

焊接结构的振动时效及振动焊接研究

摘要

电弧焊过程是对金属构件局部快速加热和冷却的冶金过程，焊缝的冶金组织对焊接接头的质量有重要影响，而局部加热的特点很难避免焊接变形和焊后残余应力的产生。热处理是一种传统的消除焊接结构残余应力、改善焊缝组织的方法，但对大型焊接构件或在材料表面有氧化控制的场合，如表面喷铝材料和不锈钢材料，热处理工艺的应用实施困难，成本高昂，局部的热处理也有产生新的残余应力的可能。本文研究了应用机械振动的方法改善焊缝组织，降低焊接变形以及焊接结构的残余应力，涉及振动时效和振动焊接工艺的实践与理论。

振动时效 (vibratory stress relief, VSR)是对应用振动载荷，降低结构残余应力工艺的总称。这种工艺目前已经得到广泛的应用，但它的机理研究还有待深入。在振动时效降低焊接残余应力效果的评价方面，目前的一些方法还很难满足实时和定量的要求。振动焊接工艺又被称为随焊振动，或振动调制焊接，是在焊接过程对构件附加一个机械振动，以改善焊缝组织，这方面的研究有一些报道，但这种工艺的实际应用还很少见。

焊接结构的振动时效是对焊后构件在常温下进行机械振动处理的工艺，旨在降低结构残余应力，保证结构尺寸的稳定性。针对磁浮轨道梁焊接，本文详细介绍振动时效工艺及相关的工艺参数，从宏观

和微观分析振动时效的机理,指出了热时效与振动时效微观机理上的区别。本文比较了各种振动时效效果评价方法,着重分析了振动幅频参数曲线观测法的理论基础,指出了金属材料的振动时效过程中除了粘性阻尼外,还有非粘性阻尼,结构阻尼是振动时效过程的重要非粘性阻尼,导出了基于结构阻尼的振动时效幅频参数曲线方程。根据 HT-7U 超导托卡马克结构的振动时效幅频参数曲线,指出结构复杂的焊接构件振动时效时,不同的振峰,振动时效后的变化规律并不相同,共振峰有可能降低、右移,振后低幅振峰增值比较常见,采用 JB/T10375-2002 标准对振动时效效果进行评价更具有实用性。

振动时效过程幅频曲线的变化与振动阻尼的变化密切相关。本文从阻尼的变化机理着手,依据金属位错理论,分析了与振动时效过程相关的阻尼变化的特征,作者应用动态机械分析仪(DMA)设计了一系列试验,研究了不同焊缝组织、不同残余变形等对振动阻尼的影响,试验表明有焊缝试样内位错密度更高,位错增殖更明显。采用激光焊接小试样,通过对基于应变幅度的阻尼(amplitude-dependent internal friction, ADIF)多次测量,模拟材料振动时效过程,连续三次的振动测量试验表明,不同激振力(应变)幅值下,阻尼变化不相同。激振力较大时,阻尼的变化有一个先增加后降低的过程。焊接工艺参数对阻尼有明显的影响,试样焊接速度越高,阻尼越大,由于金属材料冷却速度影响位错的钉扎方式,因此不同焊接线能量下材料的阻尼与位错的钉扎方式有关,高冷却速度下(小焊接线能量),位错被气团的弱钉扎导致阻尼的升高。

振动时效效果的实时、定量评价是该工艺应用中的一个重要问题，影响到该工艺的推广应用。振动时效过程结构受到循环载荷的作用，动应力的大小与结构残余应力的降低有直接的关系。本文以 304L 超低碳不锈钢材料为例，研究了金属材料在循环载荷下的应力应变变化规律，提出了 304L 振动时效的循环蠕变机理，试验表明循环蠕变与加载速度、次数，动应力幅值有关，循环应力幅值越高，蠕变越大，循环蠕变达到稳定所需要的时间越长。基于以上试验，提出了用循环载荷下的循环蠕变来模拟 304L 焊接结构的振动时效过程残余应力的松弛。通过试验建立了残余应力变化的数学模型，模型考虑了动应力幅值和加载周次对消应力的影响，试验验证表明该模型可以用于循环载荷下消应力效果的评价，评价误差在 15% 的范围内。进一步将该模型用于 HT-7U 托卡马克的实际工程，对 304L 不锈钢大底板振动时效的残余应力消除效果进行评价，并用盲孔法实测了时效前后的残余应力。与残余应力实测法比较，用模型评价残余应力降低的误差是 10.8%，显示了这种实时定量的评价方法有良好的实用性。

电渣焊由于焊接线能量高的特点，焊缝组织晶粒粗大，导致接头力学性能差，这一问题在宝钢高炉钢的电渣焊中一直没有得到解决。本文针对高炉钢 BB503 (14MnNiTi) 的电渣焊，研究了采用焊接过程中附加振动的方法—振动焊接工艺改善焊接接头的质量，详细研究了振动焊接工艺对 BB503 电渣焊焊接接头力学性能和组织的影响，尤其是焊缝侧弯性能的变化，探讨振动焊接状态下焊缝力学性能变化的理论依据。

焊接变形是大型焊接结构的一个重要问题。针对 Q235B 材料 H 型钢的焊接,采用振动埋弧焊接工艺降低结构波浪变形。变形实测表明,振动埋弧焊 H 型钢腹板的波浪变形平均值只有常规埋弧焊的一半左右,型钢的焊接质量得到提高。

关键词 焊接结构, 振动时效, 振动阻尼, 残余应力, 振动焊接

RESEARCH ON VIBRATORY STRESS RELIEF OF WELDING STRUCTURES AND VIBRATORY WELDING

ABSTRACT

Arc welding process is a metallurgic process associating with fast heating and cooling. The metallurgical structure of weld has an important influence to the weld quality, but welding deformation and residual stress after welding are inevitable as the feature of local heating. Heat treatment is a conventional way to relieve the residual stresses of welding structure and improve the metallurgical structure of weld, but as to the huge steel structure or structure surface oxidation is forbidden, for instance, the material spraying with aluminum or stainless steel, heat treatment process is hard to apply and the cost is very high. Local treatment may induce a state of new residual stress into materials. In this study the vibratory method of improvement metallurgical structure and reducing welding deformation and residual stress was investigated. The studies involved the theory and application both vibratory stress relief (VSR) and mechanical vibration welding.

VSR is a general term used to refer to residual stress reduction by means of vibrating cyclic loading. It has been used widely, but the mechanism of VSR is still under investigation. Currently, some methods used to evaluate the effectiveness of VSR can not meet the real-time and quantitative requirement. Mechanical vibration welding, or vibration during welding, also known as "weld conditioning", is a vibratory process during welding of the structure in order to improve the metallurgical structure of weld. Though some studies published the application of the process is seldom seen.

Vibratory stress relief (VSR) of welding structure is a vibratory process at room temperature after welding, aiming at reducing the residual stress of structure and maintaining the dimension stability. The VSR procedure and vibration parameter was presented during manufacturing the rail of maglev train system in the paper. The mechanism of VSR was discussed on macroscopic and microscopic view. The difference of mechanism between VSR and heat treatment or thermal stress relief (TSR) is described. Several methods of VSR effectiveness evaluation were compared in the paper, and the studies give emphasis on the theory of evaluating method using vibration response curves (amplitude verse frequency). The studies point out that both viscous damping and structural damping exist in VSR analysis of metal structure. Structural damping (or material damping, hysteretic damping) is an important non-viscous damping during VSR. Structural damping mechanism is adopted during VSR of metal structure in the paper and vibration response formula was established considering structural damping. According to the VSR response curves of HT-7U

Tokamak welded structure, it shows that each sub-resonance peak changes differently when the structures of VSR are complex. Some sub-resonance peaks may decrease or shift right on response curve after VSR. It is often found that low-amplitude peaks increase. The results indicate that adopt the Chinese VSR standard JB/T10375-2002 to evaluate the effectiveness of VSR is practical.

Vibration damping (or internal friction) affects the vibration response curves directly. According to the metal dislocation mechanism, the variation of damping during VSR was discussed in the paper. The author design a series of experiments using dynamic mechanical analyzer (DMA) to investigate that different weld metallurgical structure and different residual strain effect on the vibration damping. The experiment results show that welded samples have higher dislocation density and faster dislocation propagation. To simulate the process of VSR, small laser beam welded samples were used. The amplitude-dependent internal friction (ADIF), which can be regarded as vibrating dumping, was repeated tested on DMA. Three times repeated measuring results show that vibratory force (strain amplitude) affects the ADIF. The ADIF first increase, then decrease at high vibratory force. Welding parameters considerably affect the ADIF. The higher of welding speed, the higher of the ADIF. Metal cooling speed affects the way of dislocation pinned, thus, welding input energy affects the way of dislocation pinned. At high cooling speed (low input energy), the dislocation was weak pinned by atomic atmosphere which induced the increasing of dumping (or internal friction).

Real-time and quantitative evaluating the effectiveness of VSR is an important problem which affects the widely application. Cyclic loading imposed on the structure during VSR and the dynamic stresses affect the reduction of residual stresses directly. The stress and strain of low carbon stainless steel 304L was investigated under cyclic loading in the studies. The cyclic creep mechanism in VSR of 304L present in the paper. The experiment results show that the cyclic creep is intimately related to the loading speed, cycle number and dynamic stress amplitude. The higher dynamic stress amplitude, the larger the cyclic creep and more time need to reach the strain stability. According to above experiments, the cyclic creep of 304L under cyclic loading can be used to simulate and quantify cyclic residual stress relaxation during VSR of welding structure. A mathematic model of residual stress relaxation proposed in the paper which conducted against two parameters, dynamic stress amplitude and number of loading cycles. It shows that the proposed model can evaluate the decrement of residual stress and the error is less than 15%. Further studies are made in the project of manufacturing HT-7U Tokamak welding structure. To evaluate the effectiveness of VSR in huge welding plate of 304L, the model was used. The residual stresses of the plate were measured before and after VSR using hole-drilling method. The difference between the results of model calculated and measured is about 10.8%. It shows that the real-time quantitative evaluating method is useful and practical.

High energy input during electroslag welding (ESW) will result in the growth of the grains and the poor mechanical properties of welding joint. Until recently the problem has not been solved during ESW of blast furnace steel in Bao Steel Co, LTD. In order to improve the weld quality of steel BB503 (14MnNbTi) ESW, vibratory

ESW method is investigated in this paper. It presents the effect of vibratory ESW on the metallograph and mechanical properties of the joint, especially the changing of side-bending property. The theory and mechanism of the changing were also discussed in the paper.

Welding deformation or distortion is an important problem during fabrication of huge welding structure. In manufacturing H type structure of steel Q235B, Vibratory submerge arc welding (SAW) method is applied to reduce buckling distortion. The measuring results show that the average buckling distortion of the web under vibratory SAW is only one half of that under regular SAW, therefore, the quality of H type steel structure improved.

KEY WORDS welding structure, vibratory stress relief, vibration dumping,
residual stress, vibratory welding

上海交通大学学位论文答辩决议书

申请者	饶德林	所在学科(专业)	材料加工工程
论文题目	焊接结构的振动时效及振动焊接研究		
答辩日期	2005-07-06	答辩地点	上海交通大学教学三楼220

答辩委员会成员					
担任职务	姓名	职称	所在工作单位	备注	签名
主席	焦馥杰	教授	上海工程技术大学	无	
委员	徐庆鸿	教授	哈尔滨工业大学	无	
委员	陆经纬	高级工程师	上海汽车齿轮总厂	教授级高工	
委员	姚舜	教授	上海交通大学	无	
委员	陈立功	教授	上海交通大学	无	
委员	陈善本	教授	上海交通大学	无	
委员	王德忠	教授	上海交通大学	无	

评语和决议:

论文研究了振动时效的机理和振动时效效果幅频曲线评价方法、动应力评价方法, 论文创新性工作如下 (1) 将结构阻尼作为一个等效系数, 提出了基于结构阻尼的振动分析模型。(2) 应用动态机械分析 (DMA) 方法, 结合位错运动理论, 分析了结构阻尼变化的机理和特征。(3) 根据不锈钢在循环载荷下的应力应变变化规律, 提出了不锈钢振动时效的循环蠕变机理, 建立了基于动应力的振动时效过程残余应力降低的数学模型, 并在 HF-7U 核聚变装置制造中验证了模型的实用性。论文研究工作跟踪学科前沿, 研究成果对工程应用有重要的指导意义。论文结构合理, 分析严谨, 试验数据可靠, 结论正确。答辩中表述清楚, 回答问题正确, 论文达到博士学位论文要求, 答辩委员会经投票一致同意通过博士论文答辩, 并建议授予饶德林工学博士学位。

表决结果:

一致通过答辩, 建议授予饶德林工学博士学位。

答辩委员会主席 (签名)

2005年 7 月 6 日

上海交通大学

学位论文原创性声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文，是本人在导师的指导下，独立进行研究工作所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本论文不包含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的作品成果。对本文的研究做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本人完全意识到本声明的法律结果由本人承担。

学位论文作者签名：

饶佳林

日期：2005年7月1日

上海交通大学

学位论文版权使用授权书

本学位论文作者完全了解学校有关保留、使用学位论文的规定，同意学校保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和电子版，允许论文被查阅和借阅。本人授权上海交通大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编本学位论文。

保密□，在___年解密后适用本授权书。

本学位论文属于

不保密。

(请在以上方框内打“√”)

学位论文作者签名:

饶恒林

日期: 2005年7月1日

指导教师签名:

陈永明

日期: 2005年7月1日

第一章 序论

1.1 引言

电弧焊在焊接结构的制造中有最广泛的应用，为了改善焊接质量，焊接工作者在焊接方法、焊接材料、焊接电源等方面做了大量工作，取得很多有益的成果。但由于电弧焊本身的特点，一些焊接缺陷，如焊接变形、焊后残余应力等很难避免，这使焊接变形、焊接残余应力很早就成为焊接工作者研究的重要课题，至今仍有大量的有关研究报道出现。

哈尔滨工业大学田锡唐、吉林工业大学郭占林、天津大学霍立兴等详细阐述了焊接残余应力产生的原理以及接头断裂、疲劳的机理与评价^[1]。北京航空工艺研究所关桥等长期致力于焊接应力与变形控制研究，发明了动态控制的低应力无变形焊接技术^[2]。上海交通大学汪建华较早开展了焊接结构的数值模拟研究，提出了焊接固有应变的概念^[3]。近年来，针对特定材料、结构的焊接残余应力研究仍有许多报道。文献^[4]在不锈钢圆筒的修复焊中，研究了沿板厚的残余应力分布；文献^[5]针对铝合金的激光焊接，采用超声波测量法和钻孔法测量了焊缝的残余应力；文献^[6,7]通过建立焊接过程的有限元模型，研究了接头的焊接残余应力；文献^[8]在圆筒修复焊过程中，研究了焊缝长度、焊接工艺参数对圆筒焊接残余应力的影响；文献^[9]测量了平板对接焊（单道、多道焊）的残余应力分布，研究了焊接顺序对残余应力的影响；文献^[10]应用三维热弹塑性有限元模型，对焊接残余应力、焊接变形进行了计算，指出了材料力学性能（屈服应力，弹性模量等）对残余应力、变形的重要影响；文献^[11]也采用 3D 有限元模型，分析了钢连接构件焊接残余应力；文献^[12]对 T 型接头的角变形进行了测量；文献^[13]对铝合金焊缝，采用中子衍射和 X 射线衍射技术进行了焊接残余应力测量；文献^[14]采用 X 射线衍射法，对碳钢与不锈钢异种金属焊接接头残余应力进行测量，对多道焊残余应力变化的机理进行了研究。

对于一些特殊的焊接方法，也有很多关于焊接残余应力、变形的研究。文献^[15]就研究了 304L 不锈钢搅拌摩擦焊焊接头的残余应力，并指出纵向残余应力达到材料屈服强度；文献^[16]进行了铁路轨道的闪光对焊焊接残余应力的有限元分析，利用断裂力学分析了疲劳裂纹的产生。

焊后热处理和表面锤击（或冲击）是焊接结构最常见的降低残余应力、减小

变形的的方法,文献^[17]研究了热处理对焊接残余应力的影响,应用有限元分析和钻孔法测量了残余应力,指出热处理对多道焊应力减低效果最大达到 90%。文献^[18]应用钻孔法对管板焊接残余应力进行了测量,指出整体热处理工艺可降低焊缝纵向残余应力 75%,而局部热处理温度梯度控制不好,可能增加残余应力。

而在许多场合下,通常的热处理(TSR, thermal stress relief)降低焊接变形和残余应力的工艺,由于工件体积很大,难以实施,甚至不可采用;在焊缝较多的场合,焊缝冲击、锤击工艺实施的效率又太低。

世界上第一条投入商业运行的磁浮交通线—上海磁浮轨道交通线,在制造过程中也遇到焊接变形和残余应力控制问题。该交通线长 31 公里,用长 3 米的轨道梁螺栓连接而成,全线需要轨道梁 2 万多根。轨道梁为箱型,全焊接结构(图 1-1),为防腐蚀,钢材表面喷铝保护。制造过程对焊接变形和残余应力的控制要求非常高,以

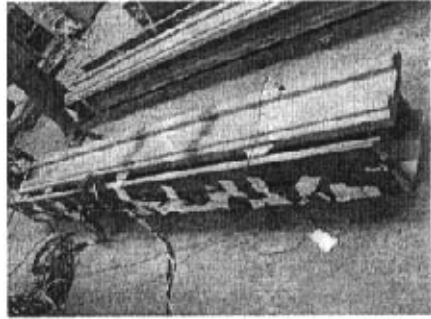


图 1-1 磁浮交通用轨道梁

Fig.1-1 The rail of maglev transport system

防止焊后的加工或应用中由于残余应力的释放而产生超差变形。由于表面的喷铝保护层不允许破坏,因此,采用焊后热处理工艺降低变形和残余应力的方法不能应用,必须采用其他方法消除焊接残余应力,保持轨道梁的尺寸稳定性。

核聚变能被认为是人类未来的能源,核聚变试验正在发达国家开展中,图 1-2 是超导托卡马克 HT-7U 核聚变试验装置结构简图,结构的外壳材料是超低碳不锈钢 304L,通过分三段(底板,桶体,顶盖)焊接,然后组合而成,为防止变形,需要消除焊接残余应力。该装置直径达 7.6 米,总高 7 米,即使分段热处理也需要很大的处理炉,而且需要氮气保

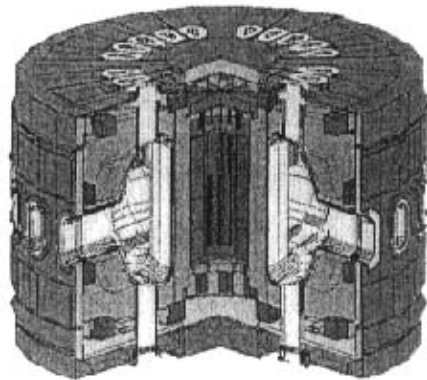


图 1-2 HT-7U 托卡马克装置

Fig.1-2 HT-7U Tokamak

护，实施热处理工艺所需要的费用极其高昂。

宝钢 300 吨转炉的制造中也遇到消应力问题。转炉体在焊后要消除残余应力，而转炉体积庞大，主体高 11 米，最大直径 8.6 米，两条环焊缝总长 54 米，据估算，如果整体用电加热法进行热处理，需要宝钢全厂停产，单独供热处理用电，这在实际生产中很难实施，局部热处理的方法又有可能产生新的残余应力。

