

第五届全国焊接学术会议 论文选集

1986年9月26日至30日 哈 尔 滨

第 三 集

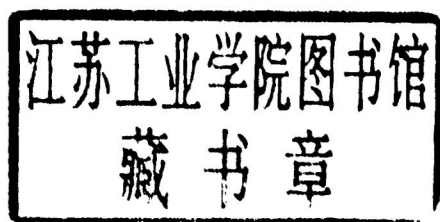


中国机械工程学会焊接学会

第五届全国焊接学术会议 论文选集

1986年9月26日至30日 哈 尔 滨

第三集



中国机械工程学会焊接学会

《第五届全国焊接学术会议论文选集》共收集了314篇A类论文，分4集出版。除大会发言报告安排在第一集外，其它各集所包括的专业委员会和工作组如下：

第一集：I_a、104、Ⅲ、Ⅳ、I_b

第二集：Ⅸ_a、Ⅸ_b、Ⅱ

第三集：X、ⅩⅢ、ⅩⅤ、I_c、Ⅺ、Ⅴ、Ⅷ、ⅩⅣ

第四集：Ⅻ、ⅩⅦ

目 次

硬夹层含有偏裂纹的焊接接头COD简化计算及裂纹扩展方向的问题	田锡唐 等	3—1
爆炸消除残余应力机理研究——爆炸过程中金属的塑性流变规律	陈亮山 等	3—2
裂纹试样在过渡温度区间的延脆转变机理及其 $J_c \sim T_k$ 关系预测	侯纯孝 等	3—3
航空发动机薄壁匣焊缝滚压工艺技术研究与应用	刘纪达 等	3—4
低匹配焊接接头不均匀裂纹体的J积分研究	马维甸 等	3—5
薄板氩弧点焊应力应变过程的数值分析——钛合金焊接应力应变规律的特点	曹 阳 等	3—6
J积分在焊接接头不均匀体断裂表征参量研究中的应用	马维甸 等	3—7
用四点弯的COD值评定构件安全性的探讨	霍立兴	3—8
M-A组元对15MnVN钢埋弧焊焊缝低温断裂行为	徐向星 等	3—9
爆炸消除中厚板焊接线余应力工艺研究	陈怀宁 等	3—10
15MnMoVNRe钢焊接接头断裂韧性的研究	王元良 等	3—11
电子束焊接接头动载断裂行为的研究	方慧珍 等	3—12
单面自动埋弧焊终端裂缝的力学机理及防止方法的研究	楼志文 等	3—13
焊接残余应力场的计测——固有应变法	唐慕尧 等	3—14
卸载后焊接梁残余挠度的计算方法	王承权 等	3—15
夹具对薄板氩弧焊温度分布的影响	郭德伦 等	3—16
爆炸法消除焊接再热裂纹研究	斯重遥 等	3—17
补焊对16Mn π 钢接头性能的影响	周浩森 等	3—18
国产低合金结构钢焊接区热应变脆化主要影响因素的研究	严鸢飞	3—19
对埋藏裂纹安全评定的研究	张玉凤	3—20
12NiCrMoV钢的焊接热应变脆化	张 炯 等	3—21
厚板焊接时残余应力与应变特征的研究(平面变形焊接热弹塑性有限元分析)	陈 楚 等	3—22
焊接表面裂纹对结构使用性能的影响及其工程评定的研究	王宏达 等	3—23
焊件尺寸不稳定性研究	田锡唐 等	3—24
十六吨汽车吊臂的爆炸消除应力处理	朱文华 等	3—25
拘束对结构钢焊缝金属塑性的影响	史耀武 等	3—26
残余应力与工作应力叠加引起的焊接结构的尺寸变化	王承权 等	3—27
板结构箱形梁的焊接变形计算与焊接变形的控制方法	付荣柏	3—28
焊接热应变对脆化区位错密度的影响	吴伦发 等	3—29
FG43钢100m ³ 球罐整体热处理	潘能忠	3—30
焊接盖板梁的疲劳性能	史永吉 等	3—31

焊接接头硬区中裂纹疲劳扩展行为的研究	朱鸿官 等	3—32
管线钢W×60及其焊接接头中疲劳裂纹扩展速率及闭合行为的试验研究	徐济民 等	3—33
应用锤击技术改善焊接板梁的疲劳性能	史永吉 等	3—34
焊接板梁纯弯矩区竖加劲肋角焊缝下端的疲劳性能	史永吉 等	3—35
起重机工型梁上翼板与腹板连接焊缝的研究	洪国荣 等	3—36
焊接参数对钛合金(TA7)点焊接头疲劳寿命影响的研究	廖衡真 等	3—37
焊趾TIG整形(TIG熔修)提高焊接接头疲劳强度的研究	杨伯荣 等	3—38
单面焊时迴转变形的研究	唐慕尧 等	3—39
模拟地震振动台台体焊接研究	叶谷庄 等	3—40
提高铝绞线中铝单线电阻对焊接头使用可靠性的研究	洪家楠	3—41
真空制盐蒸发罐中钛制导流器的焊接	刘克非 等	3—42
焊接结构可靠性研究综述	刘乾初	3—43
新型Fe-Mn堆焊合金的抗接触疲劳性能的研究	张 平 等	3—44
碳极空气等离子堆焊	黄文哲 等	3—45
一米七热轧卷取机夹送辊和助卷辊的堆焊	马铁宏 等	3—46
氧乙炔一步法自动喷焊工艺在海洋平台采油(气)井口装置中的应用	姜焕中 等	3—47
几种一次喷涂粉的等离子喷涂工艺和涂层性能探讨	韩文政 等	3—48
稳杆器耐磨堆焊焊条的研制	邓 健 等	3—49
137号合金交流电源自动堆焊硬度稳定性的研究	高家宝 等	3—50
楔齿滚刀齿面等离子弧堆焊	刘海宗 等	3—51
86CrMoV,冷轧工作辊颈自动焊修复工艺研究	张琴敏	3—52
长寿吊牙的研制和堆焊应用	李汉祥	3—53
合金元素对水轮机用耐汽蚀耐泥沙磨蚀喷焊层性能的影响	沈世瑶 等	3—54
大型开坯轧辊弥散硬化钢堆焊工艺研究	陈学成	3—55
厚壁双金属压力容器底封头先堆焊后冲压制造工艺	丁梯远 等	3—56
未焊透焊缝疲劳强度分析及其工程应用	李润民 等	3—57
珠形储罐焊后整体热处理	熊家林	3—58
超低温不锈钢储罐焊接新工艺研究	张志明 等	3—59
压力壳三交区和主焊缝过度层焊条的研制	丁梯远 等	3—60
日本轻柴油裂解炉急冷换热器的修复	应慧筠 等	3—61
防锈、可焊涂料的焊接试验与研究	王京燕 等	3—62
带垫板埋弧自动焊收缩沟问题研究	伍卓槐 等	3—63

