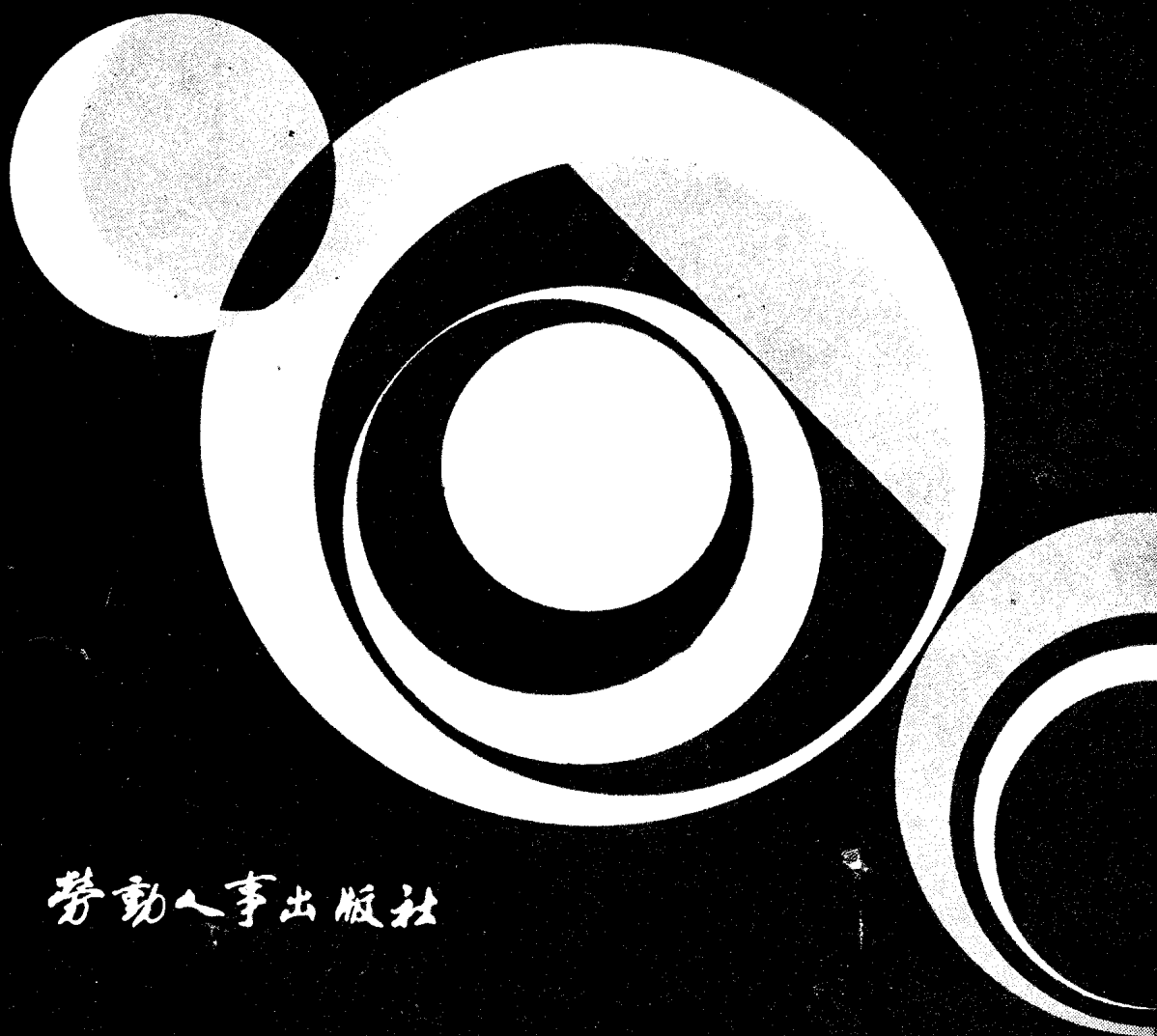




锅炉压力容器安全技术丛书

压力容器安全评定

李译震 周道祥 曾广欣 等编



劳动人事出版社

锅炉压力容器安全技术丛书

压力容器安全评定

李泽震 周道祥 曾广欣等编

劳动人事出版社

内 容 简 介

本书阐述了压力容器安全评定的方法及安全评定所依据的设计曲线的理论研究和试验研究。它既包括应力应变的理论计算方法,又包括材料力学性能测试。并且列举了“压力容器缺陷评定规范”工程应用的典型实例。

本书可供从事压力容器研究、设计、制造、安装、运行、检验和管理的技术人员阅读,亦可供大专院校有关专业的师生参考。

压 力 容 器 安 全 评 定

李泽震 周道祥 曾广欣等编

劳动人事出版社出版
(北京市和平里中街12号)
轻工业出版社印刷厂印刷
新华书店北京发行所发行

787×1092毫米 16开本 17.75印张 440千字

1987年10月北京第1版 1987年10月北京第1次印刷

ISBN 7-5045-0062-3/TH·008 统一书号: 15238·251

印数: 1-10 200册 定价: 4.20元

前 言

压力容器的安全可靠性是人们极为关心的问题。人们探索各种方法,试图使生产的压力容器完美无缺。然而事实表明,无论是国内制造的还是从国外进口的容器,都存在不同程度的缺陷,就更不必说在役压力容器常由于疲劳、腐蚀等萌生新的缺陷了。如果坚持不允许任何缺陷存在,要求将所有的缺陷完全消除或者将设备判废,其结果是除了要进行大量的、并无必要的返修工作外,还可能把本来能继续使用的容器作为废品。尤其值得注意的是,对无害缺陷修复不当可能产生新的更为有害的缺陷。

工程实践证明,并非所有的缺陷都会导致容器失效。重要的问题在于,正确地对缺陷做出评定,确定哪些缺陷是有害的,必须予以修理;哪些缺陷并不妨碍压力容器的安全使用。断裂力学理论的发展为合理地解决这个问题提供了科学的依据。

