定强度

水平和几何尺寸的钢管, 延性断裂止裂所需的韧性值由下式给出^[9]

$$C_V = 3.57 \times 10^{-5} \times \sigma_h^2 \times \left(\frac{Dt}{2}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (11)$$

对于不同几何尺寸、不同工作压力的 X60 和 X70 钢管, 根据上式可获得图 8, 由此可以确定不同钢管的韧性。由图 8 可见, 钢管强度越高、工作压力越大和管径越大, 则所需的韧性值越大。

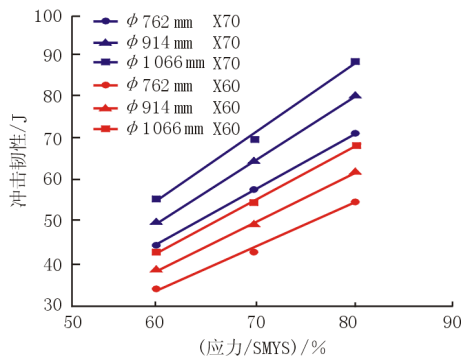


图8 管线钢所需的止裂韧性

Battlle 简化公式限于焊接管线钢管。适用于管线运行压力不超过 7.0 MPa, 钢管等级不超过 X80, D/t 在 40 ~ 115 之间, 具有单相减压特性的混合天然气。如果通过该方法计算的冲击功大于 100 J, 则需对止裂韧性值进行修正。

在 Battlle 简化公式之后, 由美国钢铁学会 (AISI)、欧洲钢管研究部 (EPRG)、英国天然气公司 (BG)、日本钢铁学会 (JISI)、德国 Mannesman 和意大利 CSM 等不同的研究机构相继提出了类似的简化公式, 其中以下简化公式已列入 ISO 标准^[9]。

$$\text{AISI 公式: } C_V = 3.75 \times 10^{-4} \times \sigma_h^{1.5} \times D^{0.5}.$$

AISI 公式典型的适用范围为钢管等级不超过 X70, 管径不大于 1 219 mm, 壁厚不大于 18.3 mm。如果通过该方法计算的冲击功大于 100 J, 则需对止裂韧性值进行修正。

EPRG 公式:

$$(1) C_V = 2.67 \times 10^{-4} \times \sigma_h^{1.5} \times D^{0.5}, (\text{适用强度等级不大于 X65 的钢管});$$

$$(2) C_V = 3.21 \times 10^{-4} \times \sigma_h^{1.5} \times D^{0.5}, (\text{适用强度等级不大于 X70 的钢管});$$

$$(3) C_V = 3.75 \times 10^{-5} \times \sigma_h^2 \times \left(\frac{Dt}{2}\right)^{\frac{1}{3}}. (\text{适用强度等级不大于 X80 的钢管}).$$

EPRG 公式限于焊接管线钢管。适用于管线运行压力不超过 7.0 MPa, 钢管等级不超过 X80, 管径不大于 1 422 mm, 壁厚不大于 25.4 mm, 瞬时减压时表现出单相流体行为的输气管线。

3.3 修正方法

止裂韧性设计和预测的 Battlle 双曲线方法及相关的简化公式, 大都产生于 20 世纪 70 年代。这些基于当时特定试验结果形成的预测方法适用于输送压力低、强韧性不高的钢管。随着较大直径、较高压力、较高热值富气的高强韧管线钢管的应用, 经过全尺寸爆破试验验证, 证实这些经验公式确定的止裂韧性值是非保守的。图 9^[10] 表明, 当钢管的韧性值超过 100 J 时, 采用上述方法获得的预测值与全尺寸爆破试验的实测值发生偏离, 预测值过高地估计了管道的止裂能力。

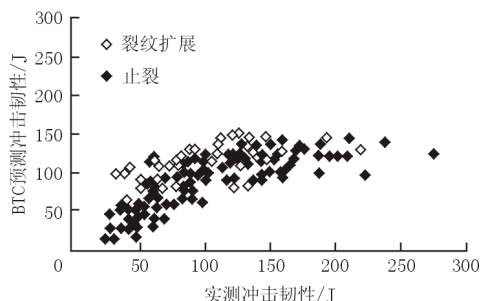


图 9 止裂韧性预测值与实测值的对比

为保持预测值和实测值的一致, 对 Battlle 双曲线方法及简化公式提出了各种修正方法。

(1) 基于韧性的修正

该方法以韧性的大小作为修正的判据。当用 Battlle 双曲线方法及简化公式确定的韧性超过 94 J 时, 应采用以下公式进行修正^[11]

$$C_V = C_{V(BTC)} + 0.02 C_{V(BTC)}^{2.04} - 21.18。$$

式中 $C_{V(BTC)}$ 为采用 Battlle 双曲线方法及简化公式的韧性计算值, C_V 为修正后的韧性值。该式由 LEIS 于 1997 年提出。为增加安全性, 可用 2.1 代替式中的指数 2.04。