在超声波探伤中用多维决策方法对焊接缺陷定性分类的试验研究	孟广喆 等	3—64
焊接生产质量管理的定量判别模型和方法	俞海良 等	3—65
40m上承焊接板梁焊缝质量的控制	孙昌茂 等	3—66
结构钢焊条烟尘性质及烟尘中锰的存在状态研究	唐伯钢 等	3—67
关于大庆油田电焊工培训与考核方式的探讨	候贤忠 等	3—68
西德DIN8560钢焊工考核与我国劳动总局《锅炉压力容器 焊工考试规则》的对比分析	孙宝库 等	3—69
提高焊工素质,搞好培训教育	张远温 等	3—70
关于提高焊工技术素质水平的研究	刘成林	3—71
铬铁型自熔性合金的抗磨料磨损性能	黄庆云 等	3—72
螺旋套硬质合金喷焊工艺设备研制及生产应用	郑承炎 等	3—73

硬夹层含有偏裂纹的焊接接头 C O D 简化计算及裂纹扩展方向问题

田锡唐 马维甸

(哈尔滨工业大学)

摘 要

本文通过考察模拟焊接接头的偏裂纹软夹硬不均匀裂纹体的 C O D 有限元计算结果和非偏裂纹情况计算结果之间的关系,提出了一个偏裂纹软夹硬不均匀裂纹体 C O D 的简化计算方法,并对上述模型中的裂纹扩展方向问题进行了探讨。

主 要 符 号

a - 裂纹半长度; h - 夹层宽度; h_1 - 裂纹与距其较近的两种材料分界面之间的距离; h_2 - 裂纹面与距其较远的两种材料分界面之间的距离; D - 标距; E - 弹性模量; W - 板宽; δ - 裂纹张开位移; δ_u - 裂纹上表面的张开位移; δ_l - 裂纹下表面的张开位移; σ - 名义应力; σ_{ys} - 软区材料的屈服极限,本文取 $\sigma_{0.2}$ 。

一、前 言

文献(1)(2)已报导了焊接接头力学性能不均匀性对断裂特征参量 C O D 的影响,其研究结果表明:对于可简化为软夹硬裂纹体模型(软基体中含一横向硬夹层)、硬区含裂纹的焊接接头,则其 C O D 值不但与裂纹长度、外载荷等有关而且与硬夹层宽度有关,当软区中由于硬层宽度的不同而出现不同程度的局部屈服以后,在相同外加应力条件下,硬夹层宽度越小, C O D 值越大。对于裂纹偏离夹层中心线一定距离的偏裂纹的软夹硬不均匀体,当外加应力足够大使裂纹尖端两侧软区出现不对称局部屈服后,裂纹上、下表面的张开位移变得不对称。对于偏裂纹情况,由于失去了一个方向的对称性,使有限元分析的计算量大为增加。为简化软夹硬不均匀体偏裂纹 C O D 计算,本文提出了由非偏裂纹 C O D 结果推算偏裂纹 C O D 值的方法,并给出了相应的近似推算公式。

焊接接头硬区中的裂纹向软区偏转扩展的现象早已被国外一些学者发现^(3,4),但这一现象的规律还不清楚,其原因也未得到很好的解释。在线弹性范围内,已有的研究表明:位于弹性模量较高的介质中的裂纹总是倾向于朝着它所在的介质与另一弹性模量较低的介质之间的分界面扩展⁽⁴⁾。弹塑性条件下,国外曾有人在电子束焊件的冲击试验中发现位于焊缝(硬区)中的缺口有时会偏转于母材(软区)中断裂的现象⁽⁵⁾,并通过有限元分析这一现象提出了一种解释⁽⁶⁾,他们认为:由于在硬区中裂纹尖端和相邻软区同时产生较大的局部塑性变形,使裂纹在裂纹尖端处和软区中局部塑性变形区同时萌生,因此导致裂纹偏转现象。本文对这一现象的规律和原因作了进

一步的研究探讨。

二、不均匀体中偏裂纹形态的有限元分析

及偏裂纹 COD 简化计算

本文采用文献〔7〕给出的增量割线刚度有限单元法按平面应力进行计算。计算模型尺寸及有限元网络如图 1 所示。有限元网络由 890 个单元和 494 个节点构成。裂纹尖端处单元的最大边长小于 $a/360$ 。模型中夹层宽度及偏心度取下列不同数值。

$$h/2a = (0.75/6.0, 2.25/6.0, 3.75/6.0, 5.25/6.0)$$

$$= (0.125, 0.375, 0.625, 0.875)$$

$$h_1/h = (0.00/0.75, 0.75/2.25, 1.50/3.75, 2.25/5.25)$$

$$= (0.000, 0.333, 0.400, 0.429)$$

h_1 为裂纹面至软硬区界面的较小间距。当 $h_1/h = 0.5$ 时, 表示裂纹沿夹层中心线。由于模型在两个方向对称, 仅取模型的四分之一进行有限元分析就行了, 有限元网络可参阅文献〔1〕。构成软夹硬模型的硬区及软区材料的 $\sigma - \epsilon$ 关系分别如图 2 中的 $\sigma = f_h(\epsilon)$ 和 $\sigma = f_s(\epsilon)$ 所示。