为了把断裂力学的研究成果更好地用于工程实际,早在六十年代后期,一些工业技术先进的国家就开始了以“合于使用”为原则的“缺陷评定标准”的研究和编制工作。到1983年止,国外先后颁布了九个“缺陷评定方法”或“缺陷评定标准”,这对于防止焊接结构,特别是锅炉压力容器的破坏事故起到了重要作用,并有很大的经济效益。

我国对断裂力学在压力容器上的应用已进行十多年的研究工作,先后完成了一些工程项目的安全评定,在保证安全的前题下恢复了一批带缺陷容器的正常使用,取得了显著的经济效益。1982年4月,中国机械工程学会压力容器学会决定成立“压力容器缺陷评定规范”编制组。几年来,规范编制组进行了大量的理论和试验研究,取得了重大进展,积累了大量的数据。仅压力容器常用钢种的断裂韧性和裂纹扩展速率的测试一项就取得了上万个数据,提出论文近400篇。规范编制组还组织了七个省、市的压力容器典型事例的现场调查,对安全评定工作有一定的指导意义。

这一系列的理论和试验研究不仅有重要的经济价值,也有重要的学术价值。为了促进我国断裂力学理论的进一步发展,为了帮助有关工程技术人员更好地研究掌握“压力容器缺陷评定规范”,我们特将近几年来这方面的研究成果荟萃成书。

书中内容既有论述压力容器安全评定方法的,又有安全评定所依据的设计曲线的理论研究和试验研究;既包括应力分布的理论计算方法,又包括材料力学性

能测试。此外，还给出了“压力容器缺陷评定规范”工程应用的典型实例。我们相信，读者通过本书不仅对制定“压力容器缺陷评定规范”的工作会有一个较为深刻的了解，而且对我国断裂力学用于压力容器安全评定的进展也会获得深刻的印象。至于一些对压力容器缺陷的安全评定有兴趣的人们也一定会从本书中得到帮助。

还要说明的是，本书收集的内容并不全面，由于编者水平所限，书中也可能有不妥之处，盼读者指正。

本书中内容凡与我国现行规程、标准等有不符之处，应以现行规程、标准的规定为准。

在编写该书的过程中，我们得到李毅、蔡其巩、琚定一、王铎、孙训方、柳曾典和陈国理等同志的热情支持和帮助。周则恭、肖友谷、荆树峰和彭汝英同志也做了大量的工作。在此我们向对《压力容器安全评定》一书作出贡献的同志致以衷心的感谢。

编 者
一九八六年五月

目 录

一、 概 论	(1)
压力容器安全评定方法的概述	王仁东 (1)
缺陷评定与裂纹扩展的几个问题	余寿文 (7)
二、 设计曲线	(16)
CVDA安全设计曲线的理论依据	蔡其巩等 (16)
CVDA设计曲线的压力容器试验验证	李泽震等 (24)
宽板试验验证COD设计曲线的研究	何处仁等 (30)
宽板试验和焊接结构缺陷容限	贾安东 (44)
三、 缺陷尺寸分析	(62)
半椭圆表面裂纹的等J换算研究	孙训方等 (62)
表面裂纹等K换算曲线研究	杨芳毓等 (74)
有关CVDA规范评定表面裂纹可靠性的几个问题	单平 (88)
四、 应力分析	(97)
焊接残余应力对压力容器的影响	王铎 (97)
球壳鼓胀系数的计算	吴犀甲等 (106)
焊接残余应力对圆筒形压力容器脆断影响的试验研究	陈国理等 (115)
关于Neuber应力集中理论的研究	董亚民等 (123)
压力容器接管拐角区域峰值应变近似计算方法	曾广欣 (131)
五、 断裂参数	(149)
焊接接头断裂韧性试样的取样原则与方法	肖有谷 (149)
断裂韧性的多剖面测定法	规范编制组断裂韧性分组 (154)
直三点弯曲试样与CT, CCT试样的 da/dN 对比试验	王印培等 (166)
常用球罐用钢断裂韧性数据的统计分析	周则恭 (176)
焊区断裂韧度的多剖面测定法	陈宽禧等 (179)
六、 疲 劳	(186)
压力容器用钢的疲劳裂纹扩展速率	王志文等 (186)
带缺陷压力容器的试验与分析评定	钱逸 (199)
压力容器用钢的疲劳裂纹扩展速率	纪遵义等 (209)
$\phi 1000\text{mm}$ 容器接管拐角裂纹疲劳扩展试验研究	李泽震等 (216)
七、 其它	(223)
从EPRI工程计算方法看Burdekin COD设计曲线	董亚民 (223)
对JWES-2805“按脆断评定的焊接缺陷验收标准”的探讨	李泽震等 (236)
压力容器“破前漏”准则的研究	周道祥 (245)
“压力容器缺陷评定规范”若干工程应用典型事例	刘大轰 (257)

一、概 论

压力容器安全评定方法的概述

浙江大学 王仁东

摘 要

二十余年来,断裂力学的研究工作获得了不少成就。为了巩固成果并进一步发挥作用,已出现了几种评定缺陷的规范草案或指导性文件。值得一提的有:

1. 美国ASME锅炉及压力容器规范
2. 国际焊接学会 (IIW) 防脆断缺陷评定标准草案。
3. 日本WES-2805草案
4. 英国中央电业局CEGB报告R/H/R6。

安全评定方法的几个共同的关键问题是:

1. 无损探伤技术的自动化;
2. 断裂理论的完善化;
3. 应力分析方法的发展。

一、美国ASME锅炉及压力容器规范

美国ASME锅炉及压力容器规范第Ⅲ篇附录G,目的是为核反应容器设计之用。其指导思想是 K_{IC} 判据。核心是美国焊接学会压力容器研究委员会PVRC所提供的一条 K_{IR} 曲线(图1-1)。 K_{IR} 的意思是参考断裂韧度。

