

5592
43134

403752

成都工学院图书馆
基本馆藏

低温用钢结构的脆性断裂

——译文汇编之一——



兰州石油机械研究所

低温用钢结构的脆性断裂

—译文汇编之一—

兰州石油机械研究所出版

(兰州市七里河区敦煌路)

北京第二新华印刷厂印刷

*

开本 787×1092 毫米 $\frac{1}{16}$ · 印张 $12\frac{7}{8}$ · 字数 320 千字

印数: 2000 册 定价: 1.60 元

毛 主 席 语 录

中国人民有志气，有能力，一定要在不远的将来，赶上和超过世界先进水平。

对于外国文化，排外主义的方针是错误的，应当尽量吸收进步的外国文化，以为发展中国新文化的借镜；盲目搬用的方针也是错误的，应当以中国人民的实际需要为基础，批判地吸收外国文化。

……一切外国的东西，如同我们对于食物一样，必须经过自己的口腔咀嚼和胃肠运动，送进唾液胃液肠液，把它分解为精华和糟粕两部分，然后排泄其糟粕，吸收其精华，才能对我们的身体有益，决不能生吞活剥地毫无批判地吸收。

前 言

在伟大领袖毛主席“**备战、备荒、为人民**”的战略方针指引下，近年来，以“**三大合成**”（合成塑料、合成纤维、合成橡胶）为主体的石油化学工业、纯氧顶吹转炉炼钢工业和气体深冷分离等工业，在我国得到了迅速发展，从而促进了普低钢在这些低温工程领域中的应用。

大量工程证实，低温下，铁素体钢制压力容器或其他结构，由于种种原因，可能突然发生脆断。因此，在设计制造中，必须首先确定合理可靠的脆性评定方法和指标，制定其特殊的制造技术条件（如焊接工艺、制造缺陷、结构形式和焊后消除应力热处理等），以保证设备在低温条件下长期运行的可靠性和安全性。对于在工程实践中，如何防止脆性断裂的问题，国外给予了很大注意。美、英等国从四十年代初期，日本从五十年代后期都先后开始进行了大量研究工作。目前，国内有关研究、设计、制造和使用等部门也予以极大关注。因此，我们选择了国外近年来较有代表性的一些技术文献，翻译出版，供从事此专业的同志参考。

应该指出，国外在脆断机理、评定方法及指标等方面目前仍有争论，有关低温用钢和低温压力容器技术标准的规定也不尽一致。在参考这些资料时，必须按照毛主席关于“**好的拿来，坏的去掉**”的教导，针对我国自己的普低钢和低温压力容器的制造及使用实际，有分析、有批判地吸收其有用的东西，作为我们的借鉴。

考虑到篇幅的限制，决定分一、二两部分陆续出版。由于译校人员专业知识和业务水平所限，不免有错误之处，请读者批评指正。

一九七二年六月 兰州

目 录

1. 实验室测定的断裂韧性数值与大型钢制

压力容器操作性能的相互关系(1)

2. 用于中等低温的铁素体钢焊接结构(14)

3. 在结构钢防止脆断的设计中关于冶金学和

断裂力学对转变温度的观点的统一(29)

4. 防破设计原理(75)

5. 确定铁素体钢无塑性转变温度的标准落锤试验法(118)

6. 焊接钢板的脆性断裂(132)

7. 压力容器的脆裂和防裂设计所需的资料(144)

8. 关于压力容器的强度评定及材料选择中的韧性问题(149)

9. 日本焊接协会标准

低温结构用钢板材质评定标准(164)

10. 低温用焊接结构的设计(180)

实验室测定的断裂韧性数值 与大型钢制压力容器操作性能的相互关系

〔美〕 E. T. WESSEL

引 言

在一个气瓶制造厂正在进行一次日常的漏气试验时,一个大型钢制空气瓶(压力容器)突然发生脆性破裂。在调查这一事件的期间,发现过去在静液压试验中也发生过类似性质的破裂。这些破裂事故的发生对这些气瓶的整体性和可靠性引起极大怀疑,因此对这些气瓶作了广泛深入的研究。

这些研究中的一个部分是钢在正常设计压力下容许缺陷存在的能力,以及缺陷的临界大小与使用的无损探伤设备能力的关系。为了表示气瓶在正常操作压力下能容许很大缺陷的能力——缺陷的大小比最低限度能探测到的缺陷大很多倍——在若干气瓶上用人工造成了一些较大的缺陷并进行了爆破试验。这些爆破试验^[1]为检验“断裂韧性”概念及公式的使用性提供了一个不平常的机会。本文说明了有关这方面的工作情况。

材料 与 背景

这些气瓶为圆筒形,长度大约 15 呎,直径 22 吋,壁厚从 $1\frac{1}{4}$ 吋至 $1\frac{1}{2}$ 吋。制造方法包括在 2300°F 下冲孔和拉拔过程,制成所需的尺寸和形状后经过热处理。气瓶的材料是 ASTM A-372, C1.4, 改良到最低屈服强度达到 80,000 磅/吋² 的要求,其名义化学成份如下:

	C	Mn	P	S	Si	M ₀
最低	0.37	1.35	—	—	0.13	0.37
最高	0.53	1.85	—	—	0.14	0.38

规定的机械性能为: 屈服强度(剩余变形 0.5%)—80,000 磅/吋²; 极限强度—105,000 磅/吋²; 总延伸率(2 吋)—15%。气瓶制造成三种金相状态,——正火,正火与回火,及油淬并回火。对每一种状态都进行了试验。

本文不打算描述气瓶制造厂原先在压力试验中发生三个气瓶破裂时周围环境,但是必须作一个简短说明,以便为这次爆破试验计划提供一个背景。所有这些破裂都被认为是由于一些较大的弱平面所引起的,这些弱平面是含着非金属夹杂物和合金元素的离析,这种状况常常和铸锭缺陷有关。前两次破裂的气瓶是正火处理的气瓶,由于在离析区域中存在着未回火的马氏体,情况更加复杂。

第三个破裂的气瓶是经过正火和回火处理的,情况同样也很复杂,因为在镀锌处理中可能曾经引进了氢脆化作用,更重要的事实是在检查破裂的容器时发现在脆性破裂以前在容器上已经存在着很大的缺陷。这些缺陷在断口中表现为“本质”区域,这是一种高密度非金属夹杂物的特点。这种缺陷几乎穿过整个壁厚,长度从 12 吋到数呎。从第三个气瓶(第 71 号正火回火气瓶)取下的这种“本质”区域的一部分见图 1。