$\frac{C_V}{C_{V(BTC)}}$ 称为 Leis 修正系数, 可按图 10^[12] 获得 Leis 修正系数。由图可见, 当钢管 C_V 小于 94 J 时, 修正系数为 1。当钢管 C_V 大于 94 J 时, 修正系数随 C_V 增加而增加。

Leis 修正公式适用于全尺寸试验以及具有升高上平台的高韧性钢和含富气的的较宽范围。

Leis 修正公式适用于全尺寸试验以及具有升高上平台的高韧性钢和含富气的的较宽范围。

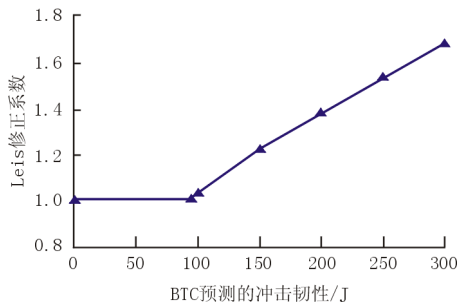


图 10 止裂韧性修正系数与预测值的关系

基于实验和分析的结果, Wilkowski 提出了类似的修正公式^[8]

$$C_V = 0.056(0.1018 C_{V(BTC)} + 10.29)^{2.597} - 16.8。$$

(2) 基于强度的修正

该方法以强度的大小作为修正的判据。一般而言, Battlle 双曲线方法及简化公式适用于不大于 X70 的钢管。当钢管强度级别为 X70 以上时, 应对采用 Battlle 双曲线方法和简化公式确定的韧性进行修正。

该方法基于全尺寸爆破试验结果。图 11^[13] 为近 20 年对 X80 ~ X100 全尺寸爆破试验所实测的止裂韧性与 Battlle 双曲线方法及简化公式法所预测韧性的对比。可以看出, 对于 X80 和 X100 高强度钢管, 预测值与实测值不再是 1:1 的关系。修正系数在 1.3 ~ 1.7 之间, 可视情况确定。一般认为预测值和实测值的关系为 1:1.4。

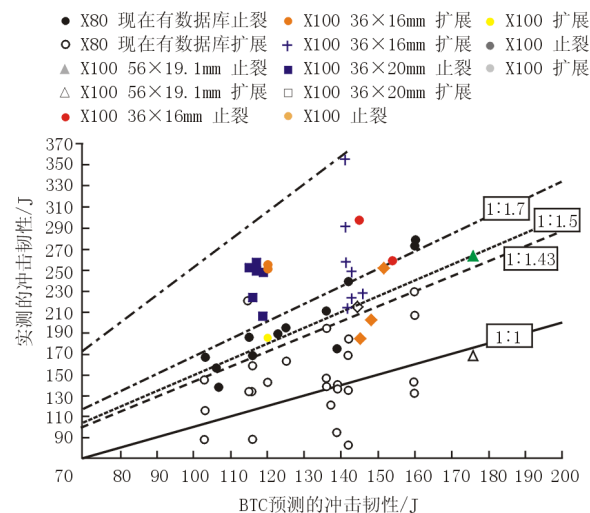


图 11 X80 及以上管线钢止裂韧性预测值与实测值的对比

(3) 基于断口形貌的修正

该方法以钢材断口形貌特征作为修正的判据。当拉伸、CVN 和 DWTT 试样断口出现严重的

断口分离时,应对 Battlle 双曲线方法及简化公式所确定的韧性进行修正。

在高强度管线钢的拉伸试样、韧性试样 (CVN, DWT, COD) 和全尺寸爆破试样的断口上,若出现垂直于断口平面,平行于钢板表面的二次裂纹或分层,则称为断口分离。如图 12^[14]所示,具有严重断口分离的控轧钢与传统的轧制钢有不同韧性变化曲线。传统轧制钢在 100% S_A 后出现上平台,而控轧钢在 100% S_A 处不出现上平台,而是随着温度的升高,冲击功继续增加至一定值后才出现上平台,即出现所谓的“上升上平台”。当 $C_{VP}/C_{V100} > 1.25$ 时,断口分离严重。