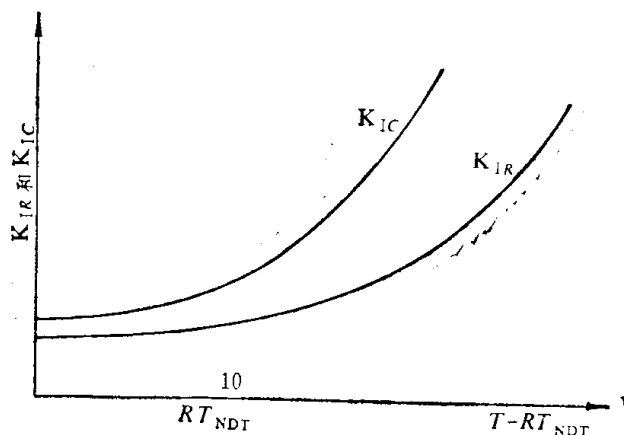


图 1-1

图1-1的横坐标是 $T - RT_{NDT}$, T 是容器壁的工作温度, RT_{NDT} 是参考延-脆转变温度。PVRC工作组建议,先作落锤试验得出转变温度 T_{NDT} 。在高出于 $T_{NDT} 60^{\circ}\text{F}$ 的温度下作夏比冲

击试验,要求横向扩张量MLE达0.04英寸(40mil),或MLE达35mil而吸收能量 C_v 不小于50呎磅。夏比试验要求至少有三个试件。如三个试件并不都满足0.04英寸,则必须进一步做试验(提高温度),得到三个试件都满足MLE为0.04英寸的温度为 T_{40} 。于是 $RT_{NDT}=T_{40}-60^{\circ}\text{F}$ 。

图1-1 K_{IR} 曲线的公式为:

$$K_{IR}=26.777+1.223\exp\{0.0145(T-RT_{NDT}+160)\} \quad (1)$$

这条曲线的设想是作为 K_{Ic} (静态)、 K_{Id} (动态)及 K_{Ia} (止裂)的下限线。但据PVRC工作组报告声称:“ K_{Ic} 、 K_{Id} 及 K_{Ia} 的试验是昂贵而费时的。因LEFM作为断裂分析有大的优点,故已提出了许多从其他试验的数据来估计临界应力强度因子的方法。A533B₁及A508钢种的其他试验结果和实际测量到的 K_{Ic} 值间的关系已具有把握,其中最常用的是落锤试验”。

ASME第Ⅲ篇附录G假设容器有一漏检的表面裂缝,其深度为壁厚的四分之一,长度为壁厚的1.5倍。ASME第Ⅳ篇附录A则要求定期用超声波技术探测容器的缺陷情况,根据实际存在的缺陷尺寸评定容器的安全性。ASME第Ⅳ篇附录A除有和第Ⅲ篇附录G相同的 K_{IR} 曲线外,还增加了一条 K_{Ic} 曲线,其方程式是:

$$K_{Ic}=33.2+2.81\exp\{0.02(T-RT_{NDT}+100)\} \quad (2)$$

K_{Ic} 仅用于紧急状态和操作错误状态的分析。

ASME第Ⅳ篇附录A还提到了疲劳裂缝扩展问题,采用Paris公式:

$$\frac{da}{dN}=C_o(\Delta K)^n$$

概言之,ASME方法的概念是 K_{Ic} 和延—脆转变温度。从落锤试验等其他试验方法,通过经验关系得出 K_{Ic} 、 K_{Id} 和 K_{Ia} 的低限线,作为评定的根据。

二、国际焊接学会(IIW)防脆断缺陷评定标准草案

本草案于1975年在“Welding in the world”和工程断裂力学杂志上发表。基础是Burdekin设计曲线:

$$\delta=2\pi ae_y\left(\frac{e}{e_y}-0.25\right) \quad (3)$$

由此得出当量裂缝尺寸的公式:

$$a_m=\frac{1}{2\pi\left(\frac{e}{e_y}-0.25\right)}\frac{\delta_o}{e_y}=c\frac{\delta_o}{e_y}$$

式中

$$c=\frac{1}{2\pi\left(\frac{e}{e_y}-0.25\right)}$$

此草案对疲劳、蠕变、腐蚀等破坏形式都未涉及。1975年英国标准协会公布的WEE/37草案(即PD6493)基本上和IIW草案相同,但对疲劳、腐蚀及蠕变等也提了一些要求及注意事项。

三、日本焊接工程学会WES-2805草案

日本草案基本上和IIW草案相同，以COD为基础，但有点不同之处：

1. 在大屈服条件下，本草案的COD公式仅约为Burdekin设计曲线的二分之一，即：

$$\delta = 3.5ea \quad (4)$$

2. 如没有测定COD的条件，草案也允许用2mm夏比冲击试件的试验来代替。如试验温度为 $T^{\circ}\text{C}$ ，则可在 $(T+112-\sigma_y-5T)$ 温度下作冲击试验，得出冲击值 $C_v(\text{kgf-m/cm}^2)$ 则：

$$\delta_c = 0.01C_v \quad (5)$$

3. 考虑残余应变： $e_2 = \alpha_r e_y$

对接焊缝和熔合线平行裂缝：

$$\alpha_r = 0 \quad (\text{穿透及埋藏裂缝})$$

$$\alpha_r = 0.2 \quad (\text{表面裂缝})$$

对接焊缝和熔合线垂直裂缝：

$$\alpha_r = 0.6$$

4. 考虑角变形和错边量造成的集中应变

$$e_3 = \frac{3(h+W)}{t} e_1 \quad (6)$$

式中 W ——每米长的角变形偏心量mm；

h ——错边量mm；

e_1 ——膜应变。

四、英国中央电业局CEGB报告R/H/R6

英国CEGB开始研究时用双判据，即以线弹性及塑性失稳两个极端状态为判据。后来采用条状模型的BCS解，即小屈服COD公式，作出一条曲线（图1-2）为统一判据。以

$$\delta_o = \frac{K_{Ic}^2}{E\sigma_y}, \quad a = \frac{K_I^2}{\pi\sigma} \quad \text{代入BCS解:}$$

$$\delta_o = \frac{8\sigma_y a}{\pi E} \ln \sec \frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \quad (7)$$