随后曾采取了一些步骤,以防止这种型式的缺陷和破裂重复发生。在这些步骤中有:采用一种严格的无损探伤程序〔2〕,应用到所有过去已经生产出来的和将要生产的气瓶上;改进制造和制钢(铸锭)方法以消除各种弱平面;取消镀锌以避免任何可能引起的氢脆化作用;以及修改热处理方法(油淬及回火)以改善韧性并降低转变温度。

爆破试验是与这些预防措施联系起来进行的,采用了全尺寸气瓶,其中大部分含有人造缺陷。试验的目的是证明这些气瓶的整体性。在试验中采用了比最低限度可探测的缺陷大数倍的人造缺陷,以便说明这些气瓶容许含有极大缺陷的能力,从而不会在任何正常的操作条件下破裂。虽然并没有打算通过这次试验来验证“断裂机理”概念及公式的真实性,但取得的大量数据可以用于这个目的,这些数据形成本文后一部分的基础。



图1. 第71号气瓶折断面的“木质”区域

全尺寸气瓶的爆破试验

试验的方法是在若干代表不同金相状态的气瓶上开槽,作为人造缺陷,然后用静液压力试验到爆破。差不多所有人造缺陷都属于半椭圆表面缺陷形式,如图2,这些槽从气瓶的外表面向内延伸,其长度平行于气瓶的轴线,因而最大(圆周)应力与槽垂直。

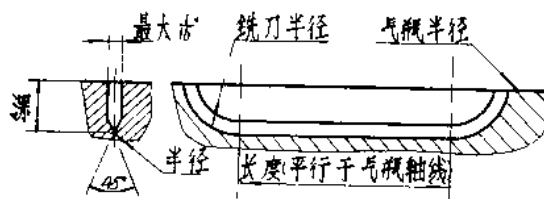


图2. 在试验气瓶上加工出来的槽的设计

槽的尺寸连同爆破试验数据和机械性能列于表1。从表上可以看到,所有加工出来的槽是深的(大约为壁厚的1/2)而且比较长。有三个气瓶——Assist Able, No. 52和Extra Baker——不带有加工出来的槽,但带有另外形式的缺陷,下面再作说明。

从爆破试验的结果算出断裂韧性数值。采用原始的槽尺寸所取得的断裂韧性数值见表2。除含有一个椭圆形内在缺陷的No. 52气瓶外,对所有气瓶采用了半椭圆形表面缺陷公式〔3-5〕。公式如下:

$$K_{cN}^2 = \frac{1.2\pi\sigma^2 a}{\phi^2 - 0.212 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^2}$$

其中: K_{cN} = 应力强化系数(名义的)或断裂韧性,磅/吋²√吋

a = 槽深,吋

σ = 名义或总断面断裂强度,磅/吋²

σ_{ys} = 名义屈服强度,磅/吋²

ϕ = 椭圆积分

表 1 试验气瓶的爆破试验数据及机械性能

气瓶名称	状态	槽处壁厚 吋	槽的尺寸, 吋			爆破压力 千磅/吋 ²	爆破温度 °F	试样方位 ^e	屈服强度 (0.2%残余 变形) 千磅/吋 ²	极限强度 千磅/吋 ²	延伸率, 2 吋 %	断面 收缩 %	无塑性转 变温度 °F	FATT °F	刻痕 V 型缺口吸收能量、 呎-磅		
			深	长	最大半径										在无塑性 转变温度 °F	高	低
Assist Able	淬火回火(以 前处理过的)	1.20	无	无	无	15.2	80	T L	90.2 ^{b,c}	114.4	21.8	60	100	60	67 ^d	67	18
Bailout Able	同上	1.30	0.625	5	0.010	a	80	T L	76.9	109.9	22.0	48	70	25	24	40	11
Bailout Baker	淬火, 回火	1.40	0.625	10	0.010	7.4	80	T L	76.4	109.8	22.6	56	60	25	40 ^a	70	~10
Bailout Charlie	同上	1.45	0.625	10	0.010	a	80	T L	77.6	108.1	19.8	48	40	20	70	80	3
Bailout David	同上	1.30	0.625	20	0.010	8.5	80	T L	79.2	110.5	22.2	62	70	20	58 ^d	80	2
Bailout Easy	同上	1.45	0.625	20	0.010	9.7	80	T L	82.1	111.4	18.3	46	40	30	28	41	10
Bailout George	同上	1.30	0.625	20	0.010	8.4	80	T L	85.1 ^c	113.4	21.2	62	70	10	55 ^d	~80	15
Bailout Harry	同上	1.50	0.625	20	0.010	8.9	80	T L	81.0	115.5	20.8	52	60	60	30	53	5
Complete Able	同上	1.30	0.625	10	0.002	8.4	45	T L	78.5 ^c	107.8	23.6	65	60	55	57	~85	~15
Dezinc Able	同上	1.50	0.625	10	0.002	8.9	45	T L	78.7	108.7	18.2	44	60	60	23	40	10
Dezinc Baker	同上	1.30	0.625	10	0.002	6.9	40	T L	71.0 ^c	104.3	23.4	62	60	50	52 ^d	~80	~15
Extra Able	同上	1.50	0.625	10	0.002	8.4	40	T L	84.1	111.3	17.4	45	60	45	25	44	10
Extra Baker	同上	1.30	0.625	10	0.002	8.4	40	T L	83.1 ^c	115.5	22.4	60	20	45	55 ^d	~80	~10
No. 52	同上	1.25	0.625	10	0.010	8.2	80	T L	104.3	119.8	17.8	48	60	0	27	40	12
	镀锌, 剥落, 淬火, 回火,	1.45	0.625	20	0.002	9.0	40	T L	86.6 ^c	113.8	22.6	65	60	15	67 ^d	~85	~15
	同上	1.55	0.625	10	0.002	9.5	40	T L	90.2	118.5	17.8	48	60	-20	41	81	15
	同上	1.10	0.480	5	0.010	a	45	T L	90.2	119.4	21.2	63	70	10	38 ^d	82	3
	同上	1.50	0.625	10	0.002	9.0	40	T L	93.3	118.2	20.8	50	40	-15	36	43	12
	同上	1.45	0.625	20	0.002	9.5	40	T L	95.7 ^c	122.3	21.0	62	60	-10	66 ^d	~80	~20
	同上	1.55	0.625	10	0.002	9.5	40	T L	87.0	114.2	18.8	48	50	-10	30	35	3
	同上	1.10	0.480	5	0.010	a	45	T L	86.3 ^c	116.0	17.6	44	70	55	72 ^d	~80	13
	同上	1.50	0.625	10	0.002	9.5	40	T L	87.0	118.3	17.6	44	60	55	25	40	11
	同上	1.45	0.625	20	0.002	9.5	40	T L	88.0	119.4	18.6	48	50	55	50 ^d	70	12
	同上	1.50	0.625	10	0.002	9.5	40	T L	84.7	108.6	21.1	52	100	160	15	31	10
	同上	1.52	0.625	10	0.002	9.5	40	T L	91.85	121.9	18.0	44	125	130	23 ^d	~70	~10
	同上	1.52	0.625	10	0.002	9.5	40	T L	95.1	126.0	16.0	40	120	160	16	30	~10
	同上	1.52	0.625	10	0.002	9.5	40	T L	99.0	127.0	17.0	43	120	155	18	50	~9