从以上一些重大工程的实际可以看到，采用非热处理的方法消除焊接残余变形、残余应力在许多场合下有广泛的应用。为此国内外众多学者研究了附加外场注入技术对焊接质量的影响，包括焊缝超声冲击、焊缝锤击，以及爆炸法、机械振动处理法降低残余应力。文献^[19]研究了焊趾冲击后，焊缝残余应力的分布变化，采用钻孔法测量了焊缝及近缝区的残余应力；文献^[20]研究了表面锤击对焊接残余应力的影响。文献^[21]研究了焊后超声冲击、焊后锤击对焊缝残余应力的影响，采用中子衍射和 X 射线衍射技术测量了焊接残余应力，指出表面压应力的形成导致接头疲劳寿命的提高。而机械振动外场作用对焊接变形、残余应力、焊缝组织等的影响研究尤其引人瞩目。

机械振动外场作用改善焊接质量的研究主要有两方向内容，其一是在结构焊接过程中施加机械振动场，改善焊缝凝固的组织，降低焊接残余应力，这一过程叫机械振动焊接或振动焊接(Vibratory welding)。其二为外加的机械振动场对焊后结构作用，以改变构件残余应力分布，改善结构质量，这一过程叫振动时效(VSR, vibratory stress relief)。

振动时效是指对加工后(包括焊接、铸造、冷挤压等)的工件，施加机械振动作用，以降低工件中残余应力的峰值和改善残余应力分布，保持工件尺寸的稳定，提高工件运行质量，由于振动时效可在加工现场进行，处理时间短(一般 10~30 分钟一次)，能量消耗少，工艺简单，无环境污染，因此受到国内外焊接工作者的重视，工程应用比较广泛。振动焊接，又叫振动调质焊接，是在普通焊接工艺基础上，增加稳频稳幅辅助机械振动，以细化焊缝晶粒，并改善焊接变形和焊接残余应力。

1.2 振动时效的国内外研究

振动时效工艺来源于通过锤击可以消除金属构件中的残余应力的实践。上世纪 50 年代开始，振动时效成为公认有效的消除应力方法，在能源紧缺的情况下，西方工业国家加强了对振动时效工艺和理论的研究。

60年代初, E.J.Pattinson 和 D.S.Dugdale 研究了低碳钢及铝合金的疲劳寿命与残余应力的关系^[22]。指出低碳钢中的残余应力在很少的循环周次下, 应力就下降了, 而对铝合金要 10^7 次循环后, 应力才有明显的下降消失。俄国学者 Adoyan 做的一个关于灰铸铁的试验, 用退火和振动时效相结合的热振复合时效方法, 解决了对振动时效中因动应力过大而引起构件的潜在破坏问题, 指出应力的减小量一开始比较大, 后来即使仍进行几小时的处理也非常小^[23]。

G. P. Wozney 和 G. R. Crawmer 详细研究了钢的振动时效机理以及产生应力松弛的条件^[24]。他们指出, 为了获得残余应力的减少, 加载的动应力与残余应力的叠加要大于材料的屈服强度, 可以通过材料的周期应力-应变曲线、加载应力幅度、初始残余应力大小来预测残余应力的降低幅度。

上世纪 80 年代, R.Dawson 和 D.G.Moffat 利用一个模拟振动时效装置研究了热轧、冷轧低碳钢和铝合金的振动消应力工艺^[25]。指出应力的消除由材料表面的塑性变形引起, 为了达到消应力的目的, 周期应变幅应达到一定的阈值, 在这阈值以上, 对一定的循环周次, 残余应力的减少与周期应变幅度成线形关系。

进入上世纪 90 年代, 英国学者对振动时效的机理进行了更深入的研究^[26]。C. A Walker 等研究了振动对残余应力消除了影响^[27], 建立了考虑位错运动的振动时效数学模型, 并运用 X 射线衍射等技术对模型进行检验, 通过试验表明, 对冷轧铸钢施以循环载荷, 能使残余应力峰值处的应力消减超过 40%。

A. S. M. Y. Munsif 等设计了扭转振动试验, 研究扭转振动对圆筒焊缝上残余应力消除的影响, 观测到了残余应力场的重新分布状况和残余应力的下降^[28]。近年来, 针对普遍关注的振动时效后疲劳寿命变化问题, A. S. M. Y. Munsif 等比较了热时效 (TSR) 和振动时效 (VSR) 两种工艺, 试验表明, 热时效后工件疲劳寿命下降了, 而振动时效后疲劳寿命增加了, 并进一步指出残余应力与疲劳寿命的关系需要更深入的研究^[29]。英国学者 M. N. James 详细研究了 6261 铝合金工字梁的焊缝振动时效工艺, 指出振动时效处理后的焊件疲劳寿命比未经过处理的焊件的疲劳寿命增加了^[30]。

上世纪 70 年代振动时效技术被引进到我国, 1974 年北京机床研究所正式将振动时效工艺列为研究课题, 并在国内一些大型机床厂进行振动时效工艺的实用性研究和推广。他们在研究中用尺寸精度稳定性作为时效效果的评价标准, 同时亦进行了抗变形能力, 残余应力的变化对比性评价。随后, 大连理工大学、哈尔

滨工业大学、上海交通大学、西安理工大学等院校相继开展了对振动时效工艺和机理的研究，取得了一些可喜的研究成果。

上世纪 80 年代初，大连理工大学房德馨等用实验证明了振动时效消除焊接残余应力的有效性^[31]，提出了用动态参数的变化作为工艺监测的标准，给出了确定激振参数的基本原则。后来又进行了振动时效对焊接构件材料性能的影响研究，结果表明振动时效处理后材料力学性能比未经处理稍有变化，而且构件抵抗断裂破坏能力比热时效和未时效都有所提高，指出振动时效后疲劳寿命比未经时效的寿命可提高 20%^[32]。

上世纪 90 年代，国内学者逐渐对振动时效的机理展开研究。上海工程技术大学焦馥杰用位错理论阐述了振动时效减少残余应力的程度与金属中位错密度变化有关，由于位错密度变化，增加了金属材料抗变形能力，从而提高了焊件的尺寸稳定性，同时还指出根据振动时效过程中振动阻尼逐渐减小直至稳定的过程，将出现共振峰增大、频带宽度变窄和共振频率下降的现象，这些参数变化规律可作为判断振动时效处理效果的依据^[33,34]。

东南大学查利权以振动动力学为基础，研究了振动时效机理及振动时效中残余应力松弛与附加动应力之间关系，提出了以残余应力分布为依据，共振应力函数为准则，确定振动时效参数的方法，并进行了实例验证^[35]。

抚顺石油学院宋天民通过透射电镜观察实验，揭示了振动时效效果与金属材料中位错组态与位错密度变化的内在联系，用位错理论解释了振动时效机理^[36]；通过对振动时效前后焊接钢板的疲劳实验，研究了振动时效对焊件疲劳寿命的影响，并用位错理论分析了振动时效提高焊件疲劳寿命的机理^[37]。西北工业大学徐颖强等研究了振动时效过程中，金属材料的位错密度和晶格扭曲程度对结构动态参数的影响^[38]。芦亚萍也对振动时效前后材料位错密度的变化进行了观测^[39]。

哈尔滨工业大学的孙茂才研究了低合金高强钢的振动时效，用 X 射线衍射方法测量了残余应力^[40]；在 35# 钢的船轴振动时效研究中，指出残余应力降低了 48%，并对残余应力下降的机理进行了分析^[41]。

根据焊接结构振动时效工艺技术标准^[42]，振动时效前后构件振动幅频曲线的变化是评价振动时效效果的指标之一。我国科技工作者在这方面也做了大量的研究工作。汪凤泉借助振动模态分析，建立了一种评价振动时效效果的振动判据^[43]。张国福分析了振动时效幅频曲线，指出振动阻尼减小导致曲线变化^[44]。

西安理工大学许旻等利用振动动力学分析了振动时效过程,指出振动时效过程的动力学曲线呈八字形变化规律,认为与振前扫频曲线相比,振后扫频曲线是否简洁而平滑,是振动时效工艺效果是否良好的重要标志之一,同时他还指出剪应力在振动时效过程起重要作用^[45, 46, 47]。

上海交通大学陈立功等研究了振动时效过程动应力的变化与消除应力效果的关系^[48, 49],采用多元非线性回归分析方法,求得振动时效试验中动应力、载荷次数、和残余应力当量对消应力效果的经验方程,建立了低碳钢的振动时效消除应力效果预测数学模型,并用试验进行了验证。

振动时效对于消除、均化和减小金属构件的残余应力,提高构件抗动载荷变形能力,稳定构件尺寸精度有非常好的效果,经济效益尤其显著,因此这一工艺在造船、冶金、运输、化工、电力等行业得到很多应用,但在应用中还存在许多问题。

利用振动前后幅频曲线的变化,评价振动时效的效果是最常用的方法,属于定性评价。早期的振动时效工艺技术标准 JB/T5926-91 将振后幅频曲线的共振峰左移作为有效性的评价标准^[50],这评价的理论基础是粘性阻尼的振动力学分析,而实际工程实践中常见到共振峰右移的情况,文献^[43]就提到构件振后残余应力降低,共振峰右移,这常常导致实际工程应用中的困惑,因此,需要对振动阻尼的变化及机理进行深入的研究。另一方面,残余应力的振动前后实测法虽然可以定量估测振动时效工艺效果,但残余应力的测量工艺复杂,耗时长,无法实时获得测量结果。因此振动时效研究的一个重要课题,就是提出一种简便、适用的振动时效效果实时定量评估方法。

振动时效应用的另一个重要问题是,目前的研究和应用绝大多数都是针对碳钢结构,对不锈钢,铝合金等应用和研究较少,而近年来,不锈钢、铝合金以及其他一些新的结构材料的使用已经越来越多,采用振动时效技术解决一些新的结构材料的残余应力问题成为这一领域的重要研究课题。

1.3 振动焊接的国内外研究

上世纪 70 年代后期, Cheever 和 Rowlands 通过在焊接过程中对焊件施加刚性振动^[51],研究振动对焊接变形的影响,指出有振动的构件焊接变形较小,但未对此作进一步解释。印度学者 S. P. Tewari 等进行了低碳钢板振动焊接对焊缝力学性能影响的研究^[52],指出该工艺使焊缝的屈服强度、抗拉强度有可喜的提高,

并指出振动的频率范围是 80~400 赫兹, 振幅范围是 5~30 微米。我国台湾学者 Weite Wu 在他的研究论文中指出采用亚共振频率进行振动焊接对消除残余应力有明显作用^[53]。

英国学者 A. S. M. Y. Munsi 等设计了一个试验装置, 使焊件在焊接过程中做刚性振动运动^[54], 振动频率分别取 50 和 500 赫兹, 研究结果表明, 两种情况下工件的焊后残余应力与不振动情况相差很小, 但未对这一结果进一步分析。初步的研究认为, 产生这一结果可能是因为刚性振动运动没有叠加足够的动应力于焊件, 无法产生类似于振动时效的工艺效果。

国内对振动焊接的研究开展时间很短, 上世纪 80 年代后期, 大连理工大学房德馨系统地研究了振动处理消除金属残余应力技术^[55], 后来又研究了振动焊接技术对焊缝组织、裂纹、残余应力和焊缝力学性能的影响, 对振动焊接过程应力变化进行了有限元分析^[56, 57, 58]。赵建明等人研究了振动堆焊技术对低碳钢焊接时焊缝强度和金相组织的影响^[59], 采用 8 毫米厚和 14 毫米厚的低碳钢板堆焊进行实验, 实验表明振动堆焊可以降低焊缝残余应力, 在适当的应力水平和振动频率下, 焊缝的冲击韧性比采用常规焊接工艺提高 5%~15%, 焊缝、热影响区和过度区的残余应力分别降低了 15%、22%和 50%。

近年的振动焊接研究, 国内主要是抚顺石油学院在进行。宋天民等对机械振动焊接与常规埋弧自动焊焊接试板进行了残余应力测试、金相观察及疲劳试验, 研究了机械振动焊接对焊件疲劳寿命的影响^[60]。结果表明, 机械振动焊接可降低焊接残余应力、细化焊缝和热影响区的金相组织, 提高焊件疲劳寿命。在试验条件下, 测量纵向残余应力降低 43%, 横向残余应力降低 25%, 振动焊接试样热影响区的晶粒度为 5 级, 而常规埋弧自动焊焊接试样热影响区的晶粒度为 3 级; 振动焊接试样的疲劳寿命提高 35%。张德芬进一步指出机械振动焊接降低残余应力的机理主要是由于机械振动使焊缝及周围的温度梯度减小和振动使晶粒细化、组织分布均匀所致^[61]。张国福研究了振动焊接对焊缝及热影响区金相组织的影响^[62], 在不同振动频率和振幅的条件下进行振动焊接。结果表明, 机械振动焊接可大大改善焊缝及热影响区的金相组织, 使焊缝的组织明显细化, 熔合区和过热区变窄, 魏氏组织减少, 对焊缝及热影响区的金相组织的形成过程做了详细的讨论。

由于振动焊接的研究在国内外开展得相对较少, 试验的钢种有限, 试验数据不多, 振动参数对接头质量的影响还要深入研究。在力学性能方面主要针对的是

疲劳寿命。此外,振动焊接操作工艺比常规焊接工艺相对复杂一些,目前有关的工作大多是试验性的研究,针对应用的研究报道比较少,这一工艺的应用开展一直比较缓慢,因此,针对具体工程的应用,系统研究振动焊接工艺对焊接接头力学性能的影响,了解振动焊接工艺过程的机理,对推动这一工艺的实际应用的开展意义重大。

1.4 本文研究的意义和内容

振动时效工艺虽已在许多制造行业获得了应用,但围绕该工艺应用还有许多问题需要进一步深入研究。

在振动时效效果的评价方面,利用振动时效前后幅频参数曲线的变化进行评价是一种快速简便的方法。根据作者参与编制焊接结构振动时效标准的实践工作,本文比较了早期振动时效标准与 2002 版焊接结构的振动时效标准在幅频参数曲线评价方法上的异同点,介绍了该方法在磁浮轨道梁制造中的应用情况,并对轨道梁焊接残余应力的降低效果进行了实测,该项目的开展对提高轨道梁的制造质量,按期完成轨道梁的制造,保障磁浮交通的运行安全起了重要作用。

振动时效幅频曲线的变化与振动阻尼有密切关系,由于焊接结构在振动时效过程变化比较复杂,本课题的重要内容之一是用试验手段研究焊接结构的振动阻尼及变化。基于粘性阻尼的振动分析是早期振动时效效果幅频曲线评价的基础。本文研究了金属结构振动时的另一种阻尼—结构阻尼(又称为材料阻尼,滞后阻尼),以结构振动力学为基础,结合材料振动阻尼的特点,建立了基于结构阻尼的振动力学方程,导出了结构阻尼下振动幅频响应方程和曲线。通过作者自行设计的一系列试验,研究了不同焊缝组织、不同残余变形对振动阻尼的影响,通过测量了焊接小试样的振动阻尼,了解焊接工艺参数对振动阻尼的影响,采用动态机械分析仪(DMA),对焊接结构的振动时效进行模拟,测量振动阻尼的变化规律。

依托国家重大工程—超导托卡马克 HT-7U 核聚变试验装置的制造,本课题与上海锅炉厂核化公司合作,研究了超低碳不锈钢 304L 焊接结构的振动时效,对简单、复杂焊接结构的振动幅频曲线进行了分析、比较,阐述了复杂焊接结构的振动时效效果分析中,通常采用的评价准则。

应用振动时效前后的振动幅频曲线变化,可以快速、实时地对工艺效果进行评价,但只能得到定性的结果,而采用振动时效前后残余应力测量的方法,虽然可以得到定量的评价结果,但由于需要两次测量应力,实际操作比较复杂,难以

推广应用。针对超低碳不锈钢 304L, 本文研究了循环载荷下, 材料的应力应变的变化规律, 根据 304L 焊接试样循环载荷试验结果, 提出了不锈钢振动时效的循环蠕变机理。根据动态应力松弛理论, 构造了 304L 振动时效效果的动应力评价模型, 并用试验和实际工程对这一模型进行了检验, 指出了这一模型对残余应力降低效果进行评价的有效性。

振动时效标准中对动应力幅值的选取作了明确的规定^[40], 它是影响结构残余应力降低的重要指标。动应力评价技术的开展, 有望成为振动时效效果评价的一种新方法, 做到评价的实时和定量两方面的同一, 推动定量评价技术的发展。

作为对振动时效工艺的补充, 振动焊接技术也列入了振动时效标准, 本文研究了振动电渣焊和振动埋弧焊在实际工程中的应用。通过对厚板高炉钢 BB503 (14MnNbTi) 的振动电渣焊工艺的研究, 详细研究振动对焊接接头力学性能的影响, 探讨振动焊接状态下焊缝力学性能变化的理论依据; 通过对 Q235B 材料 H 型钢的振动埋弧焊接, 研究了振动焊接工艺对焊后变形的影响, 探讨了振动焊接工艺在消除或降低结构波浪变形的作用, 为振动焊接工艺由试验研究转入实际应用奠定一个良好的基础。

参考文献

- [1] 田锡唐. 焊接结构. 北京: 机械工业出版社, 1997
- [2] 关桥, 张崇显, 郭德伦. 动态控制的低应力无变形焊接新技术. 焊接学报, 1994,15(1):8~15.
- [3] 汪建华, 陆皓. 焊接残余应力形成机制与消除原理若干问题探讨. 焊接学报, 2002,23 (3): 75~79.
- [4] D. George, D.J. Smith. Through thickness measurement of residual stresses in a stainless steel cylinder containing shallow and deep weld repairs .International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2005, 82: 279~287
- [5] M. Ya, P. Marquette, F. Belahcene, J. Lu. Residual stresses in laser welded aluminium plate by use of ultrasonic and optical methods. Materials Science and Engineering A, 2004, 382:257~264
- [6] S. Fricke, E. Keim, J. Schmidt. Numerical weld modeling -a method for calculating weld-induced residual stresses. Nuclear Engineering and Design, 2001, 206:139~150
- [7] G. Engelhard, et al. Optimization of residual welding stresses in austenitic steel piping: proofesting and numerical simulation of welding and postwelding processes. Nuclear Engineering and Design, 2000, 198 :141~151
- [8] P. Donga, J.K. Honga, P.J. Bouchardb. Analysis of residual stresses at weld repairs. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2005, 82:258~

- [9] Tso-Liang Teng, et al. Effect of welding sequences on residual stresses. *Computers and Structures*, 2003, 81: 273~286
- [10] X.K. Zhu, Y.J. Chao. Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. *Computers and Structures*, 2002, 80: 967~976
- [11] C.G. Matos, R.H. Dodds Jr. Modeling the effects of residual stresses on defects in welds of steel frame connections. *Engineering Structures*, 2000, 22:1103~1120
- [12] Tso-Liang Teng. et al. *Analysis of residual stresses and distortions in T joint fillet welds*. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2001,78: 523~538
- [13] R.A. Owen, et al. Neutron and synchrotron measurements of residual strain in TIG welded aluminum alloy 2024. *Materials Science and Engineering A*,2003, 346:159~167
- [14] S. Mulugan, et al. Temperature distribution and residual stresses due to multipass welding in type 304 stainless steel and low carbon steel weld pads. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2001,78:307~317
- [15] A.P.Reynolds, Wei Tang, T. Gnaupel-Herold etc. Structure, properties, and residual stress of 304L stainless steel friction stir welds. *Scripta Materialia*, 2003 ,48:1289~1294
- [16] A. Skyttebol , B.L. Josefson, J.W. Ringsberg. Fatigue crack growth in a welded rail under the influence of residual stresses. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005, 72: 271~285
- [17] J.R. Cho, B.Y. Lee, et al. Investigation of residual stress and post weld heat treatment of multi-pass welds by finite element method and experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004,155~156:1690~1695
- [18] R.B. Tait, J. Press. An experimental study of the residual stresses, and their alleviation , in tube to tube-sheet welds of industrial boilers. *Engineering Failure Analysis*, 2001, 8: 15~27
- [19] George Roy, Mac Braid, Guowu Shen. Application of ADINA and hole drilling method to residual stress determination in weldments. *Computers and Structures*, 2003,81: 929~935
- [20] M. Meo, R. Vignjevic. Finite element analysis of residual stress induced by shot peening process. *Advances in Engineering Software*, 2003, 34:569~575
- [21] Xiaohua Cheng, et al. Residual stress modification by post-weld treatment and its beneficial effect on fatigue strength of welded structures. *International Journal of Fatigue*, 2003, 25:1259~1269
- [22] E.J.Pattinson. D.S.Dugdale. Fading of residual stresses due to repeated loading. *Metallurgia*, November 1962,(11):228~230
- [23] G. Adoyan et al. The vibratory stress relieving of casting. *Machines and Tooling*, 1967,38(8):18~22
- [24] G.P. Wozney. G.R.Crawmer. An investigation of vibrational stress relief in steel. *Welding Journal*, 1968 ,(September):411s~419s
- [25] R.Dawson. D.G. Moffat. Vibratory stress relief: A fundamental study of its