1. 偏裂纹形态

在平面应力状态下计算的一系列载荷条件下偏裂纹模型的裂纹张开形态如图 3 所示。如图可见当载荷较低时, $h/2a$ 和 h_1/h 对裂纹形态没有影响, 当载荷达到一定数值后, 两个裂纹面中距硬夹层与基体的分界面较近的裂纹面的张开位移较大, 裂纹面张开位移的不对称是由硬夹层中裂纹尖端两侧软区中的屈服区的不对称引起的 (距裂纹面较近一侧的软区比另一侧先出现局部屈服, 然后另一侧软区也出现屈服)。COD 随夹层宽度的减小而增大, 其 COD 的不对称性随裂纹位置的不对称性的增大而增大。

2. 根据非偏裂纹 COD 推算偏裂纹 COD

通过比较不同载荷下偏裂纹情形和非偏裂纹情形的计算结果发现, 两侧裂纹面的位移几乎各自独立。每一侧裂纹面的张开位移主要取决于该裂纹面与其同侧的界面的距离 h_i 或 h_s 。从图 4 可以看出, 不论裂纹正或偏, 只要裂纹与界面间距相同, 则其 COD 值都落在同一条曲线上, 因此可以用非偏裂纹的 COD 结果推算出偏裂纹 COD 的近似结果。欲求在任意载荷 σ 作用下, 具有任意 h 和 h_1 的软夹硬不均匀的裂纹体的 COD, 可先用插值方法分别求出夹层宽度为 $H_1 = 2h_1$ 和 $H_2 = 2h_2$ 的非偏裂纹的 COD, 然后再推算出相应的偏裂纹情况的 δ 。

设已知非偏裂纹情况夹层宽度为不同值 h_i ($i=1, 2, \dots, n$) 的软夹硬不均匀体在不同应力水平 σ_j ($j=1, 2, \dots, m$) 下的 COD 为 $\delta_{ij}(h_i, \sigma_j)$, 可用拉格朗日二元插值方法求出来层宽度为 h 、名义应力为 σ 时, 非偏裂纹情形的 COD 值 $\delta(h, \sigma)$

$$\delta(h, \sigma) = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \prod_{\substack{k=1 \\ k \neq j}}^n \frac{h-h_k}{h_i-h_k} \prod_{\substack{t=1 \\ t \neq j}}^n \frac{\sigma-\sigma_t}{\sigma_j-\sigma_t} \delta_{ij} \quad (1)$$

分别以 $H_1=2h_1$ 和 $H_2=2h_2$ 代替(1)式中的 h , 算出 $\delta(H_1, \sigma)$ 和 $\delta(H_2, \sigma)$ 后, 就可以求出偏裂纹情形名义应力为 σ 时的 C O D 为:

$$\delta_{\text{偏}} = \frac{1}{2} \delta(H_1, \sigma) + \frac{1}{2} \delta(H_2, \sigma) \quad (2)$$

3. 开裂角 θ° 与偏心度 h_1/h 的关系

对于偏裂纹, 在外载足够大时, 因硬夹层裂纹尖端两侧软区出现不对称局部屈服, 在裂纹尖端极角 $\theta=0^\circ$ 的截面上会产生剪应力。按最大周向应力判据(8), 裂纹扩展方向将垂直于最大周向应力方向而与原裂纹方向偏转 θ° 角。图5给出了本文算得的不同载荷下开裂角 θ° 与 h_1/h 的关系。可以看出, θ° 的方向总是使裂纹易于偏转于软区。这与实验结果是一致的(图7)。从图5还可以看出, 对于同一载荷水平, 偏心度越大(即 h_1/h 越小), θ° 越大; 对于同一 h_1/h , 载荷水平越高, θ° 也越大。

三、不均匀体中偏裂纹形态的光干涉实验分析

本文以图6所示的试件模拟焊接接头用光干涉法研究了硬区中所含的偏裂纹附近的应变场分布。试件由中间的45钢和两侧的A3钢闪光对焊而成, 中间的偏裂纹约为 $0.10 \sim 0.12$ mm 的线切割切口。整个试件经淬火回火处理, 两种材料的 $\sigma - \epsilon$ 关系与 FEM 计算模型相同。图7所示为试件在不同载荷下的光干涉图, 根据干涉条纹的分布可看出, 当载荷较高时硬夹层两侧的软区将出现不对称屈服。载荷更高时裂纹由硬区向离裂纹面较近的软区偏转。

四、结论

1、对于软夹硬不均匀体, 硬区中偏裂纹的两个裂纹面的 C O D 基本上只取决于裂纹面与该侧软硬区界面之间的距离。

2、可以利用非偏裂纹软夹硬不均匀体的计算结果按

$$\delta_{\text{偏}} = \frac{1}{2} \delta(H_1, \sigma) + \frac{1}{2} \delta(H_2, \sigma)$$

来推算偏裂纹软夹硬不均匀体裂纹问题的 C O D 近似值, 而大大减少计算量。

3、硬夹层两侧软区中的不对称屈服会引起裂纹从硬区向距裂纹面较近的分界扩展。

4、裂纹扩展偏转角 θ° 随偏心度的增大(h_1/h 的减小)和载荷(σ/σ_{ys})的增加而增加。

5、裂纹偏离硬夹层中心线是导致裂纹扩展方向偏转于软区的一个主要原因。

参 考 文 献

- (1) Tian Xitang, Zhu Hongguan, Ma Weidian, "Study on Fracture Behaviour of a Joint with a Crack in Transverse Hard Layer-Effect of Hard Layer Width on COD", Proceedings of the International Conference on Quality and Reliability in Welding, Sept, 1984.
- (2) Tian Xitang, Zhu Hongguan, Ma Weidian, "Study of the Fracture Behaviour of Welded Joints With a Crack in Transverse Hard Layer", IIW Doc. X-1084-88.
- (3) Dolby, K.E., "Influence of Defect Orientation on HAZ Fracture Toughness Measurements", Metal Construction & British Welding Journal, July, 1974.
- (4) F.Erdogan, "Fracture of Nonhomogeneous Solids", in the Mechanics of Fracture, Ed. F.Erdogan, pp.155-170. Presented at the ASME Winter Annual Meeting, New York, 1976.
- (5) 荒田, 柴田等, "构造用高张力钢(50,60および80キロ级)の电子ビーム溶接性に関する研究(第四报)", 溶接学会志, 第48卷第5号, 1979
- (6) 荒田, 松田等, "构造用高张力钢(50,60および80キロ级)の电子ビーム溶接性に関する研究(第6报)", 溶接学会志, 第48卷, 第9号, 1979.
- (7) 马维甸, "焊接接头不均匀体的弹塑性断裂力学研究", 哈尔滨工业大学工学博士学位论文 1985.
- (8) F.Erdogan and G.C.Sin, "On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transverse Shear", J. Bas. Engng. 85, Series D, 519, 1963.