d. 根据纵向落锤数据。

e. T=纵向, L=纵向。

a. 加压到 7500 磅/吋² 表压, 没有破裂, 在重新试验以前加工了一个较大的槽。

b. 0.5% 拉伸屈服强度, 不是 0.2% 残余变形。

c. 制造厂所作的 4 次拉伸试验的平均值, 所有其余拉伸数据都是两次或更多次试验的平均值。

表 2 气瓶的断裂韧性 (根据原始的槽尺寸)

气 瓶	热 处 理 ^d	试 验 温 度 (°F)	有 关 尺 寸				爆 破 压 力 P (磅/时 ²)	名义断裂应力 σ (千磅/时 ²)	0.2% 屈服强度 $\sigma_{0.2}$ (千磅/时 ²)	极限强度 σ_u (千磅/时 ²)	$\frac{\sigma_N}{\sigma_{ys}}$	$\frac{\sigma_N}{\sigma_u}$	应力强 化系数 K_{IN} (千磅/时 ² ·吋 ³)	裂纹延 伸力 G_C (吋/吋 ²)	塑性区域尺 寸——相对 厚度系数		作了平面应变条 件修正的韧性		备 注
			厚度 t (吋)	原始 槽深 b (吋)	1/2 原 槽长 a (吋)	根半径 r (吋)									β_r	β_{rc}	K_{Ic} (千磅/吋 ^{3/2} ·吋)	G_{Ic} (吋/吋 ²)	
Assist Able	Q 及 T (以前的)	80	1.20	0.75	2.5	裂纹	15,200	127	90	114	1.41	1.11	141	550	2.05	0.93	96.6	305	带有自然缺口
Bailout Able	Q 及 T (以前的)	80	1.30	0.63	5.63	0.010	7,400	57	77	110	1.43	1.0	91	278	1.07	0.66	71.5	170	
Bailout Baker	Q 及 T	80	1.40	0.63	10.63	0.010	8,500	61	78	109	1.41	1.0	100	335	1.17	0.70	78.0	202	
Bailout Charlie	Q 及 T	80	1.45	0.63	10.63	0.010	9,700	67	82	112	1.44	1.05	112	420	1.29	0.73	84.0	235	
Bailout David	Q 及 T	80	1.30	0.63	10.63	0.010	8,400	65	81	112	1.55	1.12	107	385	1.34	0.75	81.0	218	
Bailout Easy	Q 及 T	45	1.50	0.63	5.63	0.002	8,900	59	79	106	1.30	0.97	95	302	1.11	0.67	74.0	185	
Bailout George	Q 及 T	40	1.50	0.63	5.63	0.002	6,900	46	84	113	0.94	0.70	72	172	0.53	0.42	64.0	135	热处理不当
Bailout Harry	Q 及 T	40	1.30	0.63	5.63	0.002	8,400	65	104	116	1.20	1.08	102	345	0.74	0.53	86.5	245	
Complete Able	Q 及 T	80	1.25	0.63	5.63	0.010	8,200	66	90	120	1.46	1.10	105	370	1.09	0.67	82.5	228	
Dezinc Able	{ 镀锌制件, Q 及 T	40	1.45	0.63	10.63	0.002	9,000	62	110	120	1.18	0.92	100	335	0.80	0.56	84.0	235	
Dezinc Baker		40	1.55	0.63	5.63	0.002	9,500	61	87	115	1.18	0.90	97	320	0.80	0.56	81.0	218	
Extra Able	正火	45	1.10	0.48	5.48	0.010	6,200	56	87	119	1.15	0.89	78	205	0.91	0.61	64.0	135	
Extra Baker	正火 回火 镀锌	75	1.50	0.625 ^a	3.0 ^a	裂纹	4,200	28	85	115	0.56	0.42	41	56 ^b	0.15	0.13	41.0	56 ^b	焊垫附近开裂
No. 52	正火	75	1.52	0.710 ^a	10.0 ^a	裂纹	13,500	90	95	125	1.76	1.33	101	330	0.75	0.56	85.0	235	带有自然缺口

a. 从断裂外观上得到的近似值; b. 文中详细讨论过的低韧性; c. 半椭圆内在缺陷; d. Q 及 T ——淬火及回火。

对于具有一个内在椭圆缺陷的 No. 52 气瓶, 采用了同样的公式, 但采用的系数是^[6] 1.0 不是 1.2。而且 a 是缺陷深度的一半, 上述公式的真实性范围建议为^[4] $\sigma < \sigma_{ys}$, 而且槽深 “ a ” $\leq \frac{t}{2}$, 其中 t 为壁厚。