- effectiveness. *Journal of Engineering Material and Technology*, 1980, 102:169~176
- [26] R.A.Claxton, A.Lupton. Vibratory stress relieving of welded fabrications. *Welding & Metal Fabrication*, 1991, (December):541~544
- [27] C.A.Walker, A.J. Waddell, D.J. Johnston. Vibratory stress relief -an investigation of the underlying processes. *Proc. Instn. Mech. Engrs part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, 1995, 209:51~58
- [28] A.S.M.Y. Munsif, A.J.Waddell, C.A. Walker. The influence of vibratory treatment on the fatigue life of welds: A comparison with thermal stress relief. *Strain*, 2001, 37(4):141~149
- [29] A.S.M.Y. Munsif, A.J.Waddell, C.A.Walker. Modification of residual stress by post-weld vibration. *Materials Science and Technology*, 2001, 17:601~605
- [30] M.N. James. Constant and variable amplitude loading of 6261 aluminum alloy I-beam with welded cover plates---influence of weld quality and stress relief. *International Journal of Fatigue*, 1997, 19(2):125~133
- [31] 房德馨, 姚培勤 等. 用振动消除金属构件残余应力的原理和应用. *大连工学院学报*, 1983, 22(3):77~80
- [32] 李洪升, 房德馨, 孙丰华, 李光伟. 振动时效对焊接构件材料性能的影响. *大连工学院学报*, 1987, 26(3):109~112
- [33] 焦馥杰, 茅鹏, 沈瑜书. 振动时效机理研究. *上海工程技术大学学报*, 1991, 5(2):1~6
- [34] 焦馥杰 等. 振动时效机理研究. *焊接学报*, 1992, 13(3):169~174
- [35] 查利权, 汪凤泉, 戎心熙. 确定振动时效参数的应力振型函数法. *振动、测试与诊断*, 1990, 10(4):12~16
- [36] 宋天民, 张国福, 尹成江. 振动时效机理的研究. *吉林大学自然科学学报*, 1995, (1):53~56
- [37] 宋天民. 振动时效对焊件疲劳寿命的影响及机理分析. *吉林大学自然科学学报*, 1997, (2):55~58
- [38] 徐颖强 余旭东, 刘更. 振动时效中结构动态参数变化机理的探讨. *西北工业大学学报*, 1994, 12(3):467~470
- [39] 芦亚萍, 马振宇 等. 振动时效机理研究. *机械科学与技术*, 2001, 20(4):587~589
- [40] M.C. Sun, Y.H. Sun, R.K. Wang. Vibratory stress relieving of welded sheet steels of low alloy high strength steel. *Materials Letters*, 2004, 58: 1396~1399
- [41] M.C. Sun, Y.H. Sun, R.K. Wang. The vibratory stress relief of a marine shafting of 35# bar steel. *Materials Letters*, 2004, 58: 299~303
- [42] 中华人民共和国机械行业标准. 焊接构件振动时效工艺参数选择及技术要求 JB/T 10375-2002
- [43] 汪凤泉, 查利权. 振动时效效果的振动评价. *振动工程学报*, 1991, 4(2):43~51
- [44] 张国福 宋天民等. 振动时效效果判据的理论分析. *焊接*, 2001, (7):12~14
- [45] 许旻, 乔桂兰, 李庆本. 振动时效动力学研究. *焊接学报*, 1995, 16(3):179~183

- [46] 许旻, 李庆本. 振动时效的振动力学分析. 焊接学报, 2000, 21(1): 79~82
- [47] 许旻, 孙茂才, 李庆本. 振动时效效果现场判断的判据. 焊接学报, 2002, 23(2): 63~67
- [48] 陈立功 等. 振动时效的动应力判据. 实验力学, 1998, 13(4): 439~445
- [49] 陈立功 等. 振动时效效果动应力判据的数学建模方法. 焊接学报, 1999, (12): 103~107
- [50] 中华人民共和国机械行业标准. 振动时效工艺参数选择及技术要求 JB/T 5926-91
- [51] D.L. Cheever E.W. Rowlands. Vibrational stress relief: the answer to dimensional control. *Welding Design and Fabrication*, 1977, 50(10): 90~92
- [52] S.P. Tewari A. Shanker. Effects of longitudinal vibration on the tensile properties of weldments. *Welding Journal*, 1994, 73(11): 272s~276s
- [53] Weite Wu, Dong-Yih Lin. Mechanical properties of weldment affected by various vibration frequencies. *Journal of Materials Science Letters*, 1999, 18: 1829~1831
- [54] A.S.M.Y. Munsif, A.J. Waddell, C.A. Walker, Vibratory weld conditioning – the effect of rigid body motion vibration during welding. *Strain*, 1999, (11): 139~142
- [55] 房德馨 等. 金属的残余应力与振动处理技术. 大连理工大学出版社, 1989
- [56] 刘峰. 振动焊接对焊接裂纹影响的研究. 大连理工大学硕士论文, 1999
- [57] 程源. 焊接应力、变形及其振动消除处理. 大连理工大学硕士论文, 1999
- [58] 陈金涛, 房德馨 等. 振动焊接对焊缝力学性能影响. 大连理工大学学报, 2001, 41(1): 35~37
- [59] 赵建明, 张燮. 振动堆焊工艺的初步研究. 机车车辆工艺, 1994, (6): 5~9
- [60] 宋天民, 张国福 等. 振动焊接对焊件疲劳寿命的影响及机理分析. 西安石油学院学报(自然科学版), 2001, 16(3): 60~63
- [61] 张德芬, 宋天民 等. 机械振动焊接对残余应力的影响及机理分析. 抚顺石油学院学报, 2001, 21(1): 53~56
- [62] 张国福, 宋天民 等. 机械振动焊接对焊缝及热影响区金相组织的影响. 焊接学报, 2001, 22(3): 85~87

第二章 焊接结构残余应力及消除

2.1 热加工残余应力

结构的残余应力，是指焊后在没有任何外力作用下，平衡于结构内的应力。其特点是残余应力在结构内构成一个平衡力系，即残余应力和应力矩的总和都为零，以横向残余应力 σ_y 为例，有下式：

$$\int_{-\infty}^{\infty} \sigma_y dx = 0; \quad \int_{-\infty}^{\infty} \sigma_y x dx = 0 \quad (2-1)$$

金属结构中的残余应力可由多种原因导致，弯曲、挤压、磨削等冷加工工艺和铸造、轧制等热加工工艺都会在构件中产生残余应力。

与热加工过程相关的应力有热应力、相变应力、收缩应力等。

(1) . 热应力

热应力是由于构件受热不均匀，变形不一致引起。如图 2-1 所示的金属框架，如果仅将中心杆件的中间部分加热，两侧杆件温度不变，中心杆件因受热而膨胀，两侧杆件限制它的膨胀，导致中心杆件受压产生压应力，两侧杆件则受到拉应力。这种应力是由于不均匀的加热造成的，所以称为热应力。

如果热应力高于此温度下材料的屈服强度，在框架内中心杆件将产生压缩塑性变形，当框架冷却后，在中心杆件中将产生拉伸残余应力。

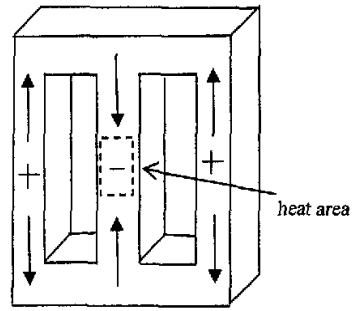


图 2-1 框架热应力示意图
Fig. 2-1 Heat stress in a frame

(2) . 相变应力

金属在加热或冷却过程中，在一定的温度下，会发生相变，在相变时，金属的体积会发生变化，如相变时金属处于弹性状态，就会形成相变应力，如果相变应力大于此温度下金属的屈服强度，将导致金属塑性变形，进而产生残余应力。

(3) . 收缩应力

金属由液态冷却成固态时，产生体积收缩而引起的应力称为收缩应力。焊缝金属在冷却过程中，由液态变成固态，体积要缩小，焊缝周围的固态金属会阻止它的收缩，导致残余应力的产生。

金属的焊接过程是一个不均匀的加热、冷却过程，其中还伴随金属的相变，因此，焊后在构件中不可避免地要产生残余应力。

根据结构内残余应力所涉及的作用范围，可将残余应力分成三类

- (1) 第一类残余应力，又称为宏观残余应力，这类应力在整个结构的范围内起作用，其大小可以用材料力学理论计算。
- (2) 第二类残余应力，又称为微观残余应力，这类应力在晶粒尺寸范围起作用，金相组织的变化对其影响较大。
- (3) 第三类残余应力，较第二类残余应力更微观范围内的残余应力，作用范围在金属晶格尺寸内，与金属的位错有关。

对焊接结构的残余应力研究一般是指第一类残余应力，本课题的研究主要是第一类残余应力，同时也涉及第二、三类残余应力对材料性能的影响。

2.2 焊接残余应力

2.2.1 焊接热应力分析

焊接过程，特别是电弧焊过程，是一个移动热源对材料局部快速加热、冷却的热加工工艺，其温度场变化范围广，温度梯度大，在焊缝区域最高温度超过母材的熔点，而在离焊缝不远的热影响区，温度急剧下降至接近环境温度。焊接过程热应力的变化与焊接温度场有密切的关系，图 2.2 示意地显示了无限大板受移动线状热源加热时，在平衡状态下的温度场，其中图 a 为母材平面上等温线的分布，图 b 为温度场的三维分布。由于焊接是采用移动热源进行加热，所以焊件各截面上的温度分布是时间的函数^[1]。从图 2-2 中可以看到，焊接熔池附近温度梯度极大，这导致焊缝及热影响区材料的物理性能有极大的差异，使近缝区金属热应力、应变产生不均匀的变化。

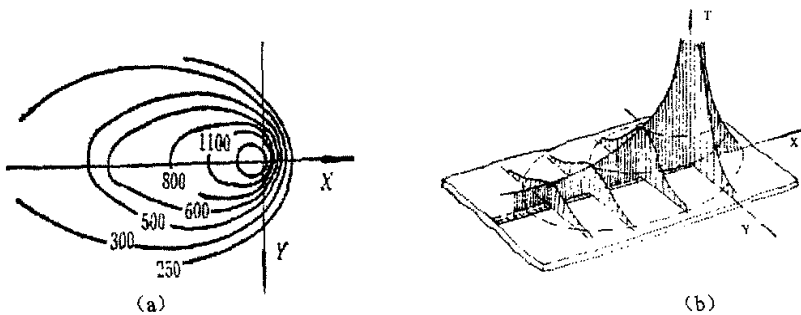


图 2-2 电弧焊接温度场的分布

Fig. 2-2 Temperature field of arc welding

温度的变化对金属的物理性能有明显的影 响。图 2-3 所示为低碳钢某些力学性能随温度的变化情况^[2]。弹性模量 E 随温度的升高逐渐降低，而线膨胀系数 α 则随温度升高而逐渐增加，因此金属的膨胀量接近于常数。低碳钢抗拉强度 σ_b 在室温至 100°C 的区间内，随温度升高略有下降，在 200°C 至 300°C 区间内逐渐升高达到最大值，随后逐渐降低，温度高于 500°C 后， σ_b 急剧降低，在 600°C 时， σ_b 比室温时低很多。母材的屈服强度 σ_s 随温度的变化对焊接过程的热应力有重要影响，它与焊接过程是否产生

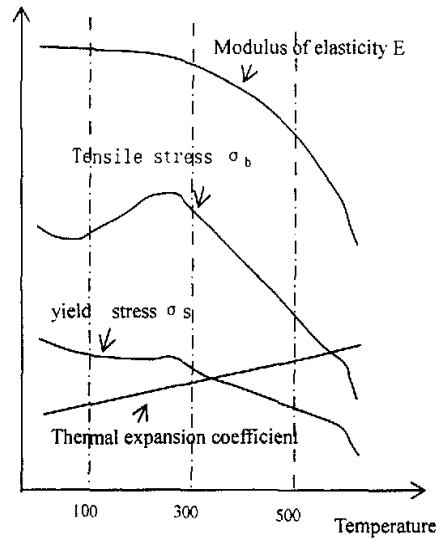


图 2-3 低碳钢力学性能与温度的关系

Fig. 2-3 Mechanical property of mild steel at different temperature

塑性变形直接相关。图 2-3 显示，屈服强度 σ_s 在 500°C 以前，随温度变化不明显，而从 500°C 到 600°C 急剧下降，在 600°C 时，材料的屈服强度接近于零。

焊接过程是局部加热过程，温度分布不均匀且随焊接过程而发生变化，由图 2-3 可见，在超过 500°C 时，金属材料的屈服强度有明显的下降，因此，焊缝金属及热影响区内金属在焊接过程将产生复杂的热应力、应变。

下面用无限大平板上堆焊一条直焊缝过程为例，分析焊缝及近缝区的热应力变化。图 2-4 为该焊接过程温度的变化和由此引起的应力变化示意图。^[3]

图 2-4 (b) 是垂直于焊缝的不同横截面上的温度分布。在未焊接的 A-A 截面上，因焊接引起的温度变化 ΔT 几乎等于零；在通过焊接电弧的 B-B 截面上，温度变化非常剧烈，而且温度分布最不均匀；在离开焊接电弧后面一定距离的 C-C 截面上，有一定的温度梯度，但变化较 B-B 截面缓和；在离焊接电弧较远的 D-D 截面上，焊缝已经冷却，因焊接引起的温度变化又为零。

图 2-4 (c) 表示在以上截面中沿 X 方向的应力 σ_x 的分布。在 A-A 截面上，由于没有温度梯度，热应力为零。

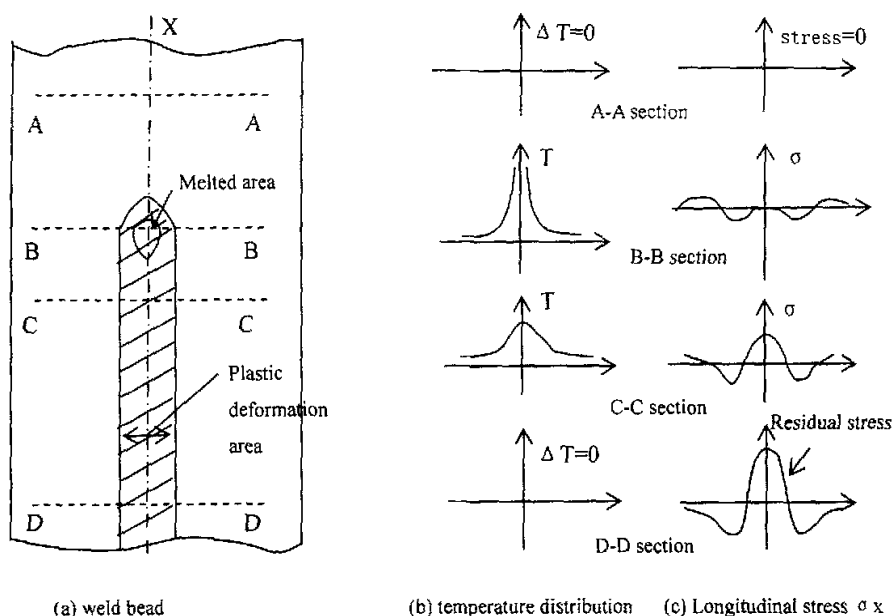


图 2-4 焊接过程温度和应力变化示意图

Fig. 2-4 Schematic diagram of temperature and stress field during welding

在 B-B 截面上, 应力分布比较复杂。中心位置是液态焊缝金属, 不承受载荷, 应力接近于零; 在热影响区内, 金属因加热而膨胀, 受到周围温度低的金属的挤压, 该区域金属受压应力作用, 上节提到金属材料屈服强度与温度密切相关, 所以该区域的热应力最大值等于在相应温度下材料的屈服强度, 图 2.4 (a) 示意表示了发生塑性变形的区域, 随着离开焊缝距离的增加, 该区域压应力会有一最大值; 在远离热影响区域内的应力变成拉应力, 该应力与热影响区的压应力平衡, 即在该截面内满足式 (2-1)。

在 C-C 截面上, 由于焊缝金属和热影响区金属已经冷却, 故产生收缩, 在近焊缝区域产生拉应力, 随着与焊缝距离的增加, 应力先变成压应力, 再远处又呈拉应力状态。

在 D-D 截面上, 金属完全冷却, 显示最终焊缝的残余应力状况, 在近缝区产生较高的拉应力, 而远离焊缝区域产生压应力^[2]。

2.2.2 焊接过程相变应力

电弧焊过程焊缝金属将加热熔化和冷却结晶, 这一过程伴随着复杂的金属相变, 由于相变时金属的比容产生变化, 导致产生相变应力。例如, 低碳钢由奥氏

体转变为铁素体或马氏体时，其比容将增大。相反方向的转变比容将减少。如果相变在金属的塑性温度 T_p （金属失去弹性，屈服强度为零时）以上发生，由于此时金属已丧失弹性，则比容改变并不影响内部应力。低碳钢的相变都在塑性温度 600°C 以上，相变时金属完全处于塑性状态，因此，相变引起的比容变化对焊后残余应力的分布不产生影响。

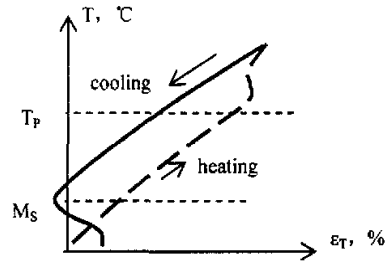


图 2-5 相变应变与温度的关系示意图

Fig. 2-5 strain of phase change with temperature

对于一些高强钢，加热时的相变温度高于塑性温度 T_p ，但冷却时，相变温度却低于 T_p ，如图 2-5 所示^[1]，在

这种情况下，当焊缝金属冷却发生相变时，金属并非塑性状态，已是有一定的强度。由于相变时比容增大，导致金属膨胀，有可能抵消焊接加热过程产生的压缩塑性变形，降低残余拉应力，甚至在焊缝中出现压应力，这说明相变应力对某些金属的最终残余应力的大小、分布有重要影响。文献^[4]在研究 E690 级钢的焊接残余应力时，指出由于马氏体相变应力，导致焊缝残余应力的降低。文献^[5]在研究 304L 角焊缝低温处理工艺中也指出，由于相变导致焊缝产生压应力，改善了焊接接头疲劳寿命。

此外，由于焊缝金属冷却过程产生的收缩，也影响最终焊接残余应力。

2.2.3 关于焊接残余应力的研究

焊接应力与应变是焊接领域研究的重要问题之一，第 1 章中介绍了近年来关于焊接残余应力的部分研究工作，实际上，国内外许多学者，如尼古拉也夫院士、关桥院士、田锡唐教授等很早就在这一领域做了大量研究工作，取得了许多卓有成效的研究成果，例如低应力无变形焊接技术^[6]。