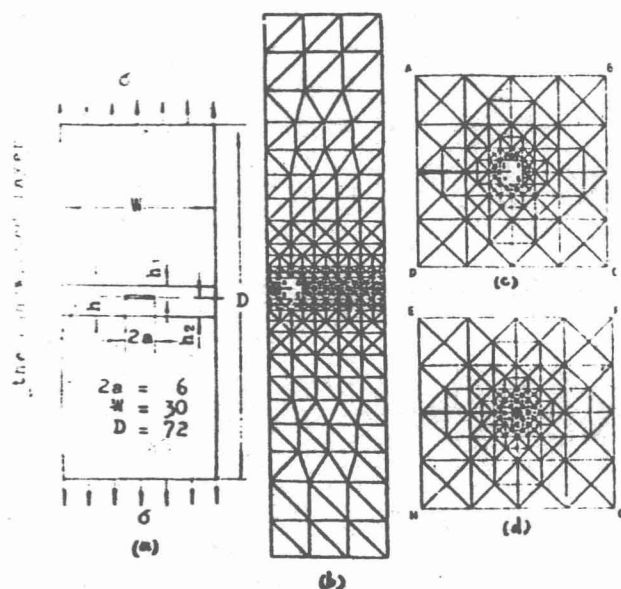


Fig. 1. Dimensions of the model with an eccentric crack in the sandwiched layer and the corresponding finite element mesh: $2a/W = 1/5$;
 $h/2a = (0.75/6.0, 2.25/6.0, 3.75/6.0, 5.25/6.0)$;
 $n_1/h = (0.125, 0.375, 0.625, 0.875)$;
 $n_1/h = (0.00/0.75, 0.75/2.25, 1.50/3.75, 2.25/5.25)$;
 $n_1/h = (0.000, 0.333, 0.400, 0.429)$.

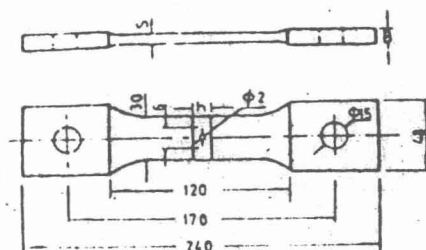


Fig. 6. Dimensions of the specimen.

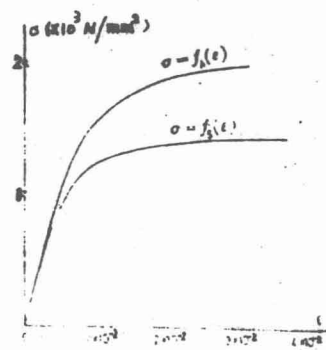


Fig. 2. Stress-strain curves of the materials.

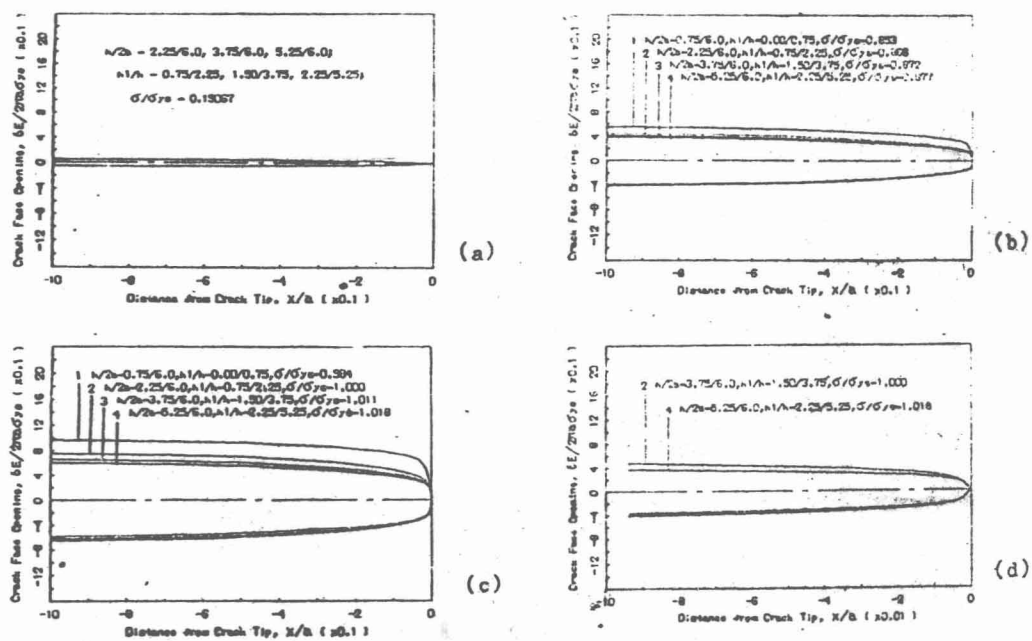


Fig. 3. Crack profiles for heterogeneous bodies with various $h/2a$ and n_1/h . Plane stress, $2a/W = 1/5$; eccentric crack.