根据高净断面断裂应力(表 2)和气瓶断口的性质, 可以明显地看到, 真正的平面应变断裂在大多数试验中是不存在的。但气瓶的平面应变断裂韧性(K_{Ic})可以从下列经验公式^[4, 7]求得, 计算时采用相对塑性区域尺寸参数(β):

$$\beta_c = \frac{K_{cN}^2}{t\sigma_{ys}^2}$$

$$\beta_c = \beta_{Ic}(1 + 1.4\beta_{Ic}^2)$$

其中: K_{cN} = 测得的名义断裂韧性

t = 壁厚

σ_{ys} = 屈服强度

当 $\beta_c > 2\pi$ 时, 从 β_c 转变为 β_{Ic} 是不真实的, 但随着 β_c 的降低亦即当 β_c 接近 β_{Ic} 时, 真实性有所提高。参照表 2, 在所有试验气瓶上 β_c 比 2π 小得多, 求得 β_{Ic} 后, 平面应变断裂韧性可用下式计算^[6]:

$$K_{cN}^2 = K_{Ic}^2(1 + 1.4\beta_{Ic}^2)$$

修正到平面应变条件的气瓶断裂韧性(K_{Ic})也列在表 2 中。

表 2 中的 K_{cN} 值是根据原始的槽尺寸算出的, 在大多数情况中, 这个 K_{cN} 值是保守的数值。大多数原始的槽在迅速的脆性断裂开始以前已经逐渐扩展为较大的槽, 从图 3—5 所示的气瓶断面照片中可以看到这些槽的缓慢扩展。在一般的情况下, 可以根据迅速断裂开始以前已经加大的槽来重新估算断裂韧性。在这些气瓶上原始槽深已经很接近于壁厚的 1/2。此外, 在大多数情况中, 槽的缓慢增长已经延伸到 1/2 壁厚以外(这是一种极限情况)。

虽然从裂纹深度大于 1/2 t 所求得任何数值都是有问题的, 但根据脆性断裂开始时的缺陷尺寸来重新计算 K_{cN} 和 K_{Ic} 值仍然是引人注意的。这些数据列于表 3, 其中有两个瓶——Assist Able 及 No. 52——不带人造缺陷, 但在试验过程中逐渐扩展出缺陷来, 这种缺陷是“木质”裂纹型式, 崩裂以前这种“木质”型裂纹发展的程度见图 6—7。从增大的槽(表 3)求得的 K_{cN} 和 K_{Ic} 值一般与根据原始槽尺寸(表 2)求得的数值相符。

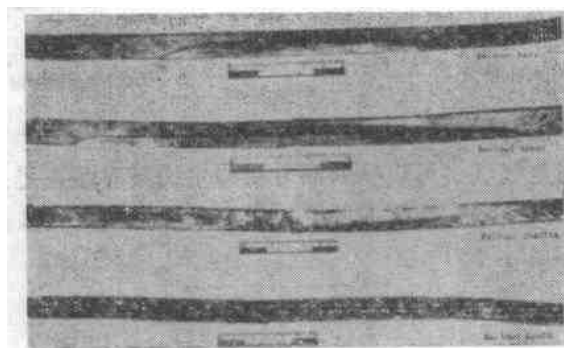


图 3. 液压爆破试验气瓶接近槽处的断面

自上而下: Bailout Able, Bailout Baker, Bailout Charlie 和 Bailout David

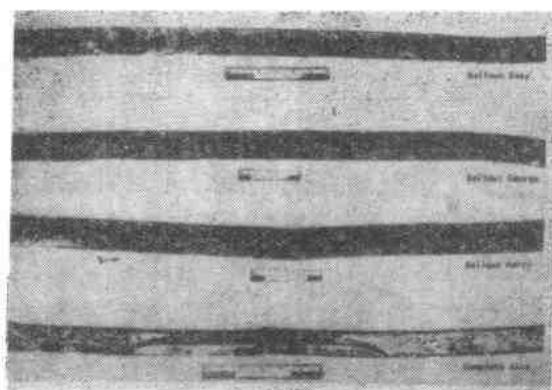


图4. 液压爆破试验气瓶接近槽处的断面

自上而下: Bailout Easy, Bailout George, Bailout Harry 和 Complete Able

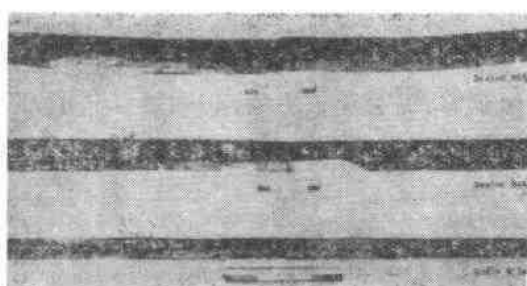


图5. 液压爆破试验气瓶接近槽处的断面

自上而下: Dezinc Able, Dezinc Baker 和 Extra Able

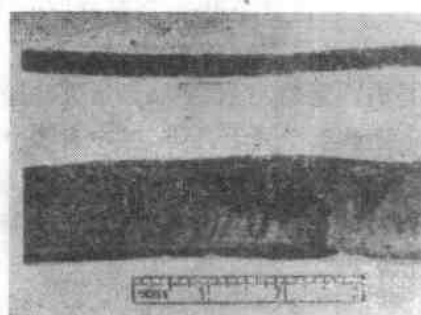


图6. 在 Assist Able 气瓶中接近断裂起始点处的断面部分



图7. 在 No. 52 气瓶的爆破试验中发展出来的“木质”断面

采用了较大的槽尺寸后算出的断裂韧性稍高。但有两个例外——即 Complete Able 气瓶和 Dezinc Able 气瓶, 在这些气瓶上可以从断面外观假定裂纹曾经在迅速断裂开始以前已经由于缓慢的延性断裂作用而扩展到完全穿通壁厚。因此采用下列公式来计算 K_{cN} 值:

$$K_{cN}^2 = \frac{\pi \sigma^2 a}{1 - 0.5 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^2}$$

其中: $a = 1/2$ 裂纹长度, 求得的 K_{cN} 值示于表3。

这两个气瓶的 K_{cN} 值比其它气瓶明显地高得多, 因此可以代表平面应力(延性)断裂韧性。

No. 71 气瓶也含有一个穿通的裂纹, 但是它的韧性不象 Complete Able 或 Dezinc Able 那样大, 这可能是合理的, 因为 No. 71 气瓶是正火和回火的, 而其它气瓶是淬火和回火的。但是仍然很难理解为甚么这两个气瓶明显地是由于平面应力而断裂的, 而其它同样淬火和回火的气瓶不是这样。

表 3 气瓶的断裂韧性(根据迅速断裂开始时的槽尺寸计算)