借助测量技术，目前对焊接残余应力的大小和分布已经有明确的认识，但对焊接残余应力产生的原因仍存在不同的观点。前苏联学者 H.O.奥凯尔勃洛姆根据一维条件下的残余塑变理论，指出焊接加热过程中焊缝和近缝区的金属热膨胀应变受到周围较冷金属的拘束，从而产生压缩塑性变形。焊接冷却过程该压缩塑性变形被拉伸抵消一部分，但焊后仍残留部分压缩塑性应变，称为残余压缩塑性应变。这是传统焊接残余应力分析理论的基础^[7]。

上述一维条件下的残余塑变理论假定焊缝处一直就是原来工件的一部分,经历了加热和冷却的全过程,就好像无填充焊丝的 TIG 热源在薄板表面走一道焊缝一样。然而大多数的情况是焊缝处原来有坡口和间隙,焊接时被熔化的金属所填充,因而焊缝可以说是直接从高温冷却下来的,这样焊缝处从高温冷却下来受到周围的拘束只会产生拉伸塑性应变,焊后也不可能有残余压缩塑性应变。于是围绕残余塑变理论,在焊接领域进行了广泛的讨论。

文献^[8]指出,对于焊缝金属来说,并不存在加热阶段。在冷却过程中除相变外,都受到拉伸。也就是说不存在压缩,更不会出现压缩塑性变形。文献^[9]也认为对焊缝而言,只有冷却过程。在冷却过程中,焊缝收缩受阻将产生拉应力和拉伸变形,不存在压缩塑性变形。在接近熔点温度,熔合区处拉应变出现最大值,在熔合区两侧,随着到熔合区距离的增加,拉应变急剧减少。文献^[10]则采用两端拘束杆件和长板条焊件的一维简化模型,分析比较了经受加热与冷却热循环以及直接从高温冷却下来时的应变历史。结果表明,前者存在残余压缩塑性应变,后者存在残余热收缩应变。两者对产生残余应力的作用完全是等价的。从而也表明传统的残余塑变理论仍然是合适的,进而提出了固有应变概念,在焊接过程中,固有应变为塑性应变、热应变和相变应变的总和,在焊后固有应变则是它们残余应变之和,包括残余压缩塑性应变和残余热收缩应变等。固有应变存在于焊缝及近缝区,是产生残余应力与应变的根源。文献^[11]指出虽然残余压缩应变和残余收缩应变在导致焊接残余应力产生的作用方面是等价的,但其机理却有本质的不同,区别二者有利于研究和开发新的焊接残余应力调控技术。焊缝金属冷却时收缩受制也是导致焊接残余应力产生的重要原因。

综合以上研究结果,可以认为,焊缝金属冷却过程的收缩塑性变形和近缝区金属的压缩塑性变形的共同作用是导致焊接结构的残余应力的主要原因。

2.3 焊接残余应力的分布

焊接结构残余应力的分布一般可通过在距离焊缝不同位置的测量而得到。对于厚度小于 20 毫米的钢板常规电弧焊焊接结构,沿板厚度方向的应力很小,可以忽略,结构的残余应力可以看成二维平面应力。通常把平行焊缝方向的应力称为纵向应力,用 σ_x 表示,垂直焊缝方向的应力称为横向应力,用 σ_y 表示

(一) 纵向残余应力

图 2-4 中 D-D 截面示意地表示了宽板对接接头纵向残余应力分布。在焊缝及近缝区中的纵向残余应力为拉伸应力。在低碳钢焊接结构中，焊缝区的拉伸应力一般可达到材料的屈服强度，在稍远处拉应力迅速下降，进而变化为残余压应力。以焊缝为中心，残余应力呈左右对称分布。板的宽度对残余应力的分布，

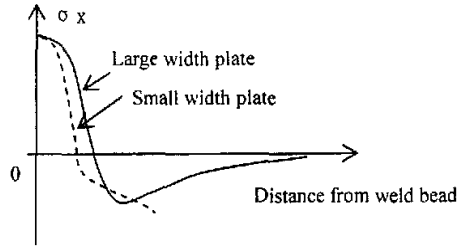


图 2.6 不同板宽下纵向残余应力分布示意图

Fig. 2-6 Sketch of residual stresses at different width plate

尤其对远离焊缝区的压应力分布有较大影响。图 2-6 示意表示了不同宽度板材纵向残余应力的分布（对称的另一半未画出）。

图 2-7 显示了沿整条焊缝上的纵向残余应力分布^[12]。在中部焊缝，纵向残余应力的大小、分布与图 2-6 相似，最大应力达到材料的屈服应力 σ_s ，该区域应力分布基本保持不变，称为稳定区。两端焊缝各有一个应力过渡区，在这个区域里，纵向应力 σ_x 比较低，离端面越近， σ_x 越小，在端面处为零。板的长度对

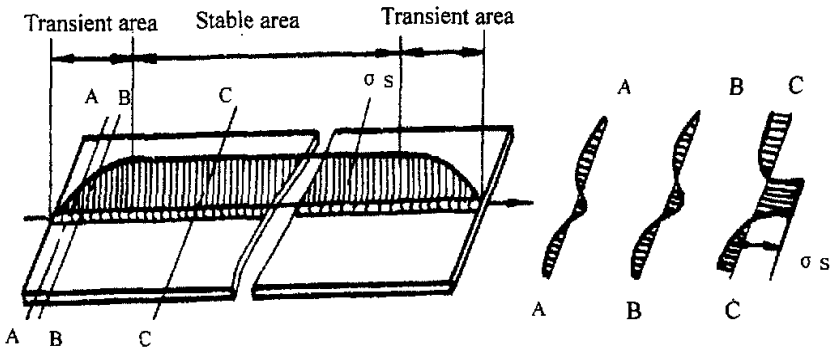


图 2-7 焊缝上纵向残余应力 σ_x 分布

Fig. 2-7 Longitudinal stress distribution along weld bead

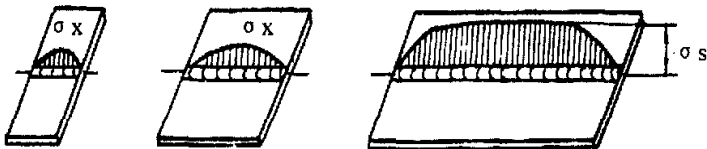


图 2-8 不同板长的焊接纵向残余应力分布

Fig. 2-8 longitudinal stress at different length welded plate

应力的分布也有重要影响，当焊接试板比较短时，就不存在应力分布稳定区域，焊缝上的纵向应力小于屈服强度，板越短纵向应力就越小，见图 2-8。

(二) 横向应力

垂直于焊缝的残余应力称为横向应力，在平板对接接头中，垂直焊缝的横向残余应力由两个原因引起，一是由焊缝及近缝区的纵向收缩导致的横向残余应力 σ_{y1} ，二是由焊缝及近缝区的横向收缩导致的横向残余应力 σ_{y2} ， σ_{y1} 与 σ_{y2} 的叠加形成了横行残余应力。

纵向收缩引起的横向应力可以通过分解焊缝方法进行研究。将焊接平板沿焊缝中心一分为二，两块都相当于一侧有一条焊缝，它们都将向外侧弯曲，如图 2-9 (b)，由此可以推断，焊缝两端存在压应力 σ_{y1} ，中心部分存在拉伸应力 σ_{y1} ，如图 2-9 (c) 所示。

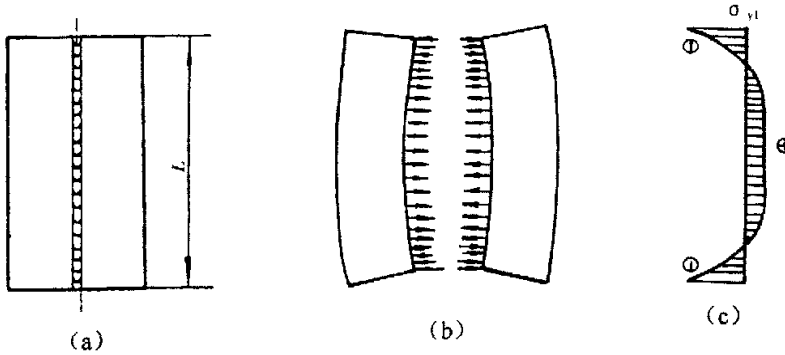


图 2.9 由纵向应力导致的横向应力 σ_{y1} 的分布
fig. 2-9 transverse stress(σ_{y1}) induced by longitudinal stress

焊缝及近缝区的横向收缩导致的横向残余应力 σ_{y2} 的分布与焊缝的焊接顺序有关。如果将一条焊缝分成两段焊接，那么采用中间向两端同时焊和两端向中间同时焊的方法，最终得到的残余应力 σ_{y2} 的分布完全相反。残余应力 σ_{y2} 分布的基本规律是最后焊的焊缝处横向收缩导致的横向残余应力为拉伸残余应力。

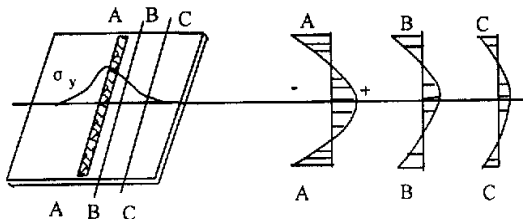


图 2-10 平行焊缝方向的横向应力分布
Fig. 2-10 Transverse stresses along the weld

横向残余应力的两个组成部分 σ_{y1} 与 σ_{y2} 是同时存在的, 最终的横向残余应力 σ_y 是两者的合成, 横向应力在与焊缝平行的各截面上的分布基本与焊缝截面上相似, 但离开焊缝的距离越远应力就越低(图 2-10)^[12]。

2.4 焊接残余应力的危害

(1) 对静载强度的影响

对于有良好的塑性变形能力的材料, 焊缝的残余应力在达到屈服后不再增加, 而对于一些塑性较差的金属材料, 在外载荷作用下, 由于没有足够的塑性变形产生, 加载过程中局部残余应力与载荷应力的不断叠加, 易达到材料的强度极限, 发生破坏; 对有严重应力集中的焊件, 残余应力的存在也会降低静载强度。

(2) 对尺寸稳定性的影响

焊后构件内存在较大的残余应力, 如果不经过处理, 直接进行机械切削加工, 由于原始残余应力的平衡遭到破坏, 残余应力重新分布, 构件将发生变形, 严重影响构件的加工精度。同时, 由于焊后残余应力是不稳定的, 随构件存放时间、温度而变化, 进而影响构件的尺寸。

(3) 对应力腐蚀开裂的影响

构件在特定的腐蚀介质中工作, 如果受到拉应力, 则构件上将有微小裂纹随时间增长而逐渐扩展, 最终导致应力腐蚀破坏。由于焊接构件存在较大的拉残余应力, 它与工作应力叠加, 使构件的应力腐蚀开裂倾向增加, 发生断裂所需要的时间缩短, 严重影响构件在介质中工作寿命。

总之, 焊接结构的残余应力在不同程度上影响了焊接结构的各种性能, 消除焊后残余应力, 在许多场合下是必须的工艺。

2.5 实测焊接残余应力

下面给出了一个焊接结构残余应力测量的实例, 可以了解焊缝残余应力的大小。图 2-11 和图 2-12 分别是上海蕴藻浜大桥的钢结构箱型梁和建造中的蕴藻浜大桥。钢结构箱型梁首先在车间用埋弧焊方法焊接加工成型, 然后运抵现场进行拼焊, 整个桥梁由多段箱型梁拼接形成。钢结构箱型梁有上下表面焊缝和中间加强筋焊缝。残余应力测量的点位于上表面焊缝, 采用盲孔法测量焊缝上的残余应力。

盲孔法(或钻孔法)与 X 射线衍射测量法是两种目前广泛应用的残余应力

测量方法，前者在工程应用中，尤其是焊接领域中应用更常见^[13,14,15]。盲孔法是



图 2-11 蕴藻浜大桥的钢结构箱型梁

Fig.2-11 Steel structure beam of Yun-zhao-bang bridge



图 2-12 建造中的蕴藻浜大桥

Fig. 2-12 Yun-zhao-bang bridge in constructing

近似于无损检测的方法，它是在被测量部位粘贴应变片，然后，在被测部位钻一个小盲孔（直径、深度约 2mm），根据钻孔后应变片的应变变化确定被测部位的残余应力。应变测量一般采用多应变片的应变花，它们之间保持一定角度，若钻孔后各应变片的应变量是 ε_1 、 ε_2 、 ε_3 ，根据力学分析，盲孔处的主应力及方向可用下式计算：

$$\sigma_{\max} = \frac{(\varepsilon_1 + \varepsilon_3)}{4A} + \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)}{4B \cos \gamma} \quad (2-2)$$

$$\sigma_{\min} = \frac{(\varepsilon_1 + \varepsilon_3)}{4A} - \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)}{4B \cos \gamma} \quad (2-3)$$

$$\gamma = \lg^{-1} \left(\frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3} \right) \quad (2-4)$$

式中 A, B 是与材料性能相关的应变释放系数，通过标定试验取得。把已贴片钻孔的标定试验板夹持到拉伸试验机上，将载荷应力 (σ_x) 的方向与两个应变片分别平行和垂直，利用 $\sigma_x \neq 0, \sigma_y = 0$ 的条件，解得方程：

$$A = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2\sigma_x}, \quad B = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2\sigma_x} \quad (2-5)$$

通过分级加载，求出多个 A, B 值，最后求平均值得出 A, B 值。上面所述的应变都应该减去钻孔加工塑性应变，钻孔加工塑性应变也由试验测定。

图 2-13 显示了箱型梁表面埋弧焊缝及位于焊缝应力测量点上的应变片，测量点附近的焊缝表面经过打磨，以便粘贴应变片。应变片采用上海应变计厂 HY120-2CF 型应变片，电阻 $R=120 \Omega$ ，灵敏度系数 $K=2.00 \sim 2.25$ ，钻孔速度

0.2mm/min, 孔深度 2mm。测量方法参考美国 ASTM 有关标准 [16]。

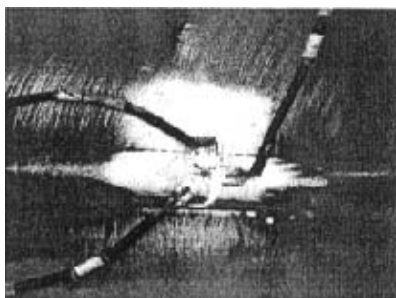


图 2-13 箱型梁表面焊缝及测量点
Fig.2-13 weld bead and testing point on the beam

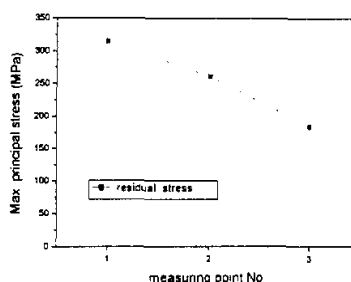


图 2-14 箱型梁焊缝表面残余应力测量结果
Fig. 2-14 Measured residual stress on the beam

钢结构箱型梁制造用材料为 Q345, 其屈服强度约为 345MPa。图 2-14 是 3 个测量点的最大主应力测量结果。残余应力测量结果显示, 表面焊缝最大主残余应力为 315MPa, 接近母材的屈服强度, 平均最大主残余应力超过 200MPa。

2.6 焊接残余应力的降低和消除

由于焊接残余应力对构件的应用有重要的影响, 因此如何降低和消除焊接构件的残余应力是焊接工作者的一个重要课题, 降低和消除残余应力的措施很多, 有的在焊接过程中实施, 有的在焊后实施。

2.6.1 焊前及焊接过程中采取的降低残余应力工艺

(1) 采用合理的焊接顺序和方向

合理的焊接顺序和方向对最后焊接构件的变形和残余应力有重要影响。采用的方法根据构件的形状而不同, 遵循的原则是使构件在焊接过程中有自由膨胀的余地, 防止先完成的焊缝对后焊焊缝形成刚性拘束; 在焊接对称焊缝时, 在对称位置同时进行焊接; 在平板拼接焊时, 先焊错开的短焊缝, 后焊直通长焊缝。

(2) 预变形、预应力焊接工艺

在焊接封闭焊缝或其他刚性较大、自由度较小的焊缝时, 通过焊前给构件施加反向预变形来增加焊缝的自由度, 减少焊后的残余应力。另外, 通过局部热态预应变进行的低应力无变形焊接技术 (LSDN) [17], 也是这类工艺的发展。

(3) 振动焊接工艺

振动焊接是在正常焊接过程中给焊件施加周期性的机械振动, 以降低焊接残余应力, 提高焊接质量的一种焊接工艺。机械振动的幅度大小、振动频率处于可

控状态,它是在振动时效技术基础上发展起来的一项新技术。振动焊接不仅能降低焊接残余应力,而且能够大大改善焊接质量,提高焊缝的力学性能。同时,由于应力释放是在焊接过程中进行的,因而省去了焊后消除应力的工序,从而缩短了生产周期,降低了生产成本^[18]。本文对这一工艺也进行了相关的研究。

2.6.2 焊后构件降低残余应力工艺

(1) 焊后热处理工艺

焊后热处理是将焊接构件整体或局部均匀加热到某一合适的温度,在该温度下保持一定的时间,然后使其均匀冷却到室温。从图 2-3 可知,低碳钢材料的屈服强度在高于 500℃后有明显的下降,热处理工艺降低残余应力的原理是金属材料的屈服强度随温度升高而降低,在保温过程中发生残余应力的松弛而消除应力。热处理温度、保温时间、加热和冷却速度都对残余应力的消除效果有影响。由于加热过程中,残余应力将减低到加热温度下的材料的屈服应力,因此,加热温度的选择是十分重要的。如果条件许可,加热温度越接近材料的再结晶温度,消除残余应力的效果越好。

对某些大型焊接构件,局部热处理也是常用的消除残余应力方法。这种工艺主要是对焊缝周围的局部进行加热处理,其消应力效果不如整体热处理,处理不当时,可能会使焊件某些部位残余应力增加^[15]。

另一类局部热处理方法是 TIG 重熔,TIG 重熔焊缝工艺技术是利用钨极氩弧焊钨极与工件间产生的电弧热量为热源,将焊趾重新熔化,使可能存在的咬边、小夹渣等缺陷被清除,同时形成了过渡均匀的重熔区,使焊缝横截面形状显著改善,减小应力集中,降低焊缝的残余应力,改善焊接接头疲劳强度^[19]。

焊后热处理是目前最常用的焊接构件消除残余应力工艺,消残余应力的效果一般大于 60%,但该工艺在应用时也存在许多问题。对于由不同膨胀系数的金属焊接而成的构件,例如奥氏体钢和马氏体钢、奥氏体钢和珠光钢,虽然热处理可以消除部分焊接残余应力,但又会由于不同膨胀而导致新的残余应力。一般热处理都在加热炉内进行,但当焊接构件的尺寸很大(或超长,超高)时,就难于进行整体热处理,而局部的热处理又容易引起新的应力。由于热处理要加热到一定的温度进行,因此,除非加入保护气体,构件表面的氧化不可避免,对有抗氧化保护层的金属,热处理工艺可能会损坏表面的保护。

热处理工艺可以比较多地消除焊接残余应力,但也往往使低合金钢和高强度钢材质下降,可能产生再热裂纹,有时还能引起局部热应变脆化,所以要针对具体焊接构件和材料性能进行综合评价后进行。