并用下列写法：

$$K_r = \frac{K_I}{K_{Ic}} = \frac{K_I}{\sqrt{E\sigma_y\delta_o}},$$

$$S_r = \sigma/\sigma_y$$

可得 K_r 和 S_r 的关系式为：

$$K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (8)$$

此式可绘成 K_I 对 S_r 的曲线如图1-2

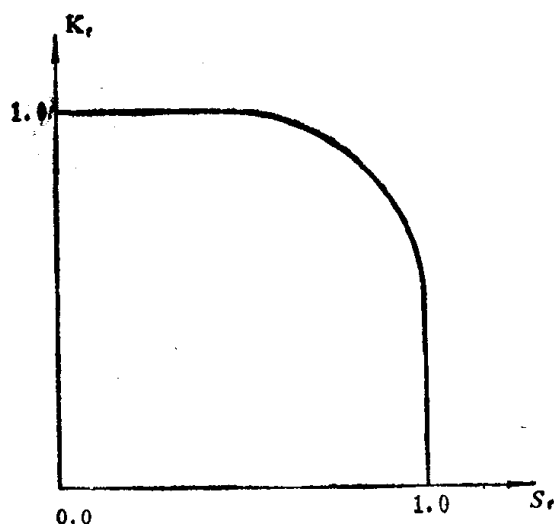


图 1-2

由应力分析得出应力 σ ；由断裂韧度的测定例如COD或J积分，可获得 K_{Ic} 的间接估计值（一般对压力容器材料不可能直接测定 K_{Ic} ）。由应力分析的结果和对缺陷尺寸的估计，计算应力强度因子 K_I （用有限元法或其它估算法）。于是可在图1-2中找到一点（ S_r 、 K_r ）。如该点的位置是在线和 S_r 、 K_r 两轴所围的区域内，说明缺陷是安全的，否则缺陷就是危险的。此法的缺点是把基础放在 K_{Ic} 上面，不适用于超屈服破坏情况。

五、评定方法中的几个关键问题

目前压力容器安全评定方法中有几个共同的关键问题，分别探讨如下：

1. 无损探伤技术的自动化

目前最有效的无损探伤技术是：（1）超声波探伤技术能发现埋藏的缺陷如气孔、夹渣、疏松及裂缝、未焊透等。（2）磁粉探伤（用于磁性材料如钢铁件）或荧光探伤（用于非磁性材料如铝制件）。但这些探伤技术尚未达到自动化水平，因而探伤结果往往跟操作人员的主观判断有很大的关系，同时也难免漏检。如ASME第Ⅲ篇附录G假设容器壁各要害部位上分别具有很大的漏检表面裂缝。如无损探伤技术能达到自动化的水平，则可消除各主观因素。

2. 断裂理论的完善化

目前断裂理论的发展，虽已能在拥有大量安全系数的条件下解决一些安全问题，但还远远没有完善，甚至在一些根本性的问题上，还没有很好得到解决。

美国PVRC建议书〔1〕对LEFM作了如下的评价：“这概念来自尖端半径为零的尖锐裂缝，因此构件中存在的各缺陷都要当作尖锐裂缝，而测定 K_{Ic} 的试件也必须预制尖锐裂缝”，“另一限制是线弹性的假设”，“这意味着裂缝尖端的塑性区必须很小，而周围有很大的弹性区”。

现实的裂缝，特别是金属中的裂缝尖端必然由于屈服而钝化，所以不可能是尖锐的。

如： ρ ——裂缝尖端的曲率半径；

a ——裂缝的半长；

m ——裂缝尖锐度的参数。

$$m = \frac{1 - \sqrt{\rho/a}}{1 + \sqrt{\rho/a}} \quad (9)$$

裂缝尖端前方的应力^[2]是:

$$\sigma_y = \frac{Px}{\sqrt{x^2 - ma^2}} \quad (10)$$

$$\sigma_x = P \left[\frac{x}{\sqrt{x^2 - ma^2}} - 1 \right] \quad (11)$$

$$\tau_{xy} = 0$$

如裂缝绝对尖锐, 则 $\rho=0$, $m=1$, 设 $x=a+r$

$$\sigma_y = \frac{Pa}{\sqrt{(a+r)^2 - a^2}} \approx \frac{\sqrt{Pa}}{\sqrt{2ar}} = \frac{P\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}$$

$$\sigma_x = P \left[\frac{P\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} - 1 \right] = \frac{P\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}$$

在尖端, $r=0$, $\sigma_y=\sigma_x=\infty$ 说明裂缝尖端是数学上的奇点, K_I 是共同的“应力强度因子”。

在真实裂缝, 即使 ρ 很小, 它也不可能是零, 于是情况就完全不同了^[3], 真实裂缝 $m < 1$,

$$\sigma_y = \frac{Pa}{\sqrt{(a+r)^2 - ma^2}} \approx \frac{Pa}{\sqrt{(1-m)a^2 + 2ar}}$$

$$\sigma_x = \frac{Pa}{\sqrt{(a+r)^2 - ma^2}} - P = P \left[\frac{a}{\sqrt{(1-m)a^2 + 2ar}} - 1 \right]$$

在裂缝尖端, $r=0$,

$$\sigma_y = \frac{P}{\sqrt{1-m}}, \quad \sigma_x = P \left[\frac{1}{\sqrt{1-m}} - 1 \right] \quad (12)$$