气 瓶	缺 陷 尺 寸		缺陷型式, 使用的公式	名 义 K_{cN} 千磅/吋 ^{3/2} √吋	修正到平面 应变 K_{Ic} 千磅/吋 ^{3/2} √吋	备 注
	深 b, 吋	长 a, 吋				
Assist Able	0.75	2.5	半椭圆表面	141	96.6	在试验中槽有发展
Bailout Able	1.1	10.0	"	109	81.1	—
Bailout Baker	1.2	20.0	"	115	82.6	—
Bailout Charlie	1.1	20.0	"	131	91.4	—
Bailout David	0.70	20.0	"	104	78.4	—
Bailout Easy	0.70	10.0	"	102	78.0	—
Bailout George	0.70	10.0	"	75	68.0	—
Bailout Harry	1.20	10.0	"	124	100.0	—
Complete Able	穿过厚度	6.0	穿过厚度	238	121	槽穿过厚度
Dezinc Able	"	20.0	"	382	171	"
Dezinc Baker	1.25	10.0	半椭圆表面	116	90	—
Extra Able	0.60	10.0	"	87	69	—
Extra Baker	0.625	3.0	"	41	41	—
No. 52	0.71	20.0	半椭圆内在	101	85	试验中槽有发展
No. 71	穿过厚度	6	穿过厚度	132	95.5	槽穿过厚度

断裂韧性的实验室试验

在断裂韧性的实验室试验中使用的材料是从若干爆破后的气瓶上取得的。采用的试件是一般的人工裂缝型式, 如图 8, 过去使用这种型式的试件是很成功的^[8]。每一个试件的特殊尺寸列于表 4, 由于气瓶的曲面限制了试件的尺寸, 而且由于试验机的能力有限(400,000 磅), 所以只能采用较小的试件。在试件的一边制成一个人工裂缝(局部冷却并用一个楔子锤击而成)^[8], 在对面一边用锯切成一个同样长度的槽, 这些槽的方向却与气瓶的轴线平行, 亦即与在气瓶上所采用的槽同在一个平面上。

由于试件的长度受气瓶曲面的限制, 因此在试件的两端焊接了两块延伸部分, 以便夹持试件, 采取了预防措施以防止两个裂缝附近区域受热。在试验中取得了负荷与变形的自动记录关系曲线, 并用墨水染色以探测裂缝的逐渐扩展(但没有发现甚么)。这些曲线后来又经过重新检查, 但曲线的灵敏度不够, 表现不出“突然开裂”现象。

从拉伸试件取得的数据见表 4, 表中表示了韧性的若干基准, 需要稍微作些解释。名义断裂韧性 G_{cN} 和 K_{cN} 是直接从试验结果算出的。在预制板试验中, 应变能量释放速度 G 是用下式^[9]算得的。

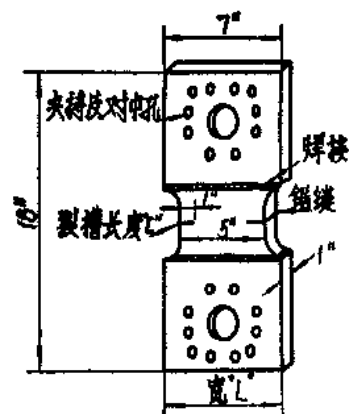


图 8. 实验室试验所用的裂槽拉伸试件

$$G_c = \frac{\sigma_G^2 L}{E} \tan \frac{\pi c}{L} \times \left\{ 1 + \frac{0.2}{1 + \left(\tan \frac{\pi c}{L} \right)^2} \right\}$$

其中: G_c = 临界应变能释放速度, 吋/吋²

σ_G = 总断面应力, 磅/吋²

L = 试件的总宽, 吋

C = 裂纹长度, 吋

E = 杨氏模数, 磅/吋²

应力强化系数 K_c 和 G_c 的关系如下:

$$K_c^2 = G_c E (\text{平面应力})$$

$$K_c^2 = E G_c / (1 - \mu^2) (\text{平面应变})。其中 \mu 为断面收缩比。$$

ASTM 委员会所报告的公式(10)也可以代替用于拉伸试件:

$$K_{cN}^2 = \sigma^2 L \left\{ \tan \frac{\pi c}{L} + 0.1 \sin \frac{2\pi c}{L} \right\}$$

用该公式算得的 K_{cN} 数值表示在表 4 中的括弧中。

用断裂机理来解决脆性断裂的根据是材料的线性弹性特性。因此, 在发生很大的屈服时, 为了测得更真实的断裂韧性, 必须对塑性变形的作用作出修正。裂纹尖部的局部屈服的影响可以从它对周围应力场的作用作出近似估计, 这种作用和增大裂纹的作用是相似的。塑性区域修正近似地估计了这种作用的程度并把它当作裂纹长度的附加增量来考虑。塑性区域尺寸 (C^*) 可以从下式估算:

$$C^* = \frac{K_{cN}^2}{2\pi\sigma_{ys}^2}$$

把裂纹长度的附加增量“ C^* ”加到原来裂纹长度“ C ”上, 这样 $C_1 = C + C^*$ 等于经过塑性区域修正裂纹长度, 然后用调整后的裂纹长度“ C_1 ”来重新计算作了塑性区域尺寸修正的断裂韧性 (G_{c1} 或 K_{c1})。在屈服强度的低应力范围, 塑性区域尺寸很小, 因此修正量不大。

在延性较大的情况中, 塑性区域较大, 修正以后, 断裂韧性相应地增加。修正后的断裂韧性 G_{c1} 或 K_{c1} 表示当试件厚度不变而宽度和裂纹长度增加到足以促成试件在低于常用屈服强度的应力下断裂时将能测得的数值。这些修正后的 G_{c1} 和 K_{c1} 数值也列于表 4。

如果要把断裂韧性扩大应用到比试件更厚的断面上, 则只有当试件的厚度和裂纹尖锐程度增加了以后不降低测得的断裂韧性[3,4]时 (即当平面应变 G_{Ic} 或 K_{Ic} 条件占优势时), 才有可能。在表 4 所列的大多数试件中平面应变条件不占优势, 但试验的结果可以用来取得平面应变断裂韧性 G_{Ic} 或 K_{Ic} 的近似值, 这是通过采用相对塑性区域尺寸参数[4] β_c 和 β_{Ic} 而完成的, 这一点已经在本文气瓶试验一节中讨论过。