(2) 焊后焊缝的锤击、挤压和冲击工艺

焊后锤击一般是采用手工操作。每焊一道焊缝,用斗带小弧面的风枪或小手锤均匀和适度地锤击焊缝区域,使焊缝得到塑性延伸,从而降低焊缝残余应力^[20]。焊后锤击工艺简单,操作容易,因此被经常采用。美国国家标准 AWS D1.1 钢结构焊接工艺参数也指出,为了控制厚板焊缝中的收缩应力,可对中间焊层进行锤击,以防止开裂或变形^[21]。在我国的神舟系列载人飞船返回舱的制造中,为了控制焊接变形和降低焊接残余应力,对焊后飞船整体结构采用了焊缝逐点挤压、风动锤击等减少变形消除焊接残余应力技术,改善了焊接残余应力的分布,使返回舱变形控制在技术要求的范围内。

采用焊缝冲击方法消除残余应力工艺主要是指超声冲击工艺。超声冲击(UIT, ultrasonic impact treatment)的基本原理是利用大功率超声波推动冲击工具以16KHz 上的频率冲击金属表面,由于超声波的高频、高效和聚焦下的大能量,使焊缝金属表层产生较大的塑性变形,同时超声冲击波改变了原有的应力场,产生一定数值的压应力,焊接残余应力得以降低^[22,23,24]。

(3) 拉伸工艺

如前所述,焊接接头及其附近一般为拉应力区,对碳钢残余应力达到屈服强度,这是焊接过程中焊缝及近缝区的压缩和收缩塑性变形所造成。如果将构件沿拉应力方向进行一次拉伸加载时,拉应力区在外载的作用下产生拉伸塑性变形,

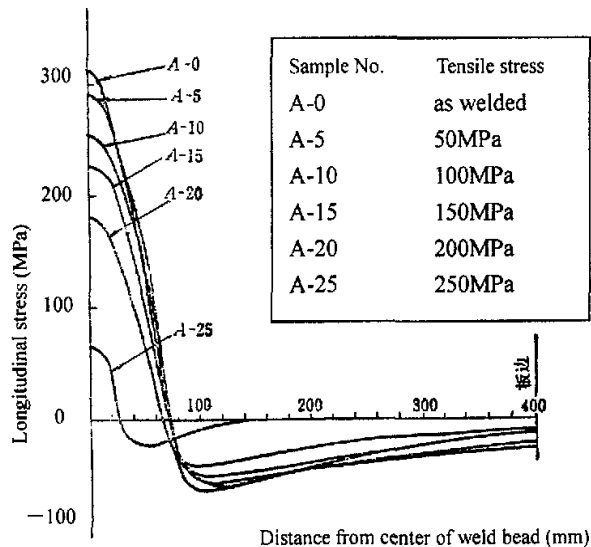


图 2-15 拉伸引起焊缝纵向残余应力分布的变化

Fig. 2-15 longitudinal residual stress distribution under tensile load

它的方向与焊接时产生的原有塑性变形相反，抵消了原有塑性变形，残余应力得到释放。拉伸塑性变形越大，抵消得越多，残余应力就消除得越彻底。图 2-15^[3]显示了五种不同拉伸应力作用后，焊缝及近缝区残余应力与未拉伸试件的比较，可以看到焊缝区峰值残余应力的减小值，大约与拉伸产生的平均应力值相当。

另一种拉伸消除应力工艺被称为温差拉伸工艺^[25]，其基本原理与上面介绍的机械拉伸方法相同，所不同的是温差拉伸法利用局部加热的温差来达到拉伸的目的。具体的办法是在焊缝的两侧各用一适当宽度的氧-乙炔火焰对焊缝两边加热，在火焰炬的后面一定距离用一带有排水孔的水管喷头冷却，火焰炬与水管以相同的速度向前运动，如图 2-16 所示。这样造成一个焊缝两侧温度高（约 200 度），焊缝区温度低（约 100 度）

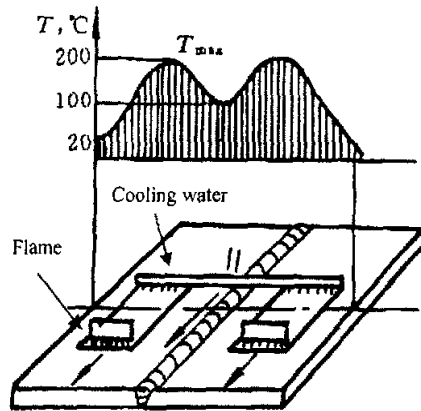


图 2-16 温差拉伸法消残余应力

Fig. 2-16 reduce residual stress using temperature difference

的温度场，两侧的金属受热膨胀对温度较低的焊缝区进行拉伸，使之产生拉伸塑性变形，从而抵消原有压缩塑性变形，导致残余应力消除。

(4) 振动时效

振动时效又称振动消除应力法，是将焊接构件在其特定频率下进行数分钟至数十分钟的振动处理，以振动的形式给工件施加动应力，当动应力与残余应力叠加后，达到或超过材料的屈服极限时，工件发生微观或宏观塑性变形，从而降低和均化工件内的残余应力，使尺寸精度获得稳定。由于振动时效可在加工现场进行，处理时间短（一般 10~30 分钟一次），能量消耗少，工艺简单，无环境污染，消应力效果可以达到 20%~50%的水平，因此这一技术在许多行业获得了应用，尤其对一些无法进行热处理的超大焊接结构件，振动时效工艺有明显的优势。关于振动时效技术的理论、应用研究，在国内、国外都有许多学者在进行中，取得了许多对应用有指导意义的成果^[26,27,28]。

(5) 爆炸法

这种方法上世纪 60 年代由乌克兰巴顿焊接研究所发明,我国在 80 年代初开始由中科院金属所对这一技术做了大量研究。这一技术采用适当的炸药,以一定的方式在焊接结构的高残余应力区引爆,利用爆炸产生的冲击波能量使残余应力区产生塑性变形,达到减少或消除残余应力的目的。这种技术通常应用在刚性良好、厚度较大的焊接构件残余应力的消除^[29,30]。

2.7 本章小结

- (1) 焊接过程是一个存在力场、热场、电场以及材料相变的动态冶金—凝固过程,焊缝金属在焊接热循环过程的收缩塑性变形和近缝区金属的压缩塑性变形的共同作用导致焊接结构的残余应力。
- (2) 分析和实测的结果都表明,焊缝的残余应力水平达到材料的屈服强度。焊接残余应力的存在降低了构件静载强度、影响构件的尺寸稳定、增加应力腐蚀开裂的倾向。
- (3) 针对不同的焊接材料、焊接结构和制造环境条件,应采用不同的消除焊接残余应力工艺。采用振动时效、振动焊接工艺降低和均化焊接残余应力,保证构件的尺寸稳定是一种简便、环保、廉价的工艺。

参考文献

- [1] 田锡唐. 焊接结构. 北京: 机械工业出版社, 1982.9
- [2] 焦馥杰. 焊接结构分析基础. 上海: 上海科学技术文献出版社, 1991.6
- [3] 增渊兴一(日). 焊接结构分析. 北京: 机械工业出版社, 1985.11
- [4] P. Mabelly et al. Effect of metallurgical transformations on weld residual stresses -application to E690 steel grade. *Marine Structures*, 2001, 14: 553~567
- [5] P. Johan Singh, B. Guh, D.R.G. Achar. Fatigue life improvement of AISI 304L cruciform welded joints by cryogenic treatment. *Engineering Failure Analysis*, 2003, 10: 1~12
- [6] 关桥 等. 动态控制的低应力无变形焊接新技术. *焊接学报*, 1994, 15(1): 8~14
- [7] H.O.奥凯尔勃洛姆. 焊接应力与变形. 雷原译. 北京: 中国工业出版社, 1958
- [8] 田锡唐. 焊接结构. 北京: 机械工业出版社, 1997
- [9] 王者昌. 关于焊接残余应力消除原理的探讨. *焊接学报*, 2000, 21(2): 55~58.
- [10] 汪建华, 陆皓. 焊接残余应力形成机制与消除原理若干问题探讨. *焊接学报*, 2002, 23 (3): 75~79.
- [11] 游敏, 郑小玲 等. 关于焊接残余应力形成机制的探讨. *焊接学报*, 2003, 24 (2): 51~58.
- [12] 邹莱莲 等. 焊接理论及工艺基础. 北京: 北京航空航天大学出版社, 1994
- [13] D. George, D.J. Smith. Through thickness measurement of residual stresses in a stainless steel cylinder containing shallow and deep weld repairs. *International*

- Journal of Pressure Vessels and Piping, 2005, 82: 279-287
- [14] V.S. Pisarev, et al. Metrological justification of reflection hologram interferometry with respect to residual stresses determination by means of blind hole drilling. Optics and Lasers in Engineering, 2004, 41: 353-410
- [15] R.B. Tait, J. Press. An experimental study of the residual stresses, and their alleviation, in tube to tube-sheet welds of industrial boilers. Engineering Failure Analysis, 2001, 8: 15-27
- [16] Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gauge Method, ASTM Standard E 837-1995.
- [17] 关桥,郭德伦 等. 薄壁构件低应力无变形焊接法及设备. 中国专利, N 8710059, 1987.
- [18] 张德芬,宋天民 等. 机械振动焊接对残余应力的影响及机理分析. 抚顺石油学院学报, 2001, 21(1): 53~56
- [19] 赵静彬 等. TIG 重熔工艺对焊缝区残余应力的影响. 焊接技术, 2003, 32(6): 10~11
- [20] 米谷茂. 残余应力的产生和对策. 北京: 机械工业出版社, 1983年4月
- [21] 钢结构焊接规范. 美国国家标准 AWS D1. 1/D1. 1M: 2002
- [22] Statnikov, Esh. Application of operational ultrasonic impact treatment technologies in production of welded joints, IIW/IIIS, Doc.XIII-1668-97, 1997
- [23] Statnikov E S, Muktepavel V O, Troufiakov V J, et al. Comparison of ultrasonic impact treatment and other fatigue life improvement methods. Welding in the World, 2002, 46 (3/4): 200~32.
- [24] 王东坡,张玉凤,霍立兴. 超声冲击处理焊接接头焊趾区材料的疲劳性能. 天津大学学报, 2001, 34(1): 13~17
- [25] 机械工程学会焊接分会. 焊选手册(第3卷). 北京: 机械工业出版社, 1992
- [26] Roger Claxton, Adrian Bentley. Vibratory stress relief-recent developments. Metallurgia, 1999, (May): 49~53
- [27] 卢诚磊,倪纯珍,陈立功,饶德林,朱政强. 振动时效在 HT-7U 工程 304L 大底板焊后消应力中的应用. 焊接技术, 2004, 33(2): 32~33
- [28] 付建科,游敏 等. 振动时效技术及其在大型焊接结构件上的应用. 三峡大学学报(自然科学版), 2003, 25(6): 534~537
- [29] 张书奎 等. 浅析焊接残余应力及其消除方法. 冶金动力, 1996, (6): 38~41
- [30] 侯海量,朱锡,刘润泉. 爆炸消除 921 A 钢焊接残余应力试验. 焊接学报, 2004, 25(1): 119~123

第三章 焊接结构振动时效工艺及效果评价研究

前面的序论中简要提到, 振动时效是通过给工件施加一机械振动作用, 以降低工件中残余应力的大小, 保持工件尺寸的稳定的方法。这一章将详细介绍振动时效工艺及相关的工艺参数, 从宏观和微观分析振动时效的机理, 指出了热时效与振动时效微观机理上的区别; 比较了各种振动时效效果评价方法, 介绍了磁浮轨道梁焊接结构的实际振动时效工艺及时效效果的评价与分析。

3.1 振动时效工艺

图 4-1 是振动时效工艺处理示意图。

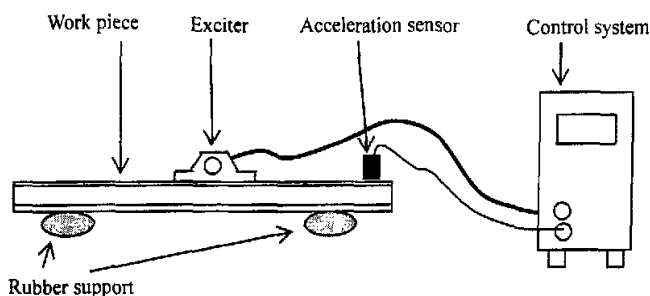


图 3-1 振动时效工艺示意图

Fig.3-1 Sketch of vibratory stress relief processing

振动时效可以解释为一个闭环控制的“激励-响应”振动体系。常用的“激励源”（激振器）是一个有偏心质量的电机, 偏心质量的旋转运动产生激振力, 激振力的大小可以通过调节偏心距达到。用 C 型夹将激振器与工件刚性固定; 工件被放置在弹性支撑体上, 弹性支撑一般是橡胶垫, 以便于工件在振动时效过程中呈“弹性悬浮”状况。加速度传感器一般通过磁性吸铁吸附在工件上(对非磁性材料如 304L 无磁不锈钢, 则可用 502 胶粘贴), 将振动过程工件的“响应”(振动加速度)传递回控制系统。控制系统是振动时效设备的核心, 它检测振动过程的振动加速度的变化, 控制偏心电机的旋转速度和振动持续时间。通过检测系统的振动加速度幅度, 找到系统的共振频率, 控制系统在共振或亚共振状态下振动, 以获得足够大的振动动应力。振动时效处理结束后, 控制系统打印的振动加速度、转速和振动处理时间的相关图, 可用来评定振动时效的工艺效果。与振动时效工艺相关的工艺参数主要有以下几个。

(1) 振动频率

虽然从理论上讲,构件在任何频率下振动都能获得减少残余应力和稳定尺寸的效果,但是,最经济而简便的方法是共振处理,即振动频率等于构件固有频率,因为在共振状态下,可用最小的振动能量使被振动构件获得最大的振幅,产生最大的振动应力,尽可能多地消除构件的残余应力,但因构件残余应力降低通常会导致固有频率的降低,实际振动时效时,常选择比扫频确认峰值频率略低的亚共振频率上振动,以保证固有频率下降后,仍能进行有效的振动。由于一个激振器的振动频率范围是固定的,所以只能要求构件的固有频率适应激振器的工作频率,目前,有些振动控制系统能在倍频、分频或谐波下进行振动处理,有更广泛的适应性。

(2) 激振与支撑

激振器一般安装在构件振动的波峰处,这样的安装可以用最小的能量激发构件产生较大的振动。必须对被振动构件进行支撑,以防止工作平台面或地面对振动的干涉及产生撞击噪声。构件的支撑位置一般选择在振动的节点处,可以降低支撑点对振动能的吸收。由于对一个构件可以采用不同的振型,振动过程频率也是变化的,故实际节点与支撑位置会有差异。为了避免在振动时效过程中需进行繁琐的支撑位置调整,在实际操作中则按低阶共振确定激振与支撑位置,采用“弹性悬浮”支撑来替代“节点”支撑,在改变振动频率和振型时不再改变支撑位置。支撑物一般采用橡胶、软木或其他弹性物体,其作为弹性储能单元,可减少振动能量的损失,又利于振动过程中构件的振动变形。

(3) 振型

构件表面上所有质点振动的包络线(面),即为振型,常用的振型包括弯曲、扭转、扭曲、钟振型和鼓振型,以及两种振型结合而得到的混合振型。激振器位置和构件支撑方式确定了构件振动时效时的振型。构件振动时效时具体选择何种振型需要综合考虑结构尺寸、形状、焊缝位置等参数。当构件的体积较大时,可以在构件不同激振位置多次振动时效;当构件体积较小时,还可以将多个构件组合在一起进行振动处理,又称为组合振动。

图 3-2 是 100 吨大型行车梁,梁长 30 米,全焊接结构,有一定的上拱度,焊后采用振动时效工艺消除残余应力,保持结构尺寸稳定。振动时效时,梁两端

支撑，激振器位于梁的中部，振动垂直于梁的长度方向，是典型的弯曲振型。

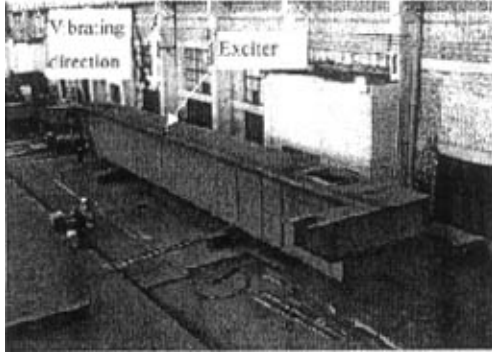


图 3-2 行车梁的振动时效

Fig.3-2 VSR of the crane beam

桶形焊接构件振动时效一般采用鼓振型进行，图 3-3 是港口机械用吊机卷筒的振动时效，激振器固定于桶体一端面上，振动方向垂直于端面，类似击鼓时的振动方式。

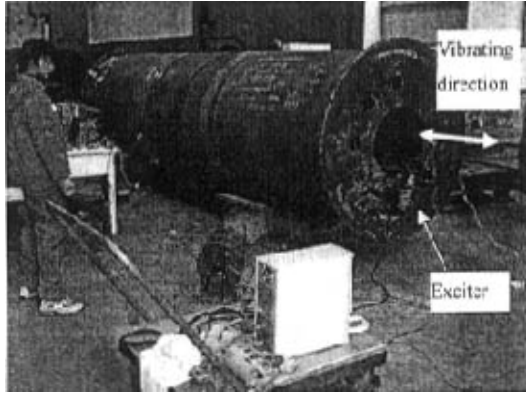


图 3-3 吊机卷筒的振动时效

Fig.3-3 the VSR of the drum of hoist machine

(4) 振动动应力

振动时效过程中，激振器产生交变的动应力，该应力与构件的残余应力的叠加，将使构件产生局部塑性变形，而使残余应力下降和均匀分布，显然，动应力是振动时效重要的工艺参数。对于旋转偏心质量激振器，一般通过调节偏心距的大小改变动应力。在关于焊接构件振动时效的 JB/T10375-2002 标准中，规定动应力幅值应达到构件工作应力的 $1/3 \sim 2/3$ 。动应力可按式估算^[1]：

$$(\sigma_b - \sigma_s) / 3 \leq \sigma_d \leq \sigma_b / 3 \quad (3-1)$$

式中： σ_d 为动应力幅值； σ_s 为材料的屈服强度； σ_b 为材料的抗拉强度。动应力幅值控制与构件的应力集中情况有关，当构件几何形状均匀、接头应力集中系数较小时，动应力可取上限值 ($\sigma_b/3$)；当构件几何形状不均匀、接头应力集中系数较大时，动应力可取下限值 ($(\sigma_b - \sigma_s) / 3$)。

作为一种常温下的消除残余应力工艺，振动时效还可以与其它工艺，如振动焊接工艺，互相配合使用，以达到更好的消除残余应力目的。例如，对加工周期较长，且残余应力对加工质量有影响的焊接构件，当振动时效不能完全满足消应力要求时，可将振动时效工艺与其他消应力工艺复合运用，如振动焊接+振动时效复合工艺；振动时效+热时效复合工艺；振动时效+焊缝锤击或焊缝超声冲击复合工艺等。

3.2 振动时效的应力变化机理

从第 2 章的分析可知，低碳钢平板焊缝及近缝区的残余应力分布如图 3-4 中曲线 1 所示。靠近焊缝位置是拉残余应力，板边缘是压应力。当平板试样受到平行焊缝方向的外加拉应力 σ 作用时，残余应力与外加拉应力叠加，试样的应力分布将发生变化，由于焊缝区域的残余应力已达到材料的屈服强度 σ_s ，故在拉应力作用下只发生塑性变形，应力不再升高，而其他残余应力未达到屈服强度部分承担外加载荷，随外加拉应力的增加，试样的