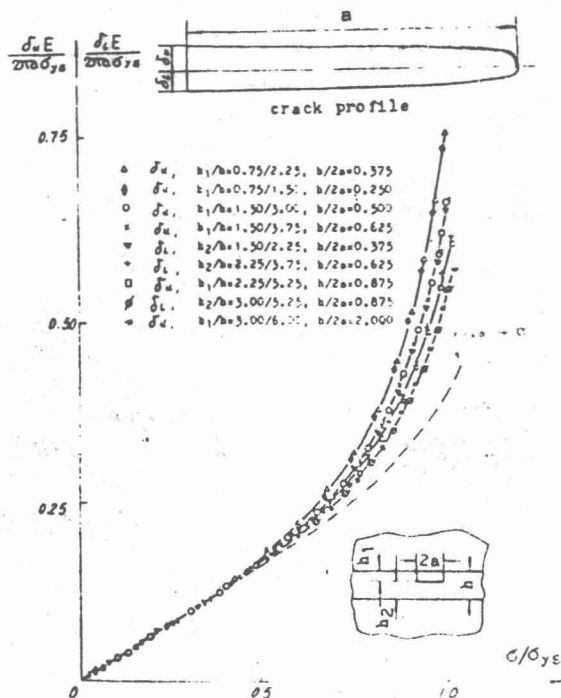


Fig.4. Uncoupling of the deformations of the two crack surfaces with each other, showing that the effect of mechanical heterogeneity upon the relative displacement of each crack surface depends only upon the distance from the crack surface to the interface at the same side. Plane stress, $2a/W = 1/5$; eccentric crack and non-eccentric crack.

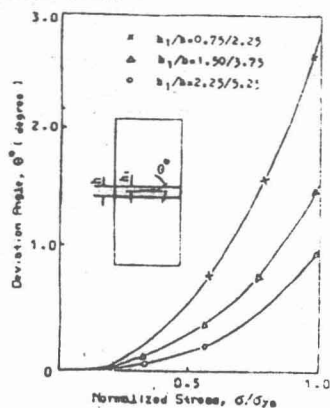


Fig.5. Effect of crack eccentricity upon deviation angles as a function of normalized applied stress. Plane stress, $2a/W = 1/5$.

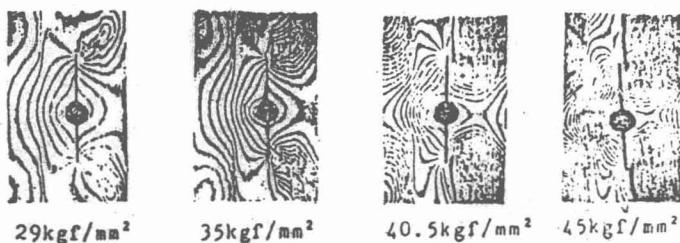


Fig.7. Unsymmetric yielding in soft metal and deviation of crack growth.

爆炸消除残余应力机理研究

—爆炸过程中金属的塑性流变规律

中国科学院金属研究所 陈亮山 王严岩 陈怀宁 董秀中 斯重遥
兵器工业部沈阳化工厂 刘俊湖 王绍春
沈阳建筑机械厂 朱文华 董玉兰

一九八五年九月

摘 要

本文应用自己设计的特殊应力框架装置, 测试研究了爆炸消除焊接残余应力过程中金属的塑性形变规律, 发现爆炸过程中金属所发生的塑性应变 (ϵ_p) 与金属内部初始存在的残余弹性应变 (ϵ_e) 的关系为:

$$\epsilon_p = \epsilon_e + c$$

对于一定的爆炸条件 c 为一常数, 据此, 我们建立了残余应力诱导塑性形变的爆炸消除焊接残余应力机制。

一、前 言

焊接过程是一个局部加热和冷却的过程, 伴随焊接加热和冷却过程的进行, 发生不均的弹塑性形变。在焊接加热过程中, 焊缝及近缝区金属受到弹塑性压缩, 产生压缩塑性形变, 而与焊接区相临的基体金属则受到弹性拉伸。在冷却过程中, 焊缝及近缝区反过来受到弹塑性拉伸, 产生弹性拉伸变形, 相邻的基体金属则受到弹性压缩, 致使焊缝和近缝区内残存着与残余弹性拉伸应变相对应的残余拉应力, 而在相邻的基体金属区残存着与其相平衡的残余压应力。

一切消除残余应力的过程, 都是一个相应不均匀的弹塑性形变过程, 是一个将残余弹性应变转变成塑性应变的过程。消除残余应力机理研究的主要内容就是要研究残余弹性应变如何转变成塑性应变及其转变规律。

众所周知, 退火消除残余应力处理是靠金属在高温下的蠕变特性, 使残余应力区的金属在残余应力作用下通过流变产生塑性变形从而达到降低残余应力的目的, 随着加热温度的提高和保温时间的延长, 金属蠕变变量增加, 当蠕变变量与原始弹性应变变量相等时, 残余应力被全部消除, 蠕变过程也就终止。退火消除残余应力的金属蠕变变形机制是一个很理想的消除残余应力机制。只要温度足够高, 保温时间足够长, 在退火过程中, 各部位的金属无论其中初始残余应力的符号和数值如何, 由蠕变所产生的塑性应变 (ϵ_p) 总是等于该区初始存在的残余弹性应变 (ϵ_e) 即: $\epsilon_p = \epsilon_e = \sigma_R / E \dots \dots (1)$ 因此, 理论上讲, 退火可以使残余应力彻底消除。然而, 实际上由于退火加热温度和随后的冷速冷却度的不均匀, 特别是对于大型结构件, 退火亦难以达到完全消除残余应力的目的, 对于异种材料焊接制成的构件, 如果它们之间的温度系数差异较大, 根本就无法采用退火消除残余应力。

爆炸消除焊接残余应力是近年来发展的新技术, 用适当的炸药以适当的方式在焊接区引爆, 利用爆炸冲击波的能量使残余应力区产生塑性形变, 从而达到消除或降低残余应力的目的。这种新技术为大型焊接结构消除残余应力开辟了可行的工程道路, 在对接焊接试板上, 对爆炸消除焊接残余应力的工艺方法及消除残余应力的效果国内外都作了较多的工作 [1—5], 但对爆炸消除残余应力机制的研究只有为数不多的报导 [6—7]。定量地研究和测定爆炸过程产生塑性变形规律的报导几乎还没有见到。爆炸消除残余应力工艺的制定至今几乎完全依靠经验。因此, 对难以准确确定初始残余应力分布的大型复杂结构如何使用爆炸处理有效地消除焊接残余应力这个问题, 无论在理论上, 还是在实际上都没有得到解决, 工程界还存在着担心爆炸是否会使结构残余应力增加的顾虑。本文旨在定量测定的基础上, 研究爆炸在平面内引起塑性形变的规律, 为大型复杂焊接结构采用爆炸消除残余应力处理提