G_{Ic} 和 K_{Ic} 近似值的计算有两种可能的方法。从现有理论和概念出发, 应当采用较大的 K_{c1} 值 (已经作了塑性区域尺寸修正的) 来计算 β_{c1} , 然后计算 β_{Ic} 和 K_{Ic} 。但是从保守的观点出发, 可以采用较低的 K_{cN} 值 (名义的) 来计算 β_{cN} , 然后得出 β'_{Ic} 和 K'_{Ic} 。这两组数据都列于表 4 并将在本文的后面, 即在用实验室试验结果来预计气瓶的爆破应力一节中加以讨论。

断裂韧性数据的讨论和比较

表 5 归纳了气瓶爆破试验和实验室所积累的各种断裂韧性数据。虽然实验室试验和气瓶试验的数据有相当大的差距 (表 4 及表 2), 但是两种试验的结果一般是符合的, 特别对于任一

表 4

新裂初性的实验室试验^d

气 瓶	试 件 号 码	试 验 温 度 °F	尺 寸		断 裂 强 度 千磅/吋 ²		名 义 的 ^c		修正到塑性 区 域 尺 寸		塑性区尺寸 相 对 厚 度 ^a		修正到平面 应 变 条 件		根据 G_{CN} 或 K_{CN} 的保守估算			
			厚度 "f"	裂纹长 "C"	总宽 "L"	σ	σ_N	G_{CN}	K_{CN}	C*吋	G_{CL}	K_{CL}	β_{CL}	β_{IC}	G_{IC}	K_{IC}	β_{CN}	K'_{IC}
								吋/吋 ²	千磅/吋 ²		吋/吋 ²	千磅/吋 ²			吋/吋 ²	千磅/吋 ²		千磅/吋 ²
Bailout Baker	1	80	0.799	1.37	6.53	59.1	103.2	683	145(142)	0.53	1100	180	6.67	1.52	260	87.6	4.32	205
	2	80	0.799	1.46	6.54	57.4	103.6	698	148(143)	0.55	1106	183	6.89	1.52	270	88.6	4.51	215
Bailout Charlie	1	80	1.00	1.725	6.53	47.2	91.1	586	135(134)	0.42	797	155	3.49	1.19	270	90.0	2.64	240
	2	80	1.00	1.70	6.58	48.0	93.2	641	140(131)	0.47	884	165	3.95	1.25	285	92.5	2.84	245
Bailout David	1	80	1.00	1.77	6.53	42.3	89.9	500	122(121)	0.38	653	140	3.05	1.11	240	84.9	2.32	210
	2	80	1.00	1.84	5.38	46.5	96.5	770	152(151)	0.55	1013	174	4.70	1.34	278	92.4	3.61	250
	3	80	1.00	1.47	6.02	42.1	82.9	390	108(107)	0.29	497	122	2.33	0.98	205	78.9	1.82	185
Bailout Easy	1	45	1.00	1.59	6.53	50.4	94.1	606	135(133)	0.53	907	165	4.83	1.46	220	82.6	3.24	160
	2	45	0.99	0.90	6.54	52.0	81.3	331	98(98)	0.29	501	122	2.67	1.06	200	76.0	1.72	155
Bailout George	1	40	1.00	1.59	6.07	47.7	95.7	563	130(128)	0.38	743	150	3.23	1.14	270	89.4	2.98	260
	2	40	1.00	2.41	6.55	37.3	89.1	691	144(149)	0.48	842	160	3.67	1.20	280	92.2	2.97	255
Bailout Harry	1	40	1.00	1.85	6.52	45.9	93.1	624	135(135)	0.32	778	155	2.66	1.04	315	97.9	2.02	275
	2	40	1.00	1.54	6.02	51.5	102.0	627	138(136)	0.32	802	155	2.76	1.08	310	97.4	2.11	280
Complete Able	1	75	0.805	1.52	6.55	59.8	109.6	841	160(151)	0.49	1236	195	5.71	1.44	320	98.9	3.84	275
	2	75	0.800	1.30	6.53	60.9	105.0	687	146(142)	0.41	1032	175	4.63	1.32	300	94.6	3.24	250
Dezinc Able	1	40	0.802	1.58	6.55	63.0	117.5	900	165(164)	0.47	1355	200	5.40	1.42	300	95.8	3.68	290
	2	40	1.00	1.70	6.52	54.8	106.7	755	150(152)	0.39	1020	176	3.36	1.17	350	103.2	2.44	302
Dezinc Baker	1	40	1.00	2.04	6.52	43.0	93.3	665	140(138)	0.42	841	160	3.38	1.17	290	93.8	2.59	260
	2	40	1.00	1.59	6.00	50.6	104.4	636	138(137)	0.47	850	160	3.35	1.16	290	93.2	2.98	215
Extra Baker	1	80	0.80	0.94	5.00	54.7	87.7	395	109.0	0.20	490	121.0	2.03	0.93	240	85.0	2.06	182
	2	80	0.80	1.23	4.00	41.3	95.7	383	107.0	0.20	530	126.0	2.20	0.97	255	87.0	1.97	173
	9	80	0.80	1.16	5.00	33.7	59.9	181	74.0	0.10	209	79	0.87	0.59	145	66.0	0.95	115
	16	80	1.00	0.93	4.90	59.0	94.4	434	113.0	0.14	610	135.0	1.50	0.67	250	86.0	1.77	205
	18	80	1.00	0.97	5.00	41.0	67.0	221	81.0	0.19	263	189.0	1.10	0.67	165	70.0	0.91	150
在气密试验中液 裂的 No. 71	3	80	1.12	1.22	4.25	57.0	112.0	620	137.0	0.36	980	171.0	3.20	1.14	342	102.0	2.06	275
	5	70	1.05	2.30	6.40	35.0	115.0	565	132.0	0.34	940	168.0	3.30	1.16	335	99.0	2.04	260
	8	20	1.05	1.82	6.30	42.5	104.0	510	123.0	0.30	680	143.0	2.40	1.00	280	92.0	1.78	250
	9	20	1.05	1.94	7.50	44.0	80.6	545	128.0	0.32	640	138.0	2.20	0.96	275	91.0	1.94	260
为超声波研究而 割开的 No. 82	18	75	1.05	0.83	5.00	61.0	95.2	410	110.0	0.26	500	122.0	1.71	0.85	250	86.5	1.43	222