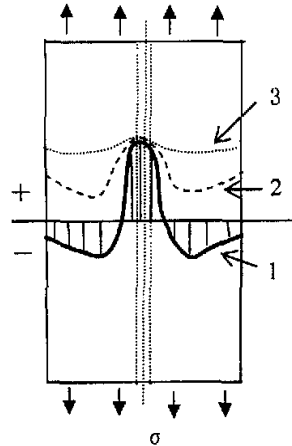


图 3-4 平板焊缝的纵向静拉分析
Fig.3-4 tensile stress on welded plate

的应力分布由曲线 1 变成曲线 2，屈服区域逐渐增大，直到整个断面全部达到屈服，应力分布如曲线 3 所示^[2]。从整体上看，材料的屈服应力没有变化，但不同部位屈服有先后，焊缝附近由于有高的残余应力，所以总是先发生屈服。

振动处理是对构件施加一循环应力，而残余应力相当于平均应力而改变了总应力水平。但在循环应力作用下，残余应力是一个不稳定的力学量，在振动处理过程中逐渐下降，使总应力水平降低。美国学者 G.P. Wozney 和 G.R.Crawmer 根据 J.D.Lubahn 的工作，提出了循环载荷作用下金属构件中残余应力消除的模型

[3]。设初始的残余应力接近材料的屈服应力，即在图 3-5 的点 A，相应的应力、应变为 σ_A 和 ε_A 。

假设材料受到循环载荷作用，循环应变幅度固定为 $\Delta\varepsilon$ ，见图 3-5，第一周的应力应变循环沿路径 ACDB，卸载的初期 CD 段平行于弹性曲线，而在卸载后期，由于包辛格效应（Bauschinger effect），卸载曲线将由 DB' 偏移到 DB ，继续加载将会有同样的变化，直到最终达到稳定的应力应变环 $C'EB'E'C'$ ，称为

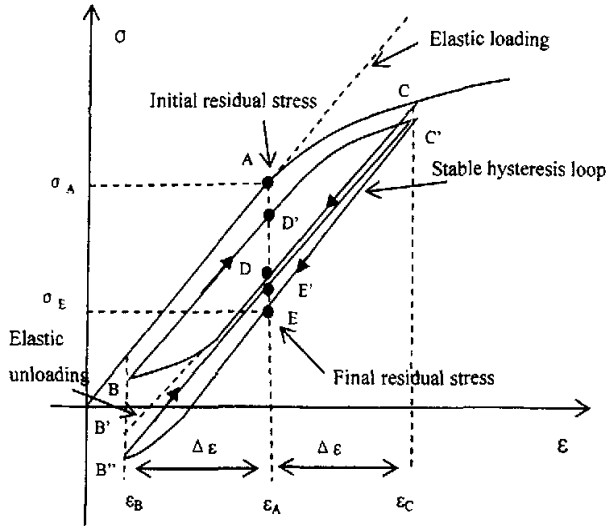


图 3-5 循环载荷作用下的应力应变

Fig.3-5 Stress and strain under cyclic loading

滞环，进一步加循环载荷，应力应变曲线不再变化。将循环载荷去除后，材料的残余应力将重新分布。如果材料的应变回到初始的 ε_A ，材料的残余应力将降低到 σ_E ，即图 3-5 中的 E 点。

上述模型，从宏观上论述了循环载荷作用消除残余应力的机理，指出循环动应力 (σ_d) 与残余应力 (σ_r) 的叠加要大于材料的屈服应力，即：

$$\sigma_d + \sigma_r > \sigma_s \quad (3-2)$$

由于焊缝区域的残余应力达到或接近材料的屈服应力，因此，一般认为，这也是振动时效消除残余应力的宏观机理。但这一模型忽略了材料循环硬化或软化效应，在循环载荷作用下，材料的屈服应力与单向载荷下的屈服应力有所不同。我国学者许炆指出，材料的屈服极限和瞬时应力并非定值，而是随应变率的提高而增大，此即所谓应变率效应。就是说，屈服极限有静态与动态之分，在应变率较高情况下，材料的屈服强度可达到静态屈服强度的 2~3 倍，很难满足式(3-2)的要求，构件残余应力的降低是由于剪切动应力作用下的微观塑性变形所致^[4]。

在循环应力作用下金属所表现的宏观特性中，不论是从亚稳定到稳定状态的

应力—应变特性变化，还是循环硬化和循环软化，都与过程中塑性变形的发生与发展有密切关系，而塑性变形则是位错运动和增殖所致，由此可见，振动时效过程的机理与位错运动、变化有密切的关系。下面从位错角度对振动时效的微观机理进行一下考察。

金属材料屈服强度标志着金属起始塑性变形的抗力，它取决于位错在晶体中运动受到阻力。纯金属屈服强度主要取决于位错运动时受到的点阵阻力、摩擦阻力和界面阻力，其表达

式为：

$$\tau_s = \tau_p + A\sqrt{\rho} + K/\sqrt{d} \quad (3-3)$$

式中： τ_p 代表位错在完整晶体中运动时，越过势垒所需要的派—纳力，与晶体结构和原子间作用力有关。A 是与晶体本性、位错结构和分布有关的系数， ρ 表示位错密度，K 代表位错在障碍物前被塞积程度的常数，d 是晶粒尺寸。

由式(3-3)可以看出，倘若金属晶体结构和晶粒尺寸一定时，则纯金属屈服强度主要取决于位错密度。对多相合金而言，溶质原子在晶格中产生应力场，它与位错弹性应力场之间产生相互作用，如果由于某种原因(例如受迫振动)，溶质原子扩散到刃型位错附近，溶质原子就会被吸附到位错线附近，导致位错运动阻力增加。如果溶质原子与位错作用强烈，位错处于稳定状态。溶质原子对位错的钉扎作用，使金属晶体抗变形能力增加。由此可知，多相合金屈服强度不仅取决于位错运动所遇到的点阵阻力、摩擦阻力和界面阻力，并且还取决于溶质原子对位错的钉扎作用。显然，所有这些阻力都与位错密度有关。

焦馥杰通过对振动时效后焊缝附近金属中位错密度的透射电镜观察，指出经过振动时效后，焊缝附近金属的位错密度有显著的增加，而随振动时间的延长，位错密度的增加逐渐变慢，并趋于稳定^[5]。宋天民等更进一步指出^[6]，振动时效的实质就是金属材料内部晶体位错运动、增殖、塞积和缠结过程，振动时效的效果是由于位错组态和密度变化的结果。芦亚萍也通过振动时效前后的电镜观察结果，指出了位错的缠结和位错密度的增加^[7]。

综合以上研究，可以认为宏观上局部的塑性变形和微观上位错的增殖、塞积是振动时效的主要机理。

3.3 振动时效与热时效比较

热时效作为常见的消除残余应力工艺已经有广泛的应用,而振动时效工艺在许多工程应用中也获得了满意的效果,从消除残余应力机理和工艺实施两方面将它们进行比较,有利于深入了解两种工艺的特点。

热时效时,由于温度的升高,晶体内有间隙原子和空位的运动,大量空位移到晶界或晶体表面或与间隙原子合并而彼此消失,这使晶格畸变得以减少。另一方面,温度升高,材料的屈服强度明显下降,在残余应力的作用,有微量的塑性应变发生,同时,原子有了较大动能,位错开始运动,随着位错从高能态的混杂排列向低能态的规则排列转变,最后形成垂直排列的位错墙,晶粒内部变得较完整,位错密度降低,晶体内应力大大下降。热处理后的金属以低位错密度为特征,对退火态的金属材料,位错密度约 $10^7 \sim 10^8/\text{cm}^2$,而经过强烈冷加工硬化的金属材料,位错密度可达到 $10^{11} \sim 10^{12}/\text{cm}^2$ 。^[8]

对比上一节振动时效的机理分析,可以看到,热时效与振动时效都可以消除残余应力,但两者机理有明显的区别,热时效处理降低了金属材料的位错密度,导致金属更易滑移,抗变形能力减小;而振动时效处理正好相反,增加了金属材料的位错密度,提高了金属材料抗变形能力。

在工艺实施方面,与传统的热时效技术比较,振动时效技术有以下一些特点。

(1) 时效效果

大量的研究和实际应用证明,振动时效对工件的时效效果好于烧煤、重油和煤气的热时效炉,而基本与电炉的时效效果相近,因为振动时效不仅克服了热时效炉温不均而造成消除应力不均匀之难题,而且避免了工件因加热而降低其抗变形能力的影响,所以一般经振动时效处理的工件较一般热时效处理的工件的尺寸稳定性可提高30%以上。经过振动时效处理的构件,其残余应力峰值下降可以达到20%~50%,稍逊于热时效处理的水平^[9,10],但经过振动时效后,构件抗变形能力得到了提高。

(2) 投资与工艺灵活性

振动时效设备的价格一般在6-10万元左右,就能满足几百吨以下工件的时效处理,而对大型工件建造热时效炉窑不仅投资巨大,而且占地面积大,应用起来不灵活,如果工件少还不值得开炉,工件太大时又装不进炉等。

振动时效技术的使用不受场地、工件大小、形状、重量等条件的限制，由于振动时效设备只有几十公斤，所以对大型工件可就地进行时效处理。同时根据工艺要求可安排在工件不同的加工工序间进行时效处理。

(3) 环境污染问题

随着人们对环境要求的提高，热时效炉窑的烟气、粉尘、炉渣问题已受到限制，振动时效则能完全避免，并且对构件表面没有氧化作用。这也是振动时效技术被环保部门近几年一直推广的原因。

(4) 效率与节能

振动时效处理一个周期下来只用几度电，与热时效比较起来其节能基本在95%以上。自然时效需经6个月至一年时间，热时效也需要十几至几十个小时一个周期，而振动时效只需十几分钟至一个小时即可完成。

显然，在工艺实施的节能、环保和应用灵活性方面，振动时效有较大的优点。但由于振动时效在常温下进行，不改变焊缝的金相组织，没有热时效下的焊缝除氢及恢复材料塑性的功能，因此对有抗脆断要求的焊接构件，并不推荐使用振动时效作为最终时效工艺。

虽然振动时效工艺不能取代热时效工艺，但在许多工程结构中，受到结构尺寸、表面状态、处理周期等因素制约，振动时效成为唯一可采用的降低焊接残余应力的方法。对一些不宜高温热时效的材料和零件的处理，如不锈钢件、有色金属件、修复焊后机械零件等等，振动时效是热时效的良好替代方法。

3.4 振动时效工艺效果的评价

根据振动时效标准，振动时效的消应力效果主要有参数曲线观测法和实测法两类，前者是定性评价方法，后者是定量评价方法。实测法包括构件尺寸精度稳定性测量和残余应力测量两种。

(1) 尺寸精度稳定性测量法

利用昼夜的温差和复杂多样的“环境震荡”，使金属发生缓慢、细微的收缩和膨胀、残余应力得到缓慢释放；在一定的周期内残余应力的释放量与原始残余应力水平相关。应用这个原理，将经过振动时效的金属构件处于静置状态，不断测量其宏观尺寸的变化，通过静变形测量可以对振动时效工艺效果进行评估。但这种方法的时间周长，且对构件放置场地和测量参考点的自身稳定性有一定要

求，故目前很少使用。

(2) 残余应力实测法

测量构件振动时效前后残余应力的变化是评价工艺效果的重要方法，用振前和振后的应力平均值计算应力降低率。目前主要有如下几种残余应力的测量方法：

盲孔法（标准推荐）：用机械钻孔或其他方法除去一部分材料，使原有残余应力松弛，产生弹性变形，根据应变片变形量的大小计算残余应力。另外，利用切割的方法将残余应力释放，用应变片也可以得到残余应力的大小，称为切割法。

X 射线衍射法（标准推荐）：根据金属材料中存在残余应力时出现的衍射线位移，推出相应晶面之间的应变量，根据应力应变的关系，计算出应力值。

中子衍射法：原理同 X 射线衍射法，可测量深层（厘米级）应力。

应力敏感性法：根据金属材料的某些对残余应力比较敏感的性能，如磁性、声波的传播速度和硬度等，在金属材料内存在残余应力时，这些性能会发生明显的变化，测量这种变化，可以推算出残余应力的数值。应力敏感性测量法中的一个主要问题是如何准确进行参数的标定。

盲孔法和 X 射线衍射法是目前应用最多的方法，中子衍射法由于能测量深层应力，近年在国外研究得比较多^[11, 12, 13]，受条件制约，我国目前还没有这种测量方法的研究报道。

应力敏感性测量法中，利用巴克豪森磁测量方法由于操作简单而受到比较多的关注，文献^[14]分析了应力与巴克豪森信号的关系，文献^[15]利用改进的巴克豪森法测量焊管的残余应力，并与切割法进行了比较。另外，利用材料硬度与应力的关系也可以测量应力的大小，文献^[16]就采用压痕法测量焊接残余应力，研究焊后及热处理后残余应力的变化，并与切割法测量结果进行了比较。

(3) 参数曲线观测法

振动时效过程中，吸附在构件上的加速度传感器将振动过程的振动加速度传递到控制系统，从而获得振动参数曲线。主要有振动加速度（或振幅）与振动频率曲线（幅—频曲线或 a-n 曲线）和振动加速度与振动时间曲线（幅—时曲线或 a-t 曲线），其中利用幅频曲线进行振动时效效果的评价比较常见。

对于一个受迫振动系统，当构件的振动频率接近其固有频率时，振动加速度

(或振幅)会急剧增大,超过这一频率又逐渐减小,在振动加速度(或振幅)曲线上形成一个峰值,称为共振峰^[17]。经过一次振动频率的扫频,就可以得到这个峰值。由于振动时效后,构件残余应力降低,材料得到强化,构件振动阻尼将发生变化,共振峰的峰值和形状都会发生变化,因此,比较振动时效前后的扫频曲线(幅频曲线)可以定性评价振动时效的效果。

早期的振动时效工艺参数选择及技术要求 JB/T 5926-91 中^[18],将振动时效前后,幅频曲线的共振峰值升高、峰值频率左移和共振峰带宽变窄作为评价构件残余应力降低的准则,见图 3-6。

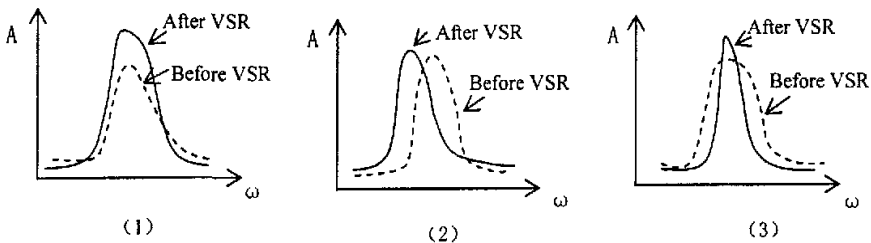


图 3-6 振动时效前后幅频特性曲线变化

Fig.3-6 The vibration response curves before and after VSR

JB/T 5926-91 是一个适用于铸件、锻件、焊件的通用技术准则,在我国推广振动时效技术的应用中起了重要作用,在应用中也发现一些有待完善之处。九十年代末,针对焊接构件的振动时效工艺标准 JB/T10375-2002 开始酝酿,作为标准起草单位的成员之一,作者也参加了 JB/T10375-2002 标准的制订工作。

JB/T10375-2002 焊接构件振动时效标准与早期 JB/T 5926-91 的一个重大的不同点,是关于振动时效效果的幅频曲线评价准则,根据 JB/T10375-2002 标准,振动时效前后,构件振动幅频曲线出现下列变化时,即可判定振动时效有效。

- (1) 幅频曲线振后共振峰发生了单项特征或组合特征的变化(出现振幅升高、降低、左移、右移);
- (2) 幅频曲线振后变得简洁而平滑;
- (3) 幅频曲线振后出现低幅共振峰增值现象。

显然,这里的第(1)条就已经涵盖了 JB/T 5926-91 中的三种变化。

振动时效前后构件的幅频曲线可以由控制系统打印获得,因此,采用幅频曲线的变化对振动时效的效果进行评价,方法简单,快捷,得到广泛应用。在磁浮轨道梁的振动时效中,就采用了这方法,对时效效果进行评价。

3.5 磁浮轨道梁的振动时效

总投资 100 亿元的上海磁浮轨道交通线是国家重大工程,对我国开展磁浮交通建设有重要的示范作用,被称为示范运营线。磁浮车辆和控制技术从德国引进,我国主要承担路基和轨道梁的建设、制造。其中轨道梁的制造又是工程的重点和难点。从轨道梁材料的冶炼、梁的焊接到机械加工成形等,我国科研人员攻克众多技术难关,取得了许多具有自主知识产权的成果,其中轨道梁的焊接变形及控制就是一个难题之一,包含国产软磁钢的焊接。轨道梁的尺寸精度要求很高,长 3 米的梁焊后表面不平度要求控制在 1.5 毫米,而尺寸稳定性直接影响到高速运行的磁浮列车的安全。

轨道梁为基本封闭的箱型结构,全焊接制造(图 3-7),为防腐蚀,钢材表面喷铝保护,由于封闭梁内部焊后无法喷铝,因此采用先喷铝保护,然后焊接制造的工艺。由于铝防腐层的存在,焊后热处理工艺降低变形和残余应力的方法不能应用。

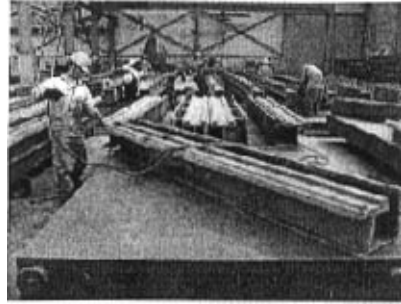


图 3-7 磁浮交通用轨道梁

Fig.3-7 The rail of maglev transport system

图 3-8 是用于磁浮交通的轨道梁示意图。它由长约 3 米的 4 块板焊接而成,中间焊有加强筋板。如前所述,磁浮轨道梁对平直度要求很高,材料表面喷涂还有铝防腐层,为此,在制造中研究了采用振动时效工艺降低焊后轨道梁的残余应力^[19]。

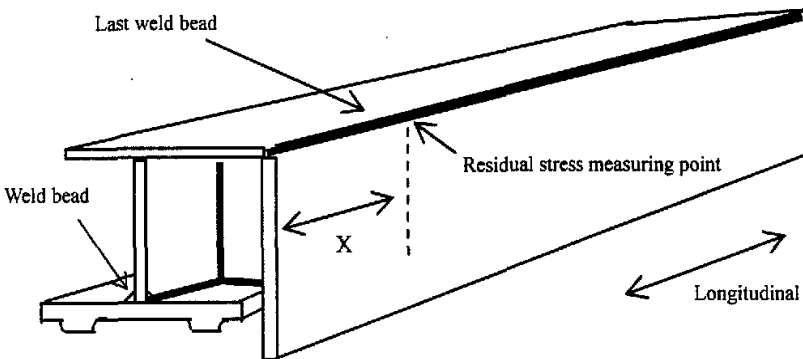


图 3-8 磁浮轨道梁及残余应力测量点

Fig.3-8 The rail of meglev train and the stress measuring points on the rail

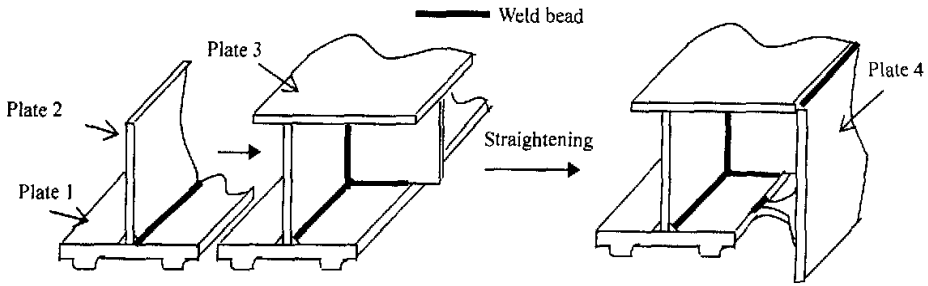


图 3-9 磁浮轨道梁的焊接成形

Fig.3-9 The welding form of the rail of meglev train

图 3-9 显示了轨道梁的焊接加工过程，前 3 块板和加强筋焊完后，轨道梁经过整体校直后，再进行最后一道焊缝的焊接，焊完后再矫形，然后进行振动时效处理。板 1 称为 π 形钢，板 1, 2, 3 的材料是 StE355，成分和性能与 16Mn 相近，板 4 是一种软磁钢材料。表 3-1 列出了制造轨道梁材料的力学性能。