可见在真实裂缝, 尖端不存在数学奇点, K_I 不再是控制应力的参数 应力强度因子不再存在, LEFM 失去了全部根据。

裂缝尖端纯化, 有条状塑性区存在的条件下, 根据BCS模型的裂缝张开位移公式:

$$\delta = \frac{8\sigma_y a}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_y} \right) \quad (13)$$

此式和实验数据好符合比较, 是断裂力学的可靠理论基础。英国中央电业局(CEGB)的方法即以它为基础, 作成评定缺陷的图线(图2)。同时从此式可推出 COD 与 K_{Ic} 的关系式:

$$\delta_c = e_y \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_y} \right)^2 \quad (14)$$

(14) 式说明在小规模屈服状态下, K_{Ic} 可作为断裂韧性的近似判据。

在大规模屈服条件下, IIW 采用的 Burdekin 设计曲线明显地带有相当大的安全系数, 其 COD 值几乎比日本 WES-2805 大了一倍, 而且我们可提出一系列疑点, 如 COD 和名义应变 e 之间不可能存在这样简单的线性关系, 公式与材料的硬化指数 n 不可能没有关系。我们从 COD 与 K_{Ic} 间的关系公式出发:

$$\delta = m e_y \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (15)$$

m 是COD降低系数, 在小屈服条件下近于1, 而在大屈服条件下可达2以上。

材料的幂硬化规律是:

$$\sigma/\sigma_y = (e/e_y)^n \quad (16)$$

式中 n 是材料的硬化指数。

最后得出公式:

$$\delta = \frac{\pi a e}{m} \left(\frac{e}{e_y} \right)^{2n-1} \quad (17)$$

此式和式(13)在 $\sigma/\sigma_y = e/e_y = 0.80$ 处重合, σ/σ_y 更大时, (13)会给出偏高的COD值。而威尔斯公式 $\delta = 2\pi e a$ 则与(13)式在 $\sigma/\sigma_y = e/e_y = 0.97$ 处重合, 可见威尔斯公式确实是偏高的。

(17)式尚须在实验中多加验证。

3. 应力分析方法的发展

园柱形容器的应力分析一般困难不大, 球形容器则问题较多。制造园柱形容器时有一道“滚园”工序, 所以偏离正园形的几何缺陷能够大体上得到纠正。由于组装的误差, 焊缝间隙宽窄不一, 造成的残余应力也较大。

WES-2805的(6)式得自矢田公式^[4], 并没有全面考虑力学平衡条件, 故是错误的。球形容器几何误差中造成最大的应力来源是瓣片的安装误差, 特别是瓣片的曲率中心偏离了整个球的中心, 在容器内压力上升时, 作用在全瓣片上的内压力对球心作用一个弯矩。每一瓣片的安装误差是随机的。整个球形容器的瓣片数达数十至数百片, 故应力分析甚为复杂。而在加工完成的球形容器上, 测定每一瓣片的曲率中心偏离球心的距离也是极困难的。故看来球形容器应力的精确解可能不是近期所能得到。目前可能采取保证球形容器安全的首要措施还是选用适当的原材料, 必须保证容器的操作温度在材料延一脆转变温度的上平台。

关于延一脆转变温度的测定, 采用夏比冲击试验是简便易行的, 无论是横向扩展量MLE或冲击能量 C_v 都能显示延一脆转变温度。不过我们的实验^[5]证明MLE能够很好地和断裂韧度(COD)相关, 所以我们认为WES-2805的公式(5)是不可取的。

在运行中的球形容器保证安全的首要措施是定期开罐检查。新投产的球形容器可于运行一年后即开罐用磁粉探伤检查一次。如情况良好则以后可每隔2~3年开罐检查一次。

参 考 文 献

- [1] WRC Bulletin #175, 1972.
- [2] 王仁东: 断裂力学理论与应用 (待出版)。
- [3] 王仁东: 真实金属的断裂力学。
- [4] 天田敏夫: 溶接構造物に発生する脆性破壊の研究, 造船协会论文集第119号。
- [5] 蒋家玲: “四种中低强度钢 δ_1 、 C_v -MLE转变温度带的实验测试及相关关系研究”《化工炼油机械1983年第4期》。

缺陷评定与裂纹扩展的几个问题

清华大学 余寿文

摘 要

本文评述了结构构件缺陷评定的理论,将构件失效形式区分为:脆性断裂;韧性断裂;塑性失稳。指出对多数韧性较好的金属构件,在韧性断裂与塑性失稳之前,经历裂纹的稳定扩展。因而,必需按照不同的失效形式选用相应的缺陷评定方法。对于少量扩展的裂纹,推荐用EPRI的弹塑性断裂分析的工程方法。对于非J控制扩展的情形,介绍了国内外近年来关于扩展裂纹尖端场及近尖端断裂准则的主要研究结果。

含裂纹型缺陷的结构与构件的安全评定,重要的问题是确定结构与构件的失效形式。含裂纹结构与构件在单调加载条件下,其失效形式有:

脆性断裂;

韧性断裂;

塑性失稳;

裂纹在经历了稳定扩展之后,发生脆性断裂或塑性失稳,等等(如应力腐蚀、蠕变)。

Larsson用简图总结了含裂纹构件的几种主要的失效形式^[2]。本文对此作了补充,并表示如图2-1。失效的形式与结构和构件材料的塑性性能、工作温度、裂纹尖端附近的约束