a. 根据修正到塑性区域尺寸的 G_{CL} 或 K_{CL} —— K_{CL} 的最佳值b. 根据 G_{CN} 或 K_{CN} 的名义韧性 —— K_{IC} 的保守值

c. 括弧内的数字根据另外的公式 见本文

d. 人工裂纹试样

表 5

气瓶试验和实验室试验得到的断裂韧性数据比较

气 瓶	金 相 状 态	气 瓶 试 验				实 验 室 试 验				备 注	
		根 据 原 始 槽 尺 寸 千磅/吋 ^{3/2} /吋		根 据 断 裂 时槽尺寸 千磅/吋 ^{3/2} /吋		人 工 裂 缝 拉 伸 试 件					
		K_{CN}	K_{Ic}	K_{IcN}	K_{Ic}	K_{CN}	K_{CI}	K_{Ic}	K'_{Ic}		
Bailout Baker	Q 及 T^e	100	78	115	82.6	145	181	88.2	79.5	气瓶槽区域附近热处理不良	
Bailout Charlie	"	112	84	131	91.4	135	160	91.3	85.7		
Bailout David	"	107	81	104	78.4	128	145	85.3	80.7		
Bailout Easy	"	95	74	102	78.0	117	143	79.3	69.4		
Bailout George	"	72	64	75	68.0	138	155	90.8	87.9		
Bailout Harry	"	102	86.5	124	100.0	137	155	97.6	91.6		
Complete Able	"	105	82.5	238 ^a	—	153	185	96.7	88.9		
Dezinc Able	镀锌,剥落, Q 及 T	100	84	328 ^a	—	158	188	99.5	94.9	焊接热影响区域有初始裂纹	
Dezinc Baker		97	81	116	90	139	160	93.5	85.9		
Extra Baker	正火,回火,镀锌	41	41	41 ^b	41	97	110	78.8	69.8		
Assist Able	Q 及 T (以前的)	自然缺陷	自然缺陷	141 ^c	96.6	—	—	—	—		实验室试验得不到材料
Bailout Able	"	91	72	109	81.1	—	—	—	—		
No. 52	正火	自然缺陷	自然缺陷	101 ^c	85.0	—	—	—	—		
Extra Able	"	78	64	87	69	—	—	—	—		
No. 71	正火,回火,镀锌	自然缺陷	自然缺陷	132 ^a	95.5	130	155	96.0	88.5		
No. 82	"	—	—	— ^d	—	110	122	86.5	81.0		

a. 缺陷穿透厚度, b. 焊垫附近热影响区域有自然裂纹, c. 在试验中缺陷有发

展, d. 气瓶没有爆破, 但切开以便验证超声波探伤结果, e. Q 及 T 淬火及回火

给定气瓶来说,更为明显。数据相差的原因主要是金相上的不均匀性,这种不均匀性无论在各气瓶之间或任一给定的气瓶内部都是有的。

在比较这些数据时,有意地避免了采用 K_{cN} 或 K_{cI} ,因为这些数值对于测定时所采用的特殊厚度(以及 K_{cN} 的大小)是独特的,但由于条件所限,在实验室试验和气瓶试验中存在的厚度是不同的。此外,从气瓶试验中算不出 K_{cI} 值来,用 K_{Ic} 作比较则比较准确,因为这些数据与试件厚度和几何形状无关。为了作公平的比较,必须为实验室试验采用保守的 K'_{Ic} 。而不采用较高的 K_{Ic} 值, K_{Ic} 值是从 K_{cI} 计算求得的(对于气瓶试验得不到 K_{cI} 值)。

剩下的问题是,在两组 K_{Ic} 中那一组对气瓶最适宜。在气瓶试验中,采用迅速断裂开始时的槽尺寸求得的 K_{Ic} 值是有问题的,理由有两点:第一,缺陷深度超过了壁厚的 $1/2$,这对于计算的半椭圆表面缺陷公式是一种极限情况;第二,迅速断裂开始时的槽尺寸仅仅是根据断口外观而估计的(从纤维状延性断裂转变为脆性开裂)。

根据原始槽尺寸求得的 K_{Ic} 值可能也有问题,因为槽根半径并不能代表实际的裂纹(直到产生了稍许逐渐扩展以后才能代表),而且某些槽的逐渐扩展没有明显地发生过。在大多数情况中,用两种方法所求得的 K_{Ic} 值差别不大,两组数据都可以用来同实验室数据作比较。最适合用来作比较的数值是根据原始槽尺寸求得的气瓶数据 K_{Ic} 和从实验室试验求得的 K'_{Ic} 值,

这两种情况都代表最保守的断裂韧性估计。为了方便,在表 5 中最适合作比较的 K_{Ic} 值的下面画有字下线。

在实验室试验和气瓶试验之间,这些 K_{Ic} 值十分符合,但是有两个例外情况应当稍作讨论。气瓶 Bailout George 在气瓶试验中 K_{Ic} 表现为 64 千磅/吋²√吋,而在实验室试验中表现了一个大得多的数值 87.9 千磅/吋²√吋,这个气瓶在热处理时曾经遇到过某些困难,这一点可以从气瓶上加工出来的槽区域上所观察到的不正常的微观结构上肯定下来,实验室所用的试件材料与这个区域的相对位置是未知的;但是这块材料的微观结构是正常的。因此,很有可能气瓶上的不同区域具有不同的性能,这可能是淬火速度或者奥氏体化温度不同的结果。

另一个例外情况是气瓶 Extra Baker。从气瓶试验测得的断裂韧性比从同一气瓶上取下的材料在若干实验室试验(图 4)中测得的数值低得多。分析这个气瓶是困难的,因为断裂开始处的槽包括一个焊接裂纹(深 5/8 吋,长 3 吋),该裂纹是在一个大焊垫附近的热影响区域中形成的,此焊垫是作为一个裂纹发生源而放在气瓶上的。

毫无疑问,局部热影响区域的断裂韧性比整个气瓶上的材料低得多,因为热影响区一般主要包含粗晶粒未回火的马氏体,曾经测量了相似含炭量的钢(AISI 4340)中的未回火的马氏体的韧性,其数值为 $K_{Ic}=38$ 千磅/吋²√吋,这个数值与气瓶数值 $K_{Ic}=41$ 千磅/吋²√吋很相近。除了热影响区的韧性较低以外,其它原因可归于该气瓶的韧性明显地较低。