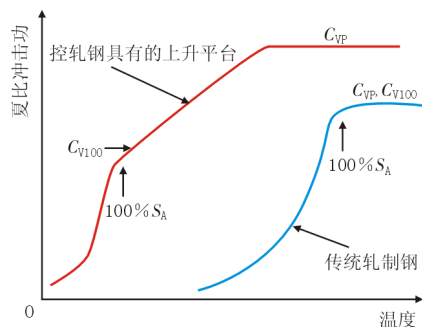


图 12 严重断口分离的控轧钢与传统的轧制钢的韧性变化曲线

当出现严重的断口分离或上升上平台现象时,应采用下列公式修正

$$C_V = C_{V(BTC)} \times C_{VP}/C_{V100}$$

式中 $C_{V(BTC)}$ 为采用 Battlle 双曲线方法及简化公式的韧性计算值, C_V 为修正后的韧性值。 C_{VP} 为上平台所对应的韧性值, C_{V100} 为 100% S_A 处所对应的韧性值。

研究发现,系数 C_{VP}/C_{V100} 通常可取为 1.5。

3.4 全尺寸爆破试验

Battlle 双曲线方法及其简化公式的形成来源于全尺寸实物爆破的试验数据,其预测的结果需全尺寸爆破试验的验证。可见,全尺寸爆破试验在管线韧性的设计和预测中至为关键。为保证管线安全,止裂韧性设计必须建立在全尺寸爆破试验的基础上。

全尺寸实物爆破试验如图 13^[15]所示。试验通过一组不同韧性钢管完成。较低韧性钢管置于中间作为起裂钢管。其他钢管在起裂钢管两端,

以韧性从小到大的顺序依次排列。采用管线规定的气体组分、温度和压力水平进行爆破试验。当起爆的裂纹在扩展过程中于某一钢管实现止裂时,该钢管的韧性即为止裂韧性。

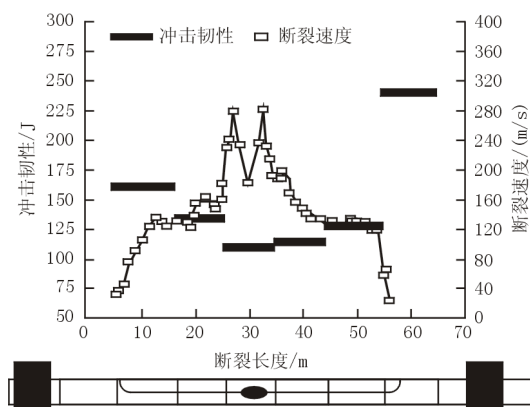


图 13 全尺寸实物爆破试验

目前,在意大利的 Perdasdefogu、英国的 Spadeasdefogu、加拿大的 Alberta 和日本的 Kamaishi 等爆破试验场已对不同强度级别管线钢管进行过几百次全尺寸实物爆破试验,已形成了一个丰富的数据库,可作为管线韧性设计和预测的参考。目前,全尺寸实物爆破试验是 X90 ~ X120 超高强度钢管止裂韧性设计的唯一方法。

由于全尺寸爆破试验规模巨大、试验昂贵和实验场点有限等原因,决定是否采用全尺寸爆破试验应十分慎重。只有当新建管道的设计参数 (钢级、压力、几何尺寸、介质成分) 不为全尺寸实物爆破试验已有数据库的数据所覆盖或是专为理论研究时,进行全尺寸爆破试验才是必须的。

4 研究进展^[2,7-15]

美国 Battlle 双曲线方法及简化公式可以对低于 X70 级的传统管线钢管进行止裂韧性的设计和预测。对 Battlle 双曲线方法及简化公式进行修正,可对不高于 X80 级的高强度管线钢管进行止裂韧性的设计和预测。然而,由于这些韧性设计和预测方法所采用的夏比冲击试样缩小的尺寸使裂纹未能达到稳定的扩展条件,所获得的能量视值包括了大量与断裂扩展无关的吸收能。因而夏比冲击试验值过高地估计了实际管线的止裂能

力。可见,对于大于 X80 级别的超高强度管线钢管,传统的以夏比冲击功为止裂参数不能保证管道的安全设计和预测。为适应现代管道高压、低温和富气输送的要求,采用落锤撕裂试验(DWTT)的扩展能和裂纹尖端张开位移(CTOA)临界值作为新的断裂参量和判据,并采用有限元方法对全尺寸试验进行数学模拟,已成为管道止裂韧性设计和预测中新的研究领域。目前该领域研究的理论完善和工程应用尚待时日,然而其研究进展值得关注。同时,全尺寸爆破试验结果表明,超高强度大直径管线钢管的实际工作条件处在延性裂纹止裂的上限,在严酷条件下,难以依靠自身条件实现止裂,因而采用止裂环实现强制止裂是必要的。