表 3-1 轨道梁材料的力学性能

Table 3-1 mechanical properties of the rail material

	Material	thickness (mm)	yield stress (MPa)	ultimate tensile stress (MPa)	elongation (%)
Plate 1,2,3	StE355	20-40	390-420	500-530	33-38
Plate 4	MSH	30	390	510	37

磁浮轨道梁的振动时效采用了图 3-10 所示的扭转振动方式，激振器位于梁的一端，应用扭转产生的剪应力进行消应力处理。



图 3-10 磁浮轨道梁的振动时效试验

Fig.3-10 Vibratory stress relief processing of the rail

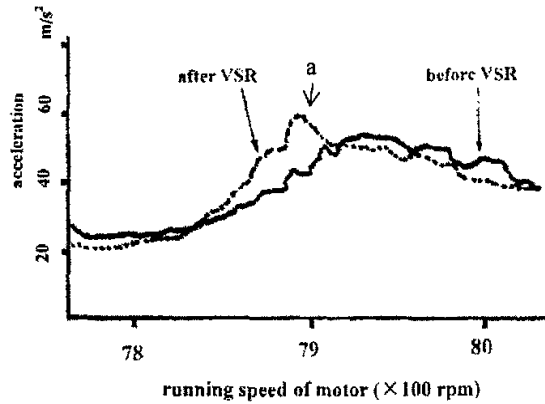


图 3-11 轨道梁振动时效前后幅-频曲线

Fig.3-11 The curve of the rail vibration response before and after VSR

振动时效处理前, 轨道梁进行了一次扫频, 得到了振动处理前的幅频响应曲线(加速度振幅-振动频率), 振动时效后, 再次扫频, 得到处理后的幅频曲线, 图 3-11 显示了振动时效前后轨道梁的两次扫频的幅-频曲线, 横坐标是电机转速, 代表振动频率, 纵坐标表示振动加速度。

从图 3-11 的振动时效前后幅频响应曲线可以看到, 振动处理后, 梁的主共振峰(图 3-11 的 a 峰)峰值增大, 主共振峰频率降低(左移), 振后幅频曲线变得光滑, 这与文献^[20]的结论是一致的。振动时效前后的主要参数变化见表 3-2。

表 3-2 振动时效前后轨道梁主要参数的变化

Table 3-2 the main vibrating parameters of the rail before and after VSR

	Speed of motor (rpm)	resonant frequency (Hz)	acceleration peak (m/s ²)
Before VSR	7950	132.5	52
After VSR	7900	131.6	59

根据 JB/T10375-2002 标准中的有效评价准则, 结合图 3-11 幅频曲线和表 3-2 的结果, 可以定性的认为, 轨道梁的振动时效工艺是有效的。

为了定量了解焊后矫形和振动时效对焊接残余应力的影响, 采用盲孔法测量了残余应力, 测量工艺同前章介绍。由于软磁钢板 4 最后才焊接, 选择板 4 与板 3 的焊缝为研究重点, 同时也测量了 π 型钢焊缝的残余应力(图 3-8, 图 3-9)。

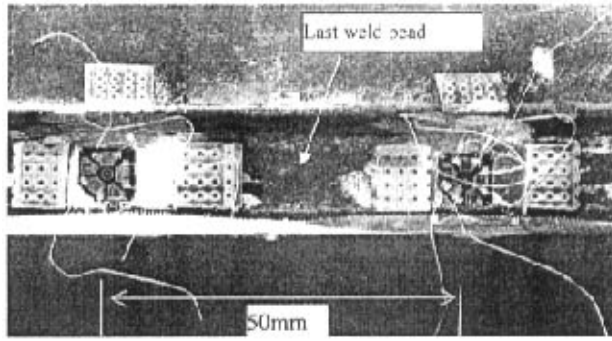


图 3-12 贴在一个测量点的两片应变片
Fig.3-12 two strain gauge on one measuring point

在两条 3 米长的焊缝各测量了 3 个点，一点位于焊缝中部，另两点距离两端 0.5 米处，每个点贴有三片应变片，间距在 50 毫米，分别用于焊后、矫形后和振动时效后进行应力测量，由于应变片的距离很近，可以近似为同一测量点的应力。图 3-12 是其中一个测量点的两片应变片。残余应力的测量结果见表 3-3，表中测点 1, 2, 3 是软磁钢上焊缝测量结果，4, 5, 6 是 π 型钢的角焊缝测量结果。 σ_{max} 表示最大主应力， σ_{min} 表示最小主应力。

表 3-3 两焊缝上的主残余应力测量结果

Table 3-3 Principal residual stress measured on two weld bead

point No.	after welded		after straightened		after VSR	
	σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)
1	274	-261	141	-84	75	36
2	227	-189	115	-114	90	-69
3	96	-188	71	-68	57	-78
4	110	-22	116	-17	93	-31
5	92	30	113	110	-13	-43
6	99	-54	78	-23	110	2

从表 3-3 看到，焊后最大主应力 σ_{max} 虽未达到材料的屈服强度 355MPa，但大于 180MPa，最大达到 274MPa，残余应力比较高。软磁钢角焊缝的总体残余应力测量值大于 π 型钢角焊缝的测量值。这是由于测量前 π 型钢角焊缝进行过一次人工矫形（初矫形），使应力得到释放。

测量数据表明，经过矫形和振动时效后，最大、最小主应力差逐步减小，残余应力的分布趋向均匀。

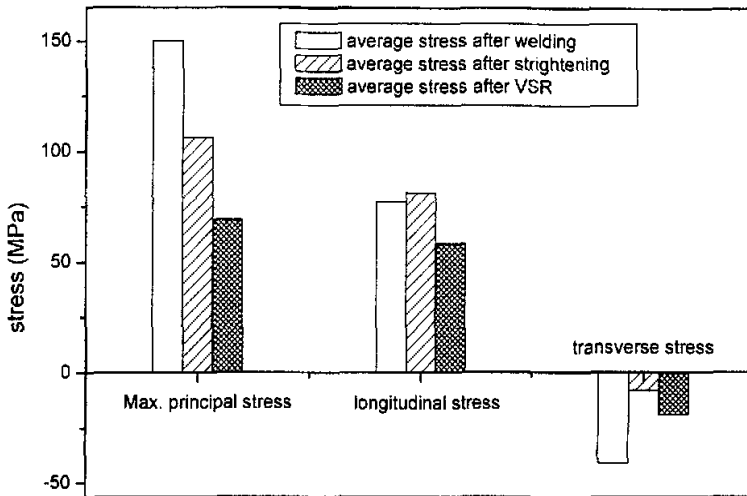


图 3-13 不同状态下残余应力平均值

Fig.3-13 Average residual stresses under different status

图 3-13 显示了焊后、矫形后、振动时效后三种状态下的最大主应力、纵向残余应力和横向残余应力的平均值。经过矫形后轨道梁的平均残余应力水平稍有升高，这与火焰矫形时局部加热有关，而经过振动时效后，轨道梁的最大主应力、纵向残余应力水平有明显的下降，最大主应力平均值下降率为 35%，可见振动时效在应力消除方面起了重要作用。

3.6 本章小结

- (1) 分析表明，振动时效过程动应力（拉，剪应力）与构件残余应力的叠加使构件局部微小的塑性变形，导致残余应力的降低。在这一过程中，材料内部晶体位错发生运动、增殖、塞积和缠结，位错密度增加。
- (2) 两种时效工艺的机理分析对比表明，热时效导致材料内部晶粒位错密度降低，恢复材料塑性；振动时效导致材料内部晶粒位错密度增加，材料抗变形能力提高。
- (3) 振动时效与热时效各有不同是应用场合，振动时效工艺在节能环保、操作灵活性方面有明显优势，两种工艺互为补充，还可以复合应用。
- (4) 采用幅—频参数曲线定性评价了磁浮轨道梁的振动时效工艺。应力实测结果显示，振动时效后焊缝最大主应力平均值下降率为 35%，进一步证明振动时效工艺可有效降低结构焊接残余应力。

参考文献

- [1] 中华人民共和国机械行业标准:焊接构件振动时效工艺参数选择及技术要求 JB/T10375-2002
- [2] Koichi Masubuchi. Analysis of welded structures. Pergamon Press,1980
- [3] G.P. Wozney. G.R.Crawmer. An investigation of vibrational stress relief in steel. *Welding Journal*,1968 (9):411s-419s
- [4] 许旻,李庆本. 振动时效的振动力学分析. *焊接学报*, 2000,21(1):79~82
- [5] 焦馥杰等. 振动时效机理研究. *焊接学报*,1992, 13 (3):169~174
- [6] 宋天民,张国福等. 振动时效机理的研究. *吉林大学自然科学学报*, 1995, (1): 53~56
- [7] 芦亚萍等. 振动时效机理研究. *机械科学与技术*, 2001, 20 (4): 587~589
- [8] 吴培英. 金属材料学(修订版). 北京:国防工业出版社,1987
- [9] J.R. Cho, B.Y. Lee, et al. Investigation of residual stress and post weld heat treatment of multi-pass welds by finite element method and experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004,155~156:1690~1695
- [10] R.B. Tait, J. Press. An experimental study of the residual stresses, and their alleviation, in tube to tube-sheet welds of industrial boilers. *Engineering Failure Analysis*, 2001, 8: 15~27
- [11] R.A. Owen, et al. Neutron and synchrotron measurements of residual strain in TIG welded aluminum alloy 2024. *Materials Science and Engineering A*, 2003, 346:159~167
- [12] L. Clapham, et al. Neutron diffraction residual stress mapping in same gauge and differential gauge tailor-welded blanks. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004 148 :177~185
- [13] Xiaohua Cheng, et al. Residual stress modification by post-weld treatment and its beneficial effect on fatigue strength of welded structures. *International Journal of Fatigue*, 2003, 25:1259~1269
- [14] D.M. Stewart, K.J. Stevens A.B. Kaiser. Magnetic Barkhausen noise analysis of stress in steel. *Current Applied Physics*, 2004, 4:308~311
- [15] Jang-Bog Ju, et al. Determination of welding residual stress distribution in API X65 pipeline using a modified magnetic Barkhausen noise method. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2003, 80:641~646
- [16] Jae-il Jang, et al. Assessing welding residual stress in A335 P12 steel welds before and after stress-relaxation annealing through instrumented indentation technique. *Scripta Materialia*, 2003, 48: 743~748
- [17] 贺兴书. *机械振动学*. 上海:上海交通大学出版社, 1989
- [18] 中华人民共和国机械行业标准. 振动时效工艺参数选择及技术要求 JB/T 5926-91
- [19] Delin Rao, Jingguo Ge, Ligong Chen. Vibratory stress relief in manufacturing the rails of a maglev system. *ASME: Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2004, 126 (2) : 388-391
- [20] 许旻,孙茂才,李庆本. 振动时效效果现场判断的判据. *焊接学报*, 2002, 23 (2):63~67

第四章 振动时效的幅频曲线与振动阻尼研究

上一章提到, 振动幅频参数曲线观测法是评价振动时效工艺效果的主要方法, 这一方法的理论依据是有阻尼系统的受迫振动分析。本章将运用振动动力学的理论, 从研究结构振动的动力学入手, 通过对振动过程结构阻尼(材料阻尼)的分析, 研究振动时效过程幅频曲线变化的规律; 应用动态机械分析仪(DMA), 对振动阻尼分析、测量, 结合位错理论, 分析、研究焊接结构振动阻尼变化的规律; 根据振动时效的技术标准, 通过对 HT-7U 核聚变试验装置几个构件的振动时效幅频曲线的分析, 探讨的幅频曲线评价在对简单、复杂构件应用上的区别, 从理论和实践上阐述幅频曲线评价方法。

4.1 振动时效的振动分析

振动时效过程是一个受迫振动过程, 一般采用单自由度受迫振动理论对这一过程进行振动分析。如前所述, 振动时效的激振一般都由偏心质量的旋转电机引起, 振动时效过程可以看成由于偏心质量旋转引起的受迫振动过程, 如图 4-1(a), 为了研究该系统的垂直振动, 将图 4-1(a)简化为图 4-1(b)的单自由度模型。

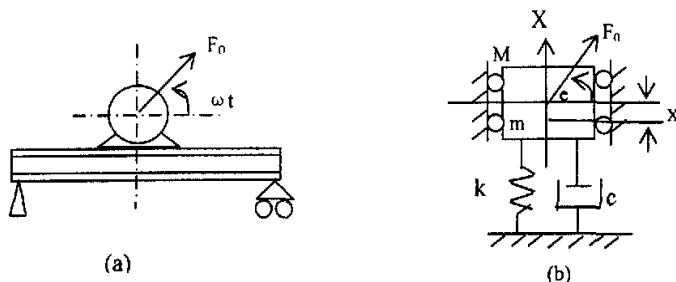


图 4-1 旋转偏心质量振动系统示意图

Fig.4-1 vibration system of rotating eccentric mass

图 4-1 中 M 是电机的质量, m 是偏心质量, e 是偏心距, 梁的质量不计, 刚度为 k , 系统粘性阻尼系数是 c , 电机以角速度 ω 旋转。选固定坐标 x 如图, 原点为电机转子轴线的静平衡位置, 方向向上, 由于转子质量偏心, 所以转子旋转时产生离心力, 非转动部分的质量是 $M-m$, 自平衡位置算起的垂直位移是 x , 旋转偏心质量的位移是 $x + e \sin \omega t$, 根据动量定理有:

$$(M-m)\ddot{x} + m \frac{d^2}{dt^2}(x + e \sin \omega t) = -c\dot{x} - kx \quad (4-1)$$

整理后得到:

$$M\ddot{x} + c\dot{x} + kx = me\omega^2 \sin \omega t \quad (4-2)$$

这是一个常系数线性非齐次微分方程, 它的解包括两部分, 一个通解 $x_1(t)$ 和一个特解 $x_2(t)$, 即:

$$x(t) = x_1(t) + x_2(t) \quad (4-3)$$

通解 $x_1(t)$ 对应于有阻尼自由振动的齐次方程的解, 在弱阻尼情况下有^[1, 2]:

$$x_1(t) = Ae^{-nt} \sin(\sqrt{p^2 - n^2}t + \varphi) \quad (4-4)$$

其中 A , φ 由系统初始状态决

定, $2n = c/M$, $p^2 = k/M$,

这是一个衰减振动, 只在振动开始后的很短时间有意义, 所以又叫瞬态响应, 见图 4-2, 振动时效过程一般都在几分钟到几十分钟以上, 所以可以不考虑这个瞬态响应。

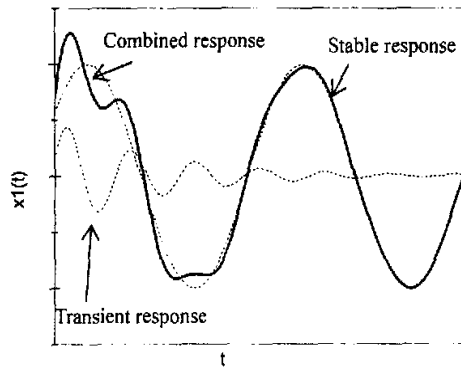


图 4-2 瞬态响应对振动的影响

Fig.4-2 Transient response of the vibration system

特解 $x_2(t)$ 表示系统在简

谐力振动下产生的强迫振动,

它是一种持续等幅度的振动, 称为稳态响应。从微分方程非齐次项是正弦函数这一性质, 可知特解形式也为简谐函数。它的频率与激振频率一致。设此特解为:

$$x_2(t) = X \sin(\omega t - \varphi) \quad (4-5)$$

X 为响应幅值, 将式 (4-5) 代入式 (4-2), 可以求得:

$$X = \frac{me\omega^2}{\sqrt{(k - M\omega^2)^2 + (c\omega)^2}}$$

$$\varphi = \arctan \frac{c\omega}{k - M\omega^2}$$

又已知系统的固有频率 $\omega_n^2 = k/M$, 令阻尼比 $\zeta = c/2M\omega_n$, 频率比 $\lambda = \omega/\omega_n$

代入以上两式，将上述方程变成无量纲形式，分别得：

$$\frac{MX}{me} = \frac{\lambda^2}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\zeta\lambda)^2}} \quad (4-6)$$

$$\varphi = \arctan \frac{2\zeta\lambda}{1-\lambda^2} \quad (4-7)$$

式(4-6)和(4-7)代表了系统的幅频特性和相频特性，图4-3是偏心质量旋转引起的简谐受迫振动幅频特性曲线。

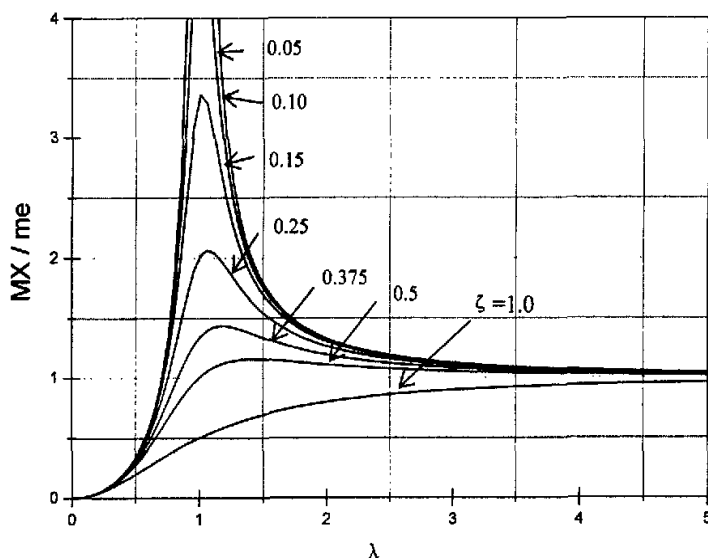


图 4-3 旋转偏心质量的振动幅频特性

Fig.4-3 The curve of vibration response with rotating eccentric mass

从图4-3可见，当 $\omega = \omega_n$ 时，即 $\lambda = 1$ ，系统达到共振，共振振幅最大：

$$X_{\max} = me / (2\zeta \times M)$$

该振幅只与系统的阻尼有关，随着系统阻尼的降低（ ζ 减小），共振频率逐渐向左移动，共振峰值也逐渐增大，共振峰逐渐变得更尖锐（图4-3）。

一般认为，振动时效过程中，焊接结构的残余应力逐渐降低，导致结构振动的阻尼也逐渐减小，而振动阻尼的减小使得系统的幅频特性符合图3-6的变化特征，即振幅频率（a-f）曲线振后的比振前的峰值升高、峰值点左移、带宽边窄。这是早期振动时效标准 JB/T5926-1991 中对振动时效的效果评价的理论基础

[3]。目前关于振动时效的许多研究文献^[4-10]也采用的是式(4-6)和图4-3的结论。

必须指出,式(4-2)中的 c 实际上被称为粘性阻尼系数,上述的振动分析是基于粘性阻尼的振动分析。查利权、焦馥杰文献较早就对振动时效工艺效果评价进行了基于粘性阻尼的结构振动分析^[11,12],对粘性阻尼结构受迫振动分析是 JB/T5926-1991 评价准则的理论基础。

阻尼反映了振动系统的能量耗散,粘性阻尼是指振动系统受到大小与速度成正比,方向与速度方向相反的力作用时所呈现的能量耗散。当一个物体以低速(小于 3m/s)在粘性液体中运动时可以视为粘性阻尼^[13]。振动时效一般是金属材料在常温下的受迫机械振动过程,金属材料振动时效过程除了粘性阻尼外,还存在与材料性能有关的其他非粘性阻尼,其中包括结构阻尼(或称为材料阻尼)。文献^[14]认为结构的振动时效过程,应该考虑结构阻尼的影响。