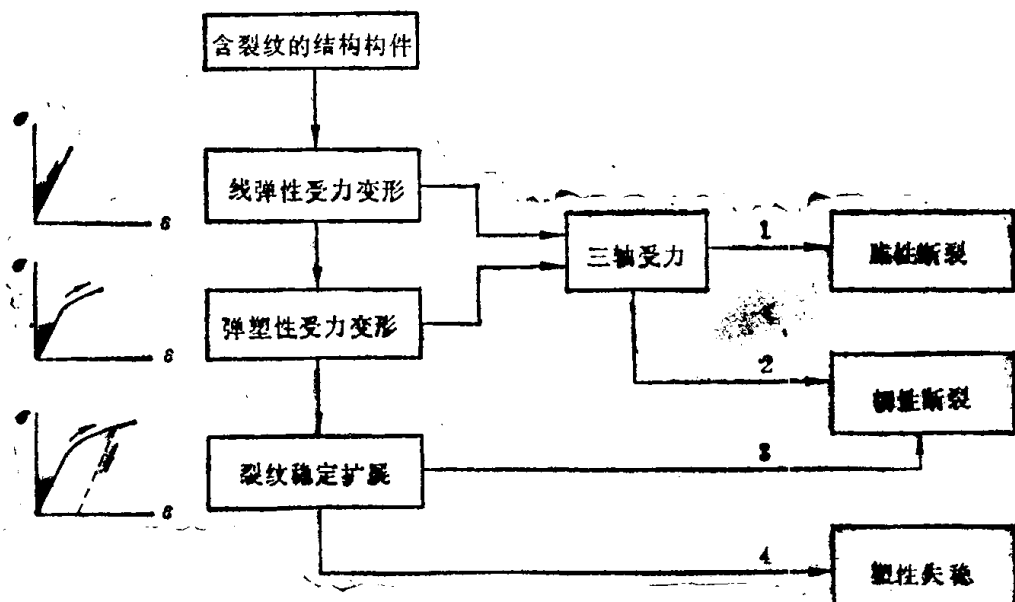


图 2-1

程度有关。而对于不同的失效形式，必须应用不同的理论来解决。

因此，对构件作安全评定，首先要根据该构件已有的使用经验，以及部件的实验结果，判明结构的失效形式，从而选用不同的失效评定理论。

按照已有的含缺陷结构与构件的失效评定理论（主要讨论断裂和塑性失稳），大体可分为以下几类：

（1）脆性断裂：应力强度因子理论^[8]；高应变区小裂纹脆断的裂纹张开位移理论^[4]。

（2）韧性断裂：裂纹张开位移理论^[5]；J积分理论^[6]。

（3）塑性失稳：它属于含裂纹结构的塑性失效评定，实质上是塑性力学的极限平衡理论的问题。例如流变（动）应力理论^[7]；双判据中的塑性失稳评定方法^[8]。

（4）考虑裂纹稳定扩展的评定方法：例如阻力曲线方法^[9]，撕裂模量准则^[10]，以及计及裂纹扩展修正的双判据。

作为弹塑性断裂的工程处理方法中，已有许多种方法。对于小范围屈服情形，可采用塑性区修正的方法。缺陷验收标准^[11]采用裂纹张开位移准则： $\delta = \delta_c$ ；其中裂纹张开位移 δ 按照由Wells提出并由Burdekin等^[4]根据宽板试验修正的设计曲线计算，但将实际缺陷等效为贯穿裂纹长度参数 $\bar{a}$ 。由计算求得容许等效裂纹参数

$$\bar{a} = c \delta_c / \epsilon \quad (1)$$

式中 c 值在不同的评定标准中取不同的数值。文[12]中指出： δ_c 取起裂值太保守，取最大载荷时的 δ_m 又缺乏充分的研究证据，一般情况下，裂纹张开位移是多种因素的函数：

$$\delta = f(\epsilon/\epsilon_s, n, \bar{a}/L, \dots) \quad (2)$$

上式中， n 为幂硬化材料的硬化指数， $\epsilon_s = \sigma_s/E$ ， σ_s 为材料单向拉伸时的屈服应力。 L 为含裂纹构件的特征长度。

Shih, C.F等^[13]发展了一种计算裂纹张开位移的工程方法，但是计算是按Rice定义的裂纹张开位移 δ_i ，在塑性断裂手册中制成设计图表。董亚民^[14]求得了(1)式中应用的张开位移 δ 与 δ_i 的关系

$$\delta = \eta \delta_i \quad (3)$$

得到幂硬化材料裂纹张开位移 δ 的计算式。早先的Burdekin设计曲线是对高应变区脆性断裂的情形提出的。1981年Burdekin^[5]指出：直至平面应力情形下发生韧性撕裂和稳定扩展，原先的 $\varphi = \delta/2\pi\bar{a}\epsilon_s$ 与 ϵ/ϵ_s 关系仍然给出构件的安全预计。但是必须指出：(1)式的设计曲线虽然有相当简单便于应用的优点，但毕竟是半经验性的。

对于存在小量的裂纹稳定扩展的情形，Paris与Hutchinson^[15]有条件地将以HRR奇异性理论为基础的J积分推广应用于扩展裂纹的情形，提出满足下列J控制扩展的条件：

$$\Delta a < R; D = \frac{J}{dJ/da} < R \quad (4)$$

式中各符号见图2与图3所示。

定义下列的无量纲参数撕裂模量 T_J （或 T_δ ）

$$T_J = \frac{E}{\sigma_s^2} \frac{dJ}{da} \quad T_\delta = \frac{E}{\sigma_s} \frac{d\delta}{da} \quad (5)$$