供理论基础。

二、不同初始残余应力 (σ_R) 状态下爆炸引起塑性应变 (ϵ_P) 的测量

1、测定方法

A 测定方法原理

在真实焊接试板上, 由于各部分初始残余应力连续分布, 因此难以进行 $\epsilon_P - \sigma_R$ 相关性的定量测量。因此只能在均匀受力的模拟试件上进行。如图1所示, 改变施加于试板两端的力 P , 可模拟不同的应力水平。在具有不同的应力水平的试板上进行不同参数的爆炸处理, 测定固定标距 l 的塑性变形量 Δl , 则在标距 l 内的平均塑性应变为: $\epsilon_P = \Delta l / l$

B 模拟试件结构

测量爆炸产生塑性形变量试件材料为16Mn钢, 主要化学成分(%)为: C 0.16; Si 0.4—0.6; Mn 1.3—1.6。该钢的屈服强度为350MPa

试件结构尺寸示于图2。试件两面共有标距为0.07米的6对锥形盲孔, 作为测量形变量之用。试件两边设计有应力调节段, 改变其厚度 (W), 可以控制试验标距内的应力水平。

C 加载框架

模拟拉压残余应力的加载框架装置分别示于图3图4。调整加载焊缝的焊接参数, 依靠焊缝的收缩给被测试件加载, 使试件应力调节段内的应力达到材料的流变应力 $\bar{\sigma}$, 则试验段内的应力水平可用下式计算: $\sigma_R = W / 20 \times \bar{\sigma} = 2 / 1 \times W / 20 (\sigma_y + \sigma_u) \dots\dots\dots (2)$ 式(2)可做为选择不同试验应力水平的试件结构尺寸的根据

D 实际的应力和形变测量

试件的予加应力和爆炸引起的塑性形变量用自制的机械引伸仪测量(图5)。引伸仪的读数表头为千分表。活动臂通过杠杆放大一倍, 因此读数精度为 5×10^{-7} 米。对同一对孔多次测量的误差为 $\pm 2 \times 10^{-5}$ 米, 因此在 7×10^{-2} 米标距内所测的应变相应误差不大于 $\pm 3 \times 10^{-5}$ 。对于试验所用材料而言, 设弹性模量 E 为 2×10^5 MPa 则: 应力测量误差为 ± 6 MPa

设被测试件测量锥孔的初始标距为 l_0 , 加载状态下的标距变为 l_b , 爆炸并卸载后的标距变为 l_a , 则模拟试件的初始残余应力 (σ_R) 为: $\sigma_R = (l_b - l_0) / l_0 \times E \dots\dots\dots (3)$ 爆炸引起的0.07米标距内平均塑性应变 (ϵ_P) 为: $\epsilon_P = (l_a - l_0) / l_0 \dots\dots\dots (4)$

每个试件的初始残余应力和爆炸引起的塑性应变均取该试板上六对测量孔读数的平均值用式(3)(4)计算。

E 爆炸条件

本研究工作中所用爆炸全部为橡胶炸药。其爆速范围为3800—5700米/秒。炸药和试件间加垫不同材料的缓冲层, 其厚度在0—0.01米范围内变化。

2、测定结果

各种爆炸条件引起的塑性应变测量结果示于图6。显然, 在所有试验的爆炸条件下, 在拉伸残余应力区都产生伸长塑性形变, 这无疑会导致拉伸残余应力降低。令人感到有趣的是, 在压应力的情况下, 爆炸使金属产生压缩塑性形变, 因此, 即使在残余压应力区进行爆炸处理, 同样会导致残余应力的降低。爆炸条件下金属材料塑性形变规律的揭示, 对在大型焊接结构上应用爆炸消除焊接残余应力新工艺具有重要指导意义。

对所试验的众多爆炸条件, 可划分为三种类型。图7给出了这三种类型的典型代表。

第一类型, 爆炸过程使金属产生的塑性应变 (ϵ_P) 与金属中初始存在的残余应力 (σ_R) 的关系为一条过原点的直线(图7直线1)。显然, 在这种类型的爆炸条件下, 在残余拉应力区金属产生伸长塑性变形, 在残余压应力区金属产生缩短塑性变形, 在无应力区金属不发生塑性变形。第一类型的爆炸是一个临界态的爆炸条件, 这种类型的爆炸对于消除拉压两种残余应力有相同的作用。适于难以确定残余应力分布状态的情况使用, 这种类型可称为中性爆炸。

第二种类型的爆炸有利于拉伸塑性形变的发展, 其 $\epsilon_p - \sigma_R$ 的关系为图 7 直线 2 所示, 显然这是由于使用具有更高爆压的爆炸所致。第二种类型的爆炸条件可称为硬性爆炸, 更适于在已查明为残余拉应力区进行爆炸处理使用。如果希望焊接区域产生一定数值的残余压应力以弥补焊接接头某些性能的不足, 硬性爆炸是必须采用的爆炸条件。

第三种类型的爆炸比中性爆炸有更低的爆压, 其 $\epsilon_p - \sigma_R$ 关系为图 7 的折线 33' 所示。这类爆炸称为软性爆炸, 其不但利于压缩塑性形变的发展, 同时也降低了使被炸金属产生拉伸塑性形变的能力。因此软性爆炸对于消除焊接残余应力是不理想的爆炸条件。

三、试验结果的分析讨论

中性爆炸条件 (图 7 直线 1) $\epsilon_R - \sigma_p$ 在直角坐标系中是一过原点的直线, 这就表明在该爆炸条件下, 所产生的塑性应变完全是由残余应力诱导的。并且在这种爆炸条件下, 金属对残余应力 (外力) 的变形抗力为零, 材料的变形行为类似流体。在残余拉应力推动下, 金属流变的结果产生伸长塑性应变, 在残余压应力作用下, 金属流变结果产生压缩塑性应变。随着塑性形变的发展残余应力相应降低, 直到残余应力完全消除, 塑性流变也就终止。显然, 中性爆炸条件下金属塑性形变规律和整体退火消除应力的规律相同的。因此, 在中性爆炸条件下最终形成的塑性应变变量 ϵ_{pm} 应正好等于初始存在的弹性应变 ϵ_{eo} 即: $\epsilon_{pm} = \epsilon_e = \sigma_R / E \dots \dots (5)$ 在式 5 中约定压缩塑性应变 ϵ_p 和压缩弹性应变 ϵ_e 一样同为负值, 而伸长弹, 塑性应变为正。在 $\epsilon_p - \epsilon_e$ 直角坐标系中, 中性爆炸条件应为过零点的直线, 其斜率为 45 度 (图 8 所示)。