5 结 论

(1) 管线钢管的韧性设计包括脆性断裂韧性、起裂韧性和延性断裂止裂韧性的设计。

(2) 管线钢管的脆性断裂韧性设计以在最低运行温度下, DWTT 试样 85% S_A 作为设计和评定的标准。

(3) 当进行起裂韧性设计和预测时,以最大理论临界裂纹尺寸的 90% 作为钢管所容忍的临界裂纹尺寸。临界裂纹尺寸所对应的韧性即为起裂韧性。

(4) 天然气管道延性断裂止裂韧性设计的基本方法为 Battlle 双曲线方法及其简化公式。

(5) 基于韧性、强度和断口形貌特征提出了 Battlle 双曲线方法及其简化公式的修正方法。

(6) 全尺寸爆破试验是天然气管线止裂韧性设计的基础,也是目前 X90 ~ X120 超高强度钢管止裂韧性设计的唯一方法。

(7) 采用 DWTT 的扩展能和 CTOA 临界值作为新的断裂参量和判据,并采用有限元方法对全尺寸试验进行数学模拟,已成为管道止裂韧性设计和预测中新的研究领域。

参考文献:

[1] 高惠临. 管线钢—组织性能焊接行为[M]. 西安:陕西科技出版社,1995.

- [2] WIDENMAIER K A, ROTHWELL A B. The Practical Application of Fracture Control to Natural Gas Pipelines [C] // Proceedings of the 7th International Pipeline Conference. Calgary: ASME, 2008: 399 - 406.
- [3] ISO 3183 - 3:1999, 石油和天然气工业管道钢管交货技术条件第 3 部分: C 级钢管的要求[S].
- [4] 潘家华. 油气管道断裂力学分析[M], 北京: 石油工业出版社, 1989.
- [5] KIEFNER J F, MAXEY W A, EIBER R J, et al. Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized Cylinders. Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing [M]. Philadelphia: Society for Testing and Materials, 1973.
- [6] ZHOU J, ROTHWELL B, HORSLEY D, Application of Strain-based Design for Pipelines in Permafrost Areas [C] // Proceedings of the 6th International Pipeline Conference. Calgary: ASME, 2006: 899 - 907.
- [7] WILKOWSKI G, RUDLAND D, ROTHWELL B. How to Optimize the Design of Mechanical Crack Arrestors [C] // Proceedings of the 6th International Pipeline Conference. Calgary: ASME, 2006: 393 - 405.
- [8] WOŁODKO J, STEPHENS M. Applicability of Existing Models for Predicting Ductile Fracture Arrest in High Pressure Pipelines [C] // Proceedings of the 6th International Pipeline Conference. Calgary: ASME, 2006: 115 - 123.
- [9] ISO 3183:2007, 石油和天然气工业: 管道运输系统用钢管[S].
- [10] LEIS B, EIBER R. Fracture Propagation Control in On-shore Transmission Pipeline [C] // Symposium on ductile fracture & prevention in high pressure gas transmission pipeline. Langfang: [s. n.], 2000: 65 - 71.
- [11] LEIS B, EIBER R, CARSON L, et al. Relationship Between Apparent Charpy V Notch Toughness and Corresponding Dynamic Crack Propagation Resistance [C] // Proceedings of international pipeline conference 1998. Calgary: ASME, 1998: 723 - 731.
- [12] EIBER R, CARSON L, LEIS B. Fracture Control Requirements for Gas Transmission Pipeline with Alliance Pipeline Examples [C] // Symposium on ductile fracture & prevention in high pressure gas transmission pipeline. Langfang: [s. n.], 2000: 96 - 101.
- [13] DIAGIO M D. Fracture Control in X100 Gas Pipelines by Synerg Between Pipe Body and External Devices [C] // X100 forum in pula-CSM-pola. Sardinia: [s. n.], 2006: 56 - 72.
- [14] WILKOWSKI G. Ductile Fracture Arrest Methodology for Current and Future Grades of Linepipe Steels [C] // Symposium on ductile fracture & prevention in high pressure gas transmission pipeline. Langfang: [s. n.], 2000: 21 - 27.
- [15] KNAUF G. Pipeline Safety Full Scale Behaviour of High Strength Steels [C] // The international symposium proceeding on X80 steel grade pipelines. Beijing: [s. n.], 2004: 37 - 42.

作者简介: 高惠临 (1948—), 男, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为管道材料与管道安全。

收稿日期: 2010 - 05 - 16

编辑: 肖恩凯