用来计算爆破气瓶的韧性的缺陷尺寸仅仅是从断口的外观估计出来的,因而在尺寸的确定上可能有误差。此外,该气瓶在焊接后曾经镀过锌,可能产生氢脆化的有害作用。因此,在考虑到这些外来因素后,如果不存在焊垫及其对气瓶的影响,则很可能该气瓶将表现有较好的性能。如果不存在这些外来因素,可以预计该气瓶的韧性将和同一气瓶的材料在实验室测得的以及相同金相状态的其它气瓶即表 5 中的 No. 71 和 82 的数据相近。

断裂韧性数据对设计及性能研究的适用性

现在从根据实验室试验结果预计全尺寸压力容器操作性能的观点来研究这一研究结果。参照表 2-5,可能会产生一个问题,即哪一种断裂韧性基准值(K_{cN} , K_{cI} , 或 K_{Ic})应当用来估计临界缺陷尺寸以及被施加的应力。从实验室得到的 K_{cN} 和 K_{cI} 值(表 4)只适用于测定该值的试件厚度。因此,这些数值不能用来估计气瓶的断裂条件,因为气瓶的壁厚比试件厚度大。

此外,在某些条件下,一个裂缝的初始扩展可能决定于 K_{Ic} 而不决定于 K_{cN} , 假定厚度是一样的。这种情况是可能存在的,除非 K_{cN}/K_{Ic} 的比值超过一个决定于缺陷几何尺寸(b/a)和 σ_F/σ_{ys} 比值的最低值。细节在其它地方^[3]已经提供,这里不需要详细说明就可以断定,对于带有开槽气瓶的试验来说,最低 K_{cN}/K_{Ic} 比值是达不到的。因此应当用 K_{Ic} 韧性来估计临界裂纹尺寸以及断裂应力——即原始缺陷低速扩展的起始点。

根据现有数据,并从实验室人工裂缝试件试验掌握了气瓶中的缺陷尺寸后,就可以估算预计断裂应力(或压力)的精确度。把实验室的 K_{Ic} 值(表 5)和气瓶的槽尺寸及屈服强度(表 2)值代入半椭圆表面缺陷公式^[3-5]中,可以算出名义(周向)断裂应力:

$$\sigma_B^2 = \frac{K_{Ic}^2 \left\{ \phi^2 - 0.212 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^2 \right\}}{1.2\pi a}$$

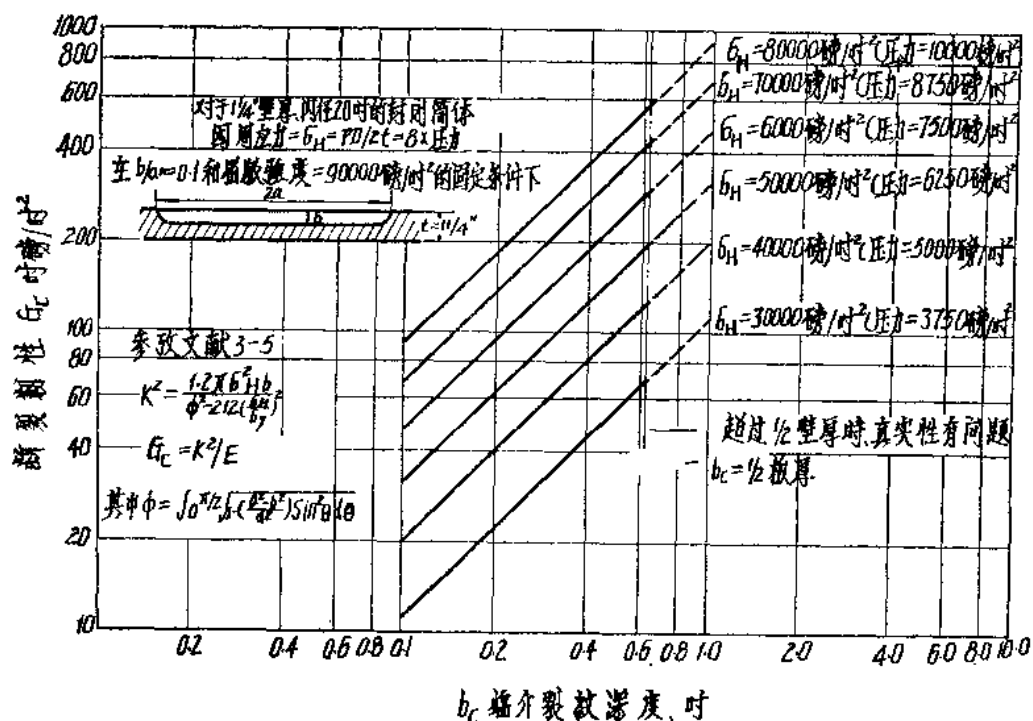


图 9. 各种钢的断裂韧性与其临界裂纹深度关系,半椭圆表面裂缝

另外一个办法是按图 9 所示的图解法求得预计周向断裂应力(σ_H)。这种方法比较简单,但不太精确,因为它必须固定屈服强度、壁厚和槽的几何尺寸,而这些参数在各个气瓶上是不一样的。在表 6 中,把预计的断裂应力(压力)和直接从爆破试验结果得到的数值作了比较。如果采用保守的 K_I 值(表 5),则得出的断裂应力较低而且是保守的,从预计应力和测得应力的比值上可以看到,实验室试验的气瓶的断裂应力趋向于偏低。Bailout George 和 Extra Baker 两

表 6 断裂应力的预计值和测得值的比较

气 瓶	测 得 应 力 磅/吋 ²	根据 K_{Ic} 的预计应力 磅/吋 ²	预计应力与测 得应力之比	备 注
Bailout Baker	60,600	54,600	0.90	槽区域中微观结构不正常, (热处理不当)
Bailout Charlie	67,000	56,800	0.85	
Bailout David	64,600	53,000	0.83	
Bailout Easy	59,400	50,300	0.85	
Bailout George	46,000	56,900	1.23	
Bailout Harry	64,500	62,000	0.96	
Complete Able	66,500	60,600	0.91	
Dezinc Able	62,000	61,400	0.99	
Dezinc Baker	61,300	58,600	0.96	
Extra Baker	28,000	52,300	1.86	
No. 71	21,400	21,800	1.02	焊接热影响区存在初始裂纹 根据穿通的裂纹