硬性爆炸是那些比中性爆炸条件猛烈更大的爆炸条件。爆炸对金属造成的压力除使金属材料具有类似流体的变形性能外, 过强的冲击波压力本身还会使金属在平面内产生一定数量的两度方向的流变, 从而产生一定数值的伸长塑性应变 (C)。C 是爆炸参数和被炸材料性能的函数, 与初始存在的残余应力无关。对某一固定的爆炸条件和被炸材料的情况下, C 是一个常数, 按伸长塑性应变为正的约定 C 亦为正值。因此, 在硬性爆炸条件下, 金属产生的总塑性应变变量 (ϵ_{ph}) 应由两部分组成, 第一部分为残余应力诱导的塑性流变产生的塑性应变, 其值为 ϵ_e , 第二部分为过强的冲击波压力本身促使金属发生流变所形成的伸长塑性应变 C。所以 ϵ_{ph} 应为: $\epsilon_{ph} = \epsilon_e + C \dots \dots (6)$ 硬性爆炸在图 8 中为一组处于中性爆炸条件上方并平行于中性爆炸的平行线, 其在轴上的截距为 C。

软性爆炸是指比中性爆炸猛烈较小的爆炸条件。由于不足的冲击波压力作用, 金属尚未达到流体性能。相对残余应力尚具有一定的形变抗力。因此只有在较高的数值的残余拉或压应力作用下, 金属才能发生流变, 产生相应的塑性应变, 导致残余应力数值降低, 当残余应力数值低于某一临界数值 $\pm \sigma_c$ 时, 塑性流变终止。因此, 由软性爆炸所引起的塑性应变 (ϵ_{ps}) 为: $\epsilon_{ps} = \sigma_R \pm \sigma_c / E - \epsilon_e \pm C' \dots \dots (7)$ 当残余应力为拉应力时 (ϵ_e 为正), 式 (7) 取负号, 当残余应力为压应力时 (ϵ_e 为负), 式 (7) 取正号。软性爆炸在图 8 中是一组由两条平行于中性爆炸条件的平行线组成的折线, 两条平行线在横轴上的截距分别为 $\pm C'$ 。

综合式 (5)、(6)、(7) 所有爆炸条件下, 爆炸引起塑性应变量的综合数学表达可写成: $\epsilon_p = \epsilon_e + C \dots \dots (8)$ 当 $C = 0$ 时, (8) 式为中性爆炸条件; 当 $C > 0$ 时, (8) 式为硬性爆炸条件; 当 C 与 ϵ_e 符号相反时, (8) 式为软性爆炸条件。

建立 C 与爆炸参数及被炸工件性能之间的数学解析关系, 是爆炸消除残余应力理论研究的重要课题。由于三维扩散条件下爆炸状态方程的复杂性, 近期内难以取得实际应用价值的结果。相反为工程应用之需, 实际测定 C 值是十分简单易行的。当 $\epsilon_e = 0$ 时, $C = \epsilon_p$, 在无残余应力的材料上进行爆炸, 测取爆炸引起材料产生的塑性应变变量, 这个塑性应变就是 C。软性爆炸的值测定稍微复杂一些, 但这种测定对旨在消除残余应力的爆炸加工之应用, 并不是很需要的。

比较图 7 与图 8, 可见由残余应力诱导塑性流变机制实测的塑性应变发展与实际测示结果之间尚有一定差别。以中性爆炸条件为例, 它们之间的差别示于图 9。在试验中 0.07 米标距内测得的平均塑性应变 (ϵ_p) 为: $\epsilon_p = n \epsilon_e \dots \dots (9)$ 在所试验的条件下 $n = 1.4$ 。

上述差别是由于试验条件与残余应力诱导塑性流变机制建立的式5、6、7和8的条件不同所造成。式5、6、8的条件是在全部残余应力区同时进行爆炸处理，（就象进行整体退火消除残余应力一样）使整个残余应力区的金属在爆炸过程中都发生塑性流变，随着金属发生塑性流变，残余应力区的弹性变形逐步（虽然过程很短）转变成整个区域的塑性变形。任何一瞬时，作为金属继续产生流变动力的剩余弹性应变（ ϵ_{er} ）均等于初始弹性应变 ϵ_e 与已转变的塑性应变 ϵ_{et} 之差。 $\epsilon_{er} = \epsilon_e - \epsilon_{pt} \dots \dots \dots 10$ 但是，本文试验所采用的爆炸条件是在部分残余应力区域中进行爆炸：（就象局部消除应力处理一样）在爆炸消除应力的过程中，式10的条件不能满足，而在过程的任何瞬间，剩余弹性应变总是大于初始弹性应变与形成的塑性应变之差，即 $\epsilon_{er} > \epsilon_e - \epsilon_{pt} \dots \dots \dots (11)$ 因此，爆炸区在整个过程最终所产生塑性应变（ ϵ_p ）必定大于该区的初始弹性应变 ϵ_e ，从而使图9中实测塑性应变曲线斜率大于理论分析。

上述分析还可下例定量地进一步说明，由图10所示。设残余应力区长度为L，残余应力为 σ_R ，弹性应变为 $\epsilon_e = \sigma_R / E$ ，当在整个L范围内进行爆炸消除应力处理（假设两端固定），或进行整体退火消除应力处理时（假设试件两端随温度变化而相应伸长或缩短），则式10成立，因此在L内产生的塑性应变 ϵ_p 等于初始弹性应变 ϵ_e ，如果只在标距I范围内进行局部退火或局部爆炸处理，式11成立，因此在I标距内所产生的塑性应变 ϵ_p 大于初始弹性应变 ϵ_e ，其数值为： $\epsilon_p = [1 + (L - I) / I \times a] \epsilon_e \dots \dots \dots (12)$ 其中a为过程平衡系数，对于局部加热消除应力处理，当加热温度足够高，保温时间足够长，塑性流变可充分进行时， $a = 1$ 在I标距内塑性应变可达到的极限数值为 $L / I \times \epsilon_e$ 。但在整个范围的平均塑性应变仍为 ϵ_p 。对于局部爆炸处理，由于爆炸过程较短，过程平衡系数a小1于，因此在I标距内， ϵ_p 不可能达到极限数值 $L / I \times \epsilon_e$ ，但其数值总要大于 ϵ_e 。但是，在这种情况下，在L标距内测得的平均塑性应变值必定小于 ϵ_e 。