此时，可用 J_{Ic} （ J_I ）或 δ_c （ δ_I ）与 T_J^R （或 T_δ^R ）两个参数表征存在少量扩展情况下的材料断裂

度。撕裂模量的概念被应用于J控制扩展条件下的稳定性分析。如果用试验测得的材料阻力曲线 $J_R(\Delta a)$ 如图2-3所示，则当满足：

$$T_I^R < J_I^R = \frac{E}{\sigma_I^2} \frac{dJ_R}{da} \tag{6}$$

时，裂纹的扩展是稳定的。 T_I^R 称为材料的撕裂模量，各种钢材 T_I^R 约为0.1~500。

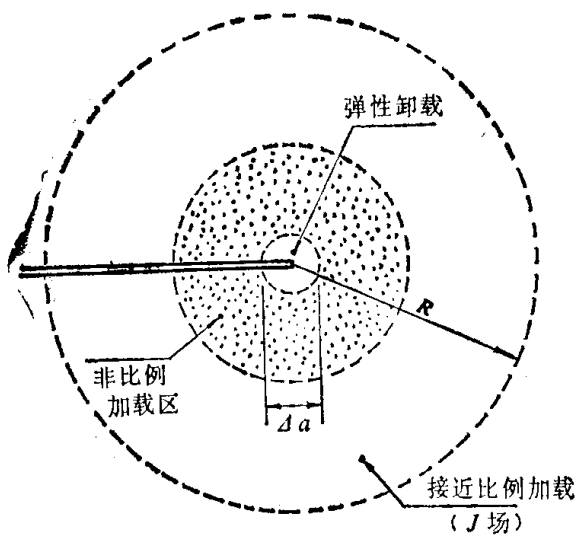


图 2-2

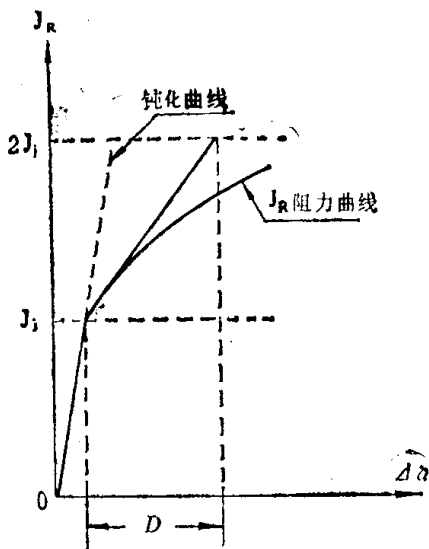


图 2-3

Shih, C.F等人提出了一种含缺陷结构的断裂（包括稳定性评定和破坏评定）估算方法^[12]。（亦称EPRI美电力研究院的弹塑性断裂分析的工程方法），他们筛选了许多种断裂参量并比较了相应的断裂准则，最后确定以J（或 δ ）作为控制参量，并以 J_R （或 δ_R ）的阻力曲线表征材料的断裂韧度。图2-4表示了该工程方法的主要流程。

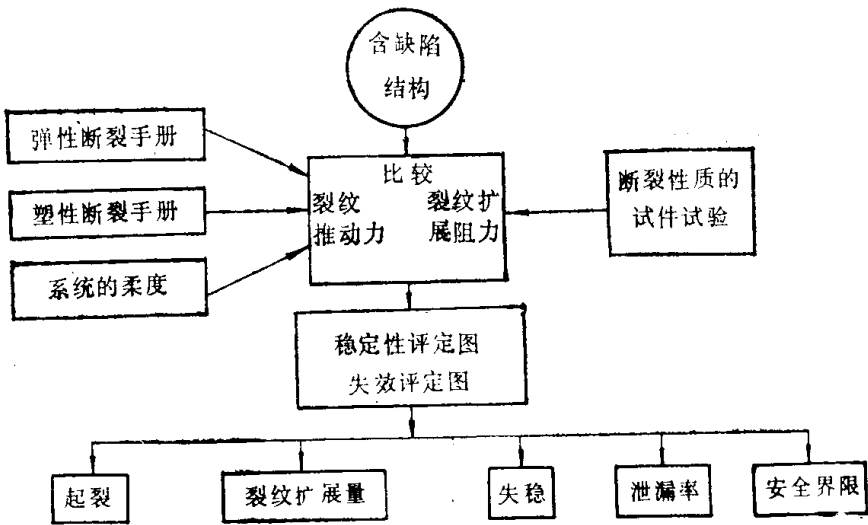


图 2-4

首先利用近似的工程方法，按形变理论计算全塑性情况下的J积分，根据Mastron^[10]的介绍，Shih等人在“塑性断裂手册”中列出了约280多种试件几何参数的计算结果，然后由弹性解 J^e, δ_I^e （由弹性断裂手册求得）和全塑性解 J^p, δ_I^p （由塑性断裂手册求得），用下

列简单的内插求得弹塑性情形下的 J^{ep} (或 δ_I^{ep}) 的估计值:

$$J^{ep} = \alpha_1 J^e + \alpha_2 J^p$$

$$\delta_I^{ep} = \beta_1 \delta_I^e + \beta_2 \delta_I^p \quad (7)$$

式中 α_i, β_i ($i=1, 2$) 常取为“1”。在求得 J^{ep} (或 δ_I^{ep}) 并由实验测得材料的 J_R (或 δ 阻力曲线之后, 就可进行J控制扩展下的裂纹稳定性分析。

(7) 式所描写的EPRI方法, 以J积分理论为基础, 提供了弹塑性断裂定量分析的可能性, 虽然它还不很完善 (例如未能考虑残余应力的影响。当 $n \rightarrow \infty$ 时计算结果不完全等)。但正如最早提出COD概念的Wells^[17]所说的: J准则和COD准则将各自在其应用范围内作出贡献, 并且将像Mises和Tresca屈服准则那样并存。

考虑了塑性失稳失效形式的CEGB双判据, 以及经过Shih, C.F等修改后的考虑材料硬化的双判据法, 对于韧性很好的材料和构件的塑性失稳分析是很有用的。但是需要解决含裂纹构件与结构的极限载荷的分析计算。对于以流变应力控制的失效准则, 实质上是基于塑性失稳的一种工程估算方法。

当裂纹扩展量较大时, J控制扩展的条件已不满足, 裂纹张开角 (CTOA) 准则看来是一个有希望的准则^[18]。Kaninen^[19]介绍了将J与CTOA连接的工程处理方法。

本节要说明的是: 迄今为止, 已经发展了用于不同失效形式的缺陷安全评定的工程方法, 必须按照不同的失效形式选用不同的评定方法。我国压力容器缺陷评定规范中, 已考虑了脆性断裂、韧性断裂、塑性失稳、疲劳等不同的失效形式, 推荐了相应的缺陷评定方法, 这样的作法是适当的。