在实际应用上，更多的情况是在部分残余应力区内进行爆炸处理，但决定整个部件残余应力消除效果的并非是爆炸处的局部塑性应变值，而是整个残余应力区的平均塑性应变状态。这就意味着第四种可实际应用的爆炸条件——准硬性爆炸（示于图8）。调整爆炸区与非炸区的比例，可调整准硬性爆炸下 $\epsilon_p - \epsilon_e$ 直线的斜率。

四、总 结

金属在足够强的爆炸条件下的塑性流变规律类似流体，爆炸过程中残余应力诱导金属产生与初始残余弹性应变 ϵ_e 相等的塑性应变。过强的爆炸压力本身可能导致金属发生伸长塑性应变 ϵ_c 。爆炸过程中形成的总塑性应变 ϵ_p 为： $\epsilon_p = \epsilon_e + C$ 此处包括三种典型情况：

1、 $C = 0$ ，这种情况是中性爆炸，此时所产生的塑性应变完全取决于初始残余应力。爆炸的结果是初始弹性应变全部转变成塑性应变，残余应力完全消除。

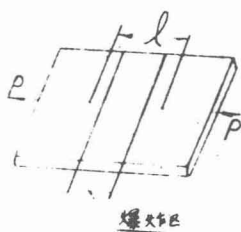
2、 $C > 0$ ，这种情况是硬性爆炸。爆炸的结果是在爆炸区可能形成一定数值的残余压应力。

3、C值与初始弹性应变 ϵ_e 反号，这种情况是软性爆炸，爆炸的结果是在爆炸区仍保留一定数值的初始残余应力。

参 考 文 献

1. Kuqinov V.M, et al., Mechanism of Residual Stress Relieving by Exdlsion Treament, in 7th Intern. Conf. High Energy Rate Faprication Leeds, Univ. of Leeds. 1982.
2. Тъвфяков В.Н. и дъу.П., Повышение соплотивления Усталости Сварнх соединений Путии ПеРег аспре ДенняОстано ч нх Напбажений Върмвнм Наг ружением* Автоматическа Сварка. 1974.
3. Кудинов, В.М., и дъу.П., аьмэтq* зарядов вер'вчатого вещества для снятия остато чнх напжаний в сварнх ст'ковх соединениях. Автоматическая Сварка, 1976, - №1.

4. Kudinov V.M. et al. The Residual Stresses in Explosiv Treated Circum-ferential-Welds up pipes. Welding R.A. Vol.27, №3., 1981.
5. Han Guochang et al. Investigation on the possility of Relieving Residual Stress' by Explosion Treatment in the Butt Welements of Medium and Thick Section. Collection of Papers, Hangzhou, The People's Republic of China 1984, The Welding Institution of the Chinese Mechanical Engineering Society.
6. Петушков, В.Г., О механизме снижения остаточных напряжений обработкой взр.-вом. Автоматическая Сварка. 1982, №4
7. Петушков, В.Г., и дру., Механизм перераспределения остаточных напряжений при взр.-вом нагружении. Автоматическая Сварка. 1974, №3.



εp-σR 测定测量原理

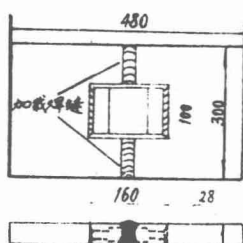
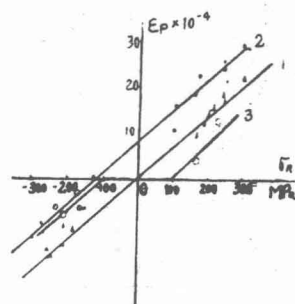


图4 模拟压应力加载框架



7 三种典型的爆炸条件

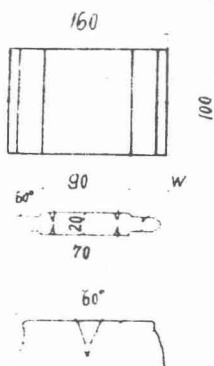


图2 模拟拉应力加载框架

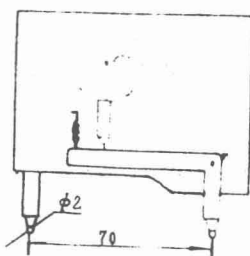


图3 模拟拉应力加载框架

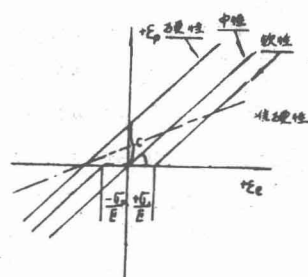


图7 三种典型的爆炸条件

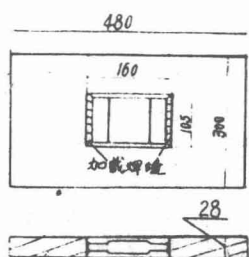


图3 模拟拉应力加载框架

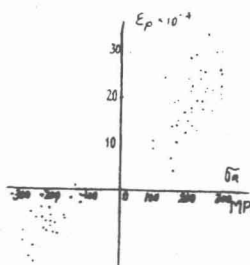


图6 不同爆炸条件下εp-σR

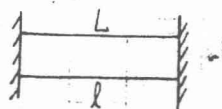


图10

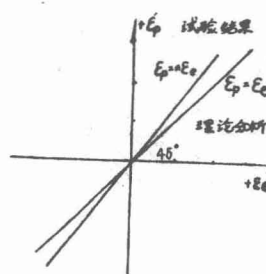


图9 分析与试验结果之间的差别