二

含裂纹的结构和构件, 从韧性断裂的启裂到失稳断裂是一个过程, 一般经由裂纹尖端钝化、启裂、稳定扩展、稳恒扩展直至失稳扩展。这个过程中每个阶段的有无与长短, 与材料的性质、温度、系统的柔度、加载速率有关。一般韧性较好的材料, 多少都存在裂纹的稳定扩展阶段, 在此阶段仍能承受渐增的外加载荷直至失稳扩展。对于材料来说, 其断裂韧度表现为阻力曲线的形式^[20, 21]。

由于裂纹的扩展, 必然伴随着严重的非比例变形和卸载区。在一定条件下, 还存在反向加载的沿裂纹表面的第二塑性区。图2-5是裂纹扩展瞬间的裂纹尖端附近的分区构造。其中I区为弹性区; II区为主塑性区; III区为卸载区 (亦称尾流区) IV区为第二塑性区。I、III区之间还存在边界层型解的过渡区。扩展裂纹尖端附近的构造与未扩展裂纹 (亦称静止裂纹或

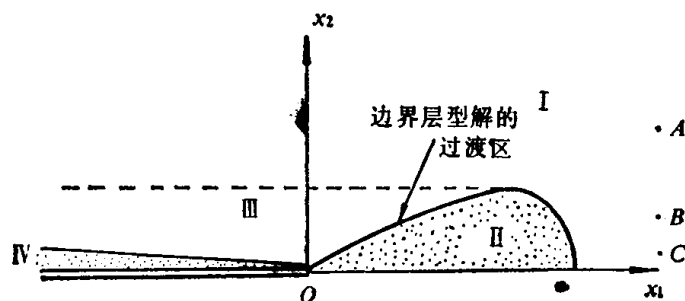


图 2-5

平衡裂纹) 尖端附近的构造是不同的。图2-5扩展裂纹不同区域材料的典型物质质点的变形历史迥然不同: 如图2-5中塑性区上方的A点, 只承受弹性变形; 主塑性区前方的B点, 经历了弹性→塑性变形→卸载的历史; 而C点却可能经历由弹性→塑性变形→卸载→再次进入塑性(第二塑性区)的历史。

由于塑性变形不可逆性, 使得表征应变集中程度的扩展裂纹尖端的奇异性要较扩展前的平衡裂纹尖端的奇异性弱。因此, 要使裂纹继续扩展, 必需增加外场的作用参量, 以使得裂纹尖端产生再扩展所需的应变集中, 这就是材料阻力曲线的一个力学解释。

表2-1中给出了近年来在扩展裂纹尖端弹塑性奇异场研究的主要结果。由表可见, 对于

表 2-1

	静止 (平衡) 裂纹	扩 展 裂 纹
理想弹塑性 Ⅱ型	$\gamma_r^p = \frac{\tau_0}{G} \left(\frac{R_0}{x} - 1 \right)$ (22)	$\gamma_r^p = \frac{\tau_0}{G} \left[\frac{1}{2} \ln \left(\frac{R_0}{x} \right)^2 + \ln \frac{R_0}{x} \right]$ (23)
理想弹塑性 平面应变Ⅰ型	$\gamma_{r, \theta} = \gamma_0 \frac{R(0)}{r}$ (24)	$\varepsilon_{\alpha \beta}^p \sim \ln \frac{R}{r}$ (25)
幂硬化材料 Ⅱ型	$\gamma_r(x, 0) \approx \left[\frac{K_{II}^2 n}{(n+1) r_0^2 x} \right]^{\frac{n}{n+1}} \gamma_0$ (26)	$\gamma_\beta^p \sim \ln \left(\frac{A}{r} \right)^{\frac{2n}{n-1}}$ (26)
幂硬化材料 Ⅰ型	$\varepsilon_{ij} \propto J^{\frac{n}{n+1}} r^{-\frac{n}{n+1}} H_{ij}(\theta, n)$ (27~28)	$\varepsilon_{ij}^p \sim \left(\ln \frac{A}{r} \right)^{\frac{n}{n-1}}$ (29)

平面应变幂硬化材料的Ⅰ型问题, 平衡裂纹尖端的应变具有HRR奇异性:

$$\varepsilon_{ij}(r, \theta) \sim J^{n/(n+1)} r^{-n/(n+1)} H_{ij}(\theta, n) \tag{8}$$

对稳恒(定常)扩展裂纹, 减弱为对数奇异性

$$\varepsilon_{ij}^p(r, \theta) \sim \left(\ln \frac{A}{r} \right)^{n/(n-1)} \tag{9}$$

戴耀^[30]证明, 从启裂后的整个稳定扩展过程中, 奇异性与(9)式相同, 只是奇异性的幅值参数与外场有关, 随外场参数而变化。说明一旦裂纹扩展, 应变集中程度便明显减弱, 未扩展前原裂纹尖端存在严重奇异性的塑性变形不会转移到扩展后的新的裂纹尖端, 新裂纹尖端附近塑性变形的集中程度减弱了。表2-1中各式均注明了文献出处。其中 R_0 为裂纹延长线上的塑性区尺寸, γ 为剪应变, $\tau_0 = \sigma_s / \sqrt{3}$, $\gamma_0 = \tau_0 / G$, 其中 σ_s 为材料的单向拉伸屈服极限。

扩展裂纹尖端场奇异性的分析, 也得到了有限元数值模拟与用云纹技术的扩展裂纹尖端应变场测量结果的支持。

文〔31〕计算了平面应力Ⅰ型的情况下, 对于理想弹塑性材料, 小范围屈服的扩展裂纹尖端的应变 ε_y , 在半对数坐标纸上, 得到的应变分布曲线与直线非常接近。对稳定扩展