幅频特性曲线与振动阻尼的变化密切相关,而实际振动时效构件的振动阻尼及其变化比较复杂,对振动阻尼的详细分析,有助于了解实际构件的振动幅频特性的变化规律。

4.2 结构阻尼与振动幅频特性

在第三章分析振动时效的机理时,已经提到金属材料在受到产生塑性变形的循环应力作用下,应力-应变曲线会形成滞后环(Hysteresis loop),如图4-4,滞后环所包含的面积表示了材料在一个循环中单位体积所消耗的能量,每个振动周期都有一个滞后环,振动过程能量的消耗与滞后环的面积成正比,由此产生了所谓的结构阻尼,又叫材料阻尼或滞后阻尼。

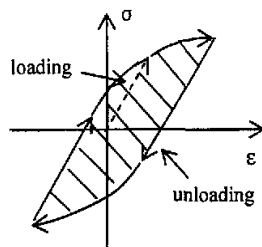


图4-4 一个循环载荷下的应力应变
Fig.4-4 strain and stress of one cyclic loading

文献^[14]以非频变的结构阻尼系数,建立了加速度幅频特性方程:

$$a(\omega) = \frac{F_0}{k} \frac{\omega^2}{\sqrt{[1 - (\frac{\omega}{\omega_n})^2]^2 + g^2 \omega_n^2}} \quad (4-8)$$

式中 g 是非频变的结构阻尼系数; F_0 是激励力的幅值。据式(4-8)作出了

振动加速度幅频特性曲线,认为结构阻尼的变化不改变共振频率,只影响共振峰的高低与宽窄。但实际振动时效过程,激振力的幅值 F_0 是与激振器转速 ω 相关的,结构阻尼对振动的影响也比较复杂。

许多试验表明,对大多数金属材料(如钢和铝),振动一个周期内结构阻尼所消耗的能量与振幅的平方成正比,而在很大的频率范围内与频率无关^[1, 15, 16],即:

$$W_c = aX^2 \quad (4-9)$$

式中 a 是只与材料有关的常数。

当振动系统存在非粘性阻尼时,通常用一个等效粘性阻尼系数 C_{eq} 来近似计算。等效粘性阻尼系数的值是根据一个周期内非粘性阻尼所消耗的能量和等效粘性阻尼所消耗的能量相等的原则计算出来。

设 W_{eq} 为等效粘性阻尼在一个振动周期中所作的功为:

$$W_{eq} = \int_0^T (c_{eq} \dot{x}) \dot{x} dt = c_{eq} \int_0^T \dot{x}^2 dt$$

而单自由度等效粘性阻尼系统在简谐激振力作用下的稳态响应是:

$$x = X \sin(\omega t - \phi)$$

$$\dot{x} = \omega X \cos(\omega t - \phi)$$

因此:
$$W_{eq} = C_{eq} \int_0^{2\pi/\omega} \omega^2 X^2 \cos^2(\omega t - \phi) dt = C_{eq} (\pi \omega X^2) \quad (4-10)$$

设 W_c 为非粘性阻尼力所作的功,根据能量等效准则有:

$$W_{eq} = W_c$$

因此可得到等效粘性阻尼系数的计算公式:

$$C_{eq} = \frac{W_c}{\pi \omega X^2} \quad (4-11)$$

将式(4-9)代入式(4-11),得

$$C_{eq} = \frac{aX^2}{\pi \omega X^2} = \frac{a}{\pi \omega} \quad (4-12)$$

式(4-12)是由结构阻尼而得到的等效粘性阻尼系数,可以看到,虽然结构阻尼在振动一周所消耗的能量与振动频率无关(非频变),但由此推出的结构阻尼的等效粘性阻尼系数却是频变的(C_{eq} 与 ω 有关),这与式(4-8)认为结

构阻尼系数是非频变的有所不同。作者根据这一系数，推导了结构阻尼下的振动幅频曲线（位移 $X-n$ 曲线，加速度 $A-n$ 曲线）。

将式(4-12)代入(4-2)，得到由偏心质量旋转引起的结构阻尼受迫振动方程：

$$M\ddot{x} + \frac{a}{\pi\omega}\dot{x} + kx = me\omega^2 \sin \omega t \quad (4-13)$$

同样可得到稳态响应的振幅：

$$X = \frac{me\omega^2}{\sqrt{(k - \omega^2 M)^2 + (\omega C_{eq})^2}} = \frac{me\lambda^2}{M\sqrt{(1 - \lambda^2)^2 + (a/k\pi)^2}}$$

其中 $\lambda = \omega/\omega_n$ ，设 $\eta = (a/k\pi)^2$ ，将上式化成无量纲形式，即：

$$\frac{MX}{me} = \frac{\lambda^2}{\sqrt{(1 - \lambda^2)^2 + \eta}} \quad (4-14)$$

式(4-14)中的 η 与材料的刚性相关，据式(4-14)可以得到有结构阻尼的旋转偏心质量受迫振动的幅频特性曲线(位移振幅 $X-n$ 曲线)，如图4-5。

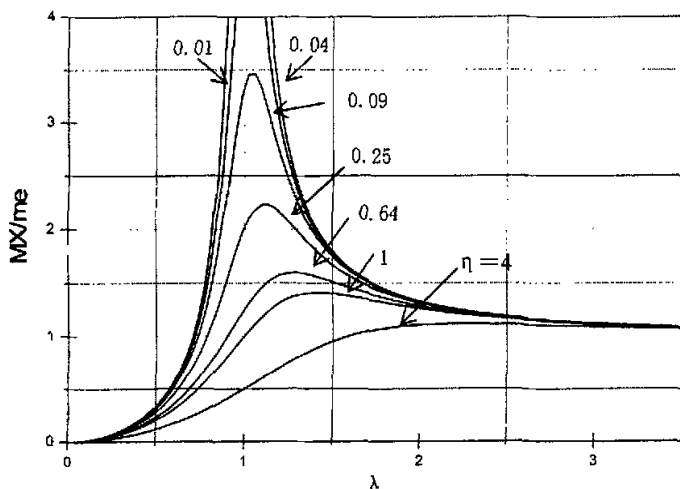


图4-5 结构阻尼受迫振动幅频特性曲线

Fig.4-5 The response of forced vibration with material damping

由于谐振系统的加速度振幅与位移振幅相差 ω^2 倍，即

$$x = X \sin(\omega t - \phi)$$

$$\ddot{x} = -\omega^2 X(\sin \omega t - \phi)$$

因此，由式(4-13)可以得到加速度幅频特性的无量纲形式：

$$\frac{MA}{me\omega_n^2} = \frac{\lambda^4}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + \eta}} \quad (4-15)$$

式中 A 为加速度振幅, ω_n 为谐振频率, 由式 (4-14) 可以画出有结构阻尼下的旋转偏心质量受迫振动的加速度幅频特性曲线 ($A-n$), 见图 4-6, 其中的虚线表示了等效粘性阻尼 C_{eq} 的变化。

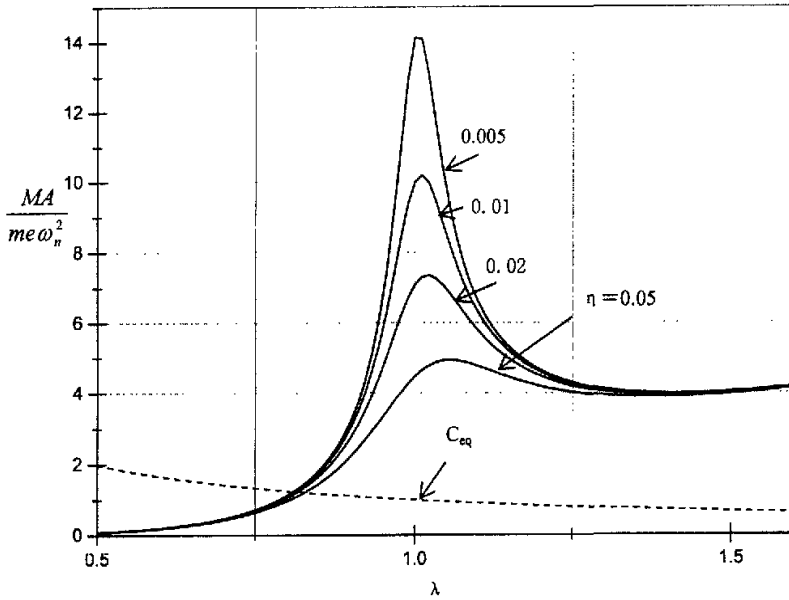


图 4-6 有结构阻尼时的加速度幅频特性曲线

Fig.4-6 The acceleration response of vibration system with material damping

可以看到, 在结构阻尼下, 随与材料刚性相关的系数 η 的降低, 受迫振动位移振幅特性曲线也符合图 4-4 的变化规律。

图 4-6 可以用位错理论解释。第三章已经提到, 振动时效的实质是位错的增殖和缠结, 振动时效后由于位错密度的增加, 构件的抗变形能力提高, 构件的刚性也增大, 导致与刚性相关的系数 η 减小, 因此共振加速度幅频曲线表现出峰值升高, 峰值频率左移。显然, 在结构阻尼下, 推导出的加速度幅频曲线在振动时效前后的变化, 与粘性阻尼的分析有相似性。

结构阻尼与材料的应力应变、位错运动、磁力效应等有关^[17], 由于焊缝的存在, 焊接结构振动阻尼的变化更为复杂, 这直接影响到振动前后构件幅频参数曲线的变化, 因此有必要对焊接结构振动阻尼进行深入的研究。

4.3 金属材料振动阻尼机理

4.3.1 金属材料振动阻尼

一个自由振动的固体,即使与外界完全隔离,它的机械能也会转化为热能,从而使振动逐渐停止;如果是受迫振动,必须从外界不断供给能量,才能维持振动。这种由于内部的原因而使机械能消耗的现象称为阻尼(damping capacity)或内耗(internal friction),前者多用于大应变条件下,后者多用于小应变场合,对高频振动则称为“超声衰减”(ultrasonic attenuation),其实都是同义词。引起振动能量耗散的根本原因是材料在应力的作用下出现了非弹性应变。

对于一个完全弹性体,应变对于每个应力水平的响应是线性的,瞬时的,并且应变和应力互为单值函数,在振动当中,应变总是与应力同位相。在这种情形下就不会产生阻尼或内耗,在振动中产生非弹性应变的原因是应变落后于应力,即应变对于应力有一个位相差,这个位相差越大,阻尼越大。

金属材料的振动时效过程存在多种阻尼源,由于振动时效过程在常温下进行,处理时间短(一般不超过30分钟),与之相关的阻尼主要有滞后型阻尼和形变阻尼。

(1) 滞后型阻尼

通常金属材料被认为是纯弹性的,即完全遵循虎克定律,特别是在低应力条件下。但事实上,即使在低应力下材料的应力应变也不完全遵循虎克定律。宏观上连续的金属材料会在微观上因循环载荷的作用产生位错运动、塑性滑移和其他原因损耗能量产生阻尼。这种特性被称为金属的滞弹性(anelasticity)^[18, 19]。

由于材料在循环载荷作用下,应力和应变之间存在多值函数的关系,即在加载和卸载时,同一载荷下具有不同的应变值,完全卸载后有永久形变产生,仅当反向加载时才能回复到零应变。当应力变化时,应变总是瞬时调整到相应的值,故所得到的滞后环不论载荷频率大小,其形状是不变的,所以这种阻尼又称为静态滞后阻尼,相应的应力应变回线称为滞后回线。结构阻尼就是金属静滞弹性的一个表现。

金属的滞弹性还表现在加载和卸载时,应变不是瞬时达到其平衡值,而是通过一种弛豫过程来完成其变化。如图4-7所示,当瞬间加载一个恒应力时,应变有一瞬时增值,随时间的慢慢增加,应变最后达到平衡值,这一现象称为应变

弛豫。除去应力后，应变瞬时恢复了部分，剩余部分则缓慢回复到零，这一现象称为弹性后效。当振动周期远小于弛豫时间时，由于弛豫很慢，振动一周实际不产生弛豫，材料接近完全弹性，阻尼很小；当振动周期远大于弛豫时间时，弛豫很快，每一瞬间应变都接近平衡，成为应力的单值函数，也不产生阻尼。在某个特定的振动频率下，

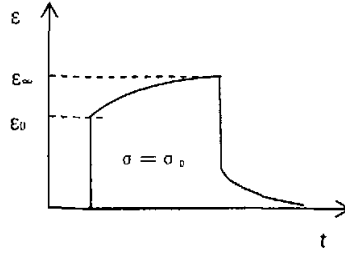


图 4-7 恒应力下的应变弛豫

Fig.4-7 Relaxation under constant stress

阻尼达到极大值。显然，这种阻尼与振动频率相关的，所以被称为动滞后阻尼^[20]。

(2) 形变阻尼

在大的应力作用下，材料要发生范性变形，这种不可回复的变形需要消耗一定的能量，从而导致阻尼。文献^[21]指出，形变过程阻尼主要是由以下两个因素所引起。(a)位错的滑移。范性形变过程中的位错滑移，需要外力做功。交变应力参与位错的滑移，因而消耗振动能。(b)位错的增殖。范性形变过程中的位错增殖，需要外力提供新位错的应变能。交变应力参与位错的增殖，因而也将消耗振动能。葛庭燧将外加应力较大时的疲劳载荷所表现的回线称为“迟后回线”，它与频率无关，而与振幅有关^[22]。

4.3.2 金属材料振动阻尼机理

(1) 位错阻尼

金属中一种最普遍而重要的阻尼源是位错。在循环载荷下位错运动导致的阻尼可以用 K-G-L 模型理论解释^[23]，见图 4-8。晶体中位错除去被一些不可动的点缺陷（一般为位错网络节点或沉淀粒子）钉扎外，还有一些可以脱开的点缺陷（如杂质原子、空穴等）钉扎其间。前者称为强钉扎， L_N 表示强钉扎间距，后者称为弱钉扎， L_C 表示弱钉扎间距。当外加循环应力不太大时，位错段 L_C 象张紧的弦一样作“弓出”的往复运动（如图中 a, b, c）。在运动过程中要克服阻尼力，因而引起能量消耗。当应力增加到脱钉应力时，弱钉扎可被位错抛脱，即发生雪崩似的脱钉过程（图中 d）。应力继续增加，位错段 L_N 继续弓出，（图中 e）。应力除去时，位错段 L_N 作弹性收缩（图中 f, g），最后重新被钉扎（图中 a）。在钉扎与收缩的过程中，位错的运动情况不同，对应的位错应力应变曲

线包含了一个滞后环，因而产生阻尼，图 4-9 示意地显示了这一过程的应力应变。显然，由于位错 L_c 作受迫阻尼振动所引起的前一种消耗是阻尼共振型的，消耗与振幅无关，但与频率有关。后一种消耗是静滞后型的（脱钉瞬时完成），消耗与振幅有关，而与频率无关。文献^[24]指出，铸铁中的阻尼是典型的静滞后型的，铸铁中所含的石墨是以自由炭的形式存在，石墨不同的结构形式对阻尼影响不同，阻尼最高的是粗糙的薄片石墨，最低的是球体石墨。

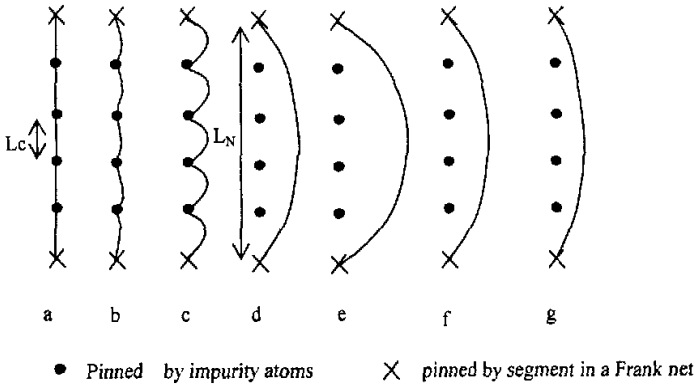


图 4-8 循环载荷下钉扎位错弓出运动示意图

Fig.4-8 the deflection of a pinned dislocation line at cyclic loading

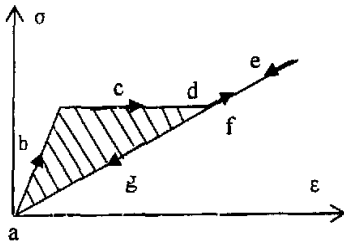


图 4-9 位错脱钉与再钉扎过程应力应变示意图

Fig.4-9 Sketch of strain and stress during pinned and unpinned of dislocation

文献^[23]对共振型的位错阻尼进行了研究，指出该阻尼正比于 ρL^4 ，其中 ρ 为位错密度， L 为可动位错长度，即图 4-8 的 L_N 。材料形变的增加导致位错密度增大，阻尼增加，但过大的形变使位错密度增加过大，致使网络节点间距 L_N 减小，因而阻尼可能经过极大而降低。

(2) 晶界阻尼

在外力作用下，金属的晶界将发生相对滑动，直到被晶粒角上产生的弹性应

力集中所阻止,所以晶界滑动是一个弛豫过程,可以认为晶界具有滞弹性,晶界滑动阻力的大小与能量损耗直接相关。上世纪 50 年代葛庭燧发明了测量低频内耗的扭摆内耗仪,晶界弛豫方面做了大量开拓性研究,奠定了晶界弛豫、晶界内耗学术研究的基础^[25]。

4.4 焊接试样振动阻尼测量与分析

与焊接结构振动时效相关的阻尼研究在国内外还未见报道,本文利用小型焊接试样,通过作者自行设计的试验,研究了不同焊缝组织、不同残余变形等对振动阻尼的影响,通过小试样的振动试验,了解了材料焊后振动阻尼的变化规律。

4.4.1 振动阻尼测量原理与设备

振动阻尼的测量方法有多种,包括自由振动衰减法,受迫振动法,超声衰减法等,本文采用的是受迫振动法,通过测量试样在受迫振动时,应力与应变的滞后角,得到材料的阻尼。由于金属材料在受迫振动时,应变总是落后于应力,导致阻尼产生,以正弦振动为例,设:

$$\sigma = \sigma_0 \sin \omega t, \quad \varepsilon = \varepsilon_0 \sin(\omega t - \phi)$$

式中 σ_0 和 ε_0 为振幅, ω 为角频率, ϕ 为应变落后于应力的相位角,所以每周振动中的能量损耗:

$$\Delta W = \oint \sigma \times d\varepsilon = \pi \sigma_0 \varepsilon_0 \sin \phi$$

$$\text{而每周总振动能} \quad W = \frac{1}{2} \sigma_0 \varepsilon_0$$

因此当阻尼不大时(金属材料的阻尼一般很小),可以将阻尼定义为

$$Q^{-1} = \frac{1}{2\pi} \frac{\Delta W}{W} = \sin \phi \cong \operatorname{tg} \phi \cong \phi$$

即应力应变的相位滞后角^[26]。当阻尼为 0.1 时,上述的近似关系引起的误差小于 5%, $\phi = 5.5^\circ = 0.1 \text{ rad}$ 时, $\tan \phi = 0.10$ 。

阻尼测量采用美国 TA 公司的 DMA2980 动态机械分析仪(图 4-10),图 4-11 显示了试样夹持系统,采用单悬臂梁振动模式,即中间是夹头浮动,可夹持试样振动,另一端夹头固定试样, DMA2980 分析仪内的测量系统可以测量出瞬时的激振力、应变、应力应变相位差、位移、温度等信息,并计算出振动过程的阻尼、弹性模量等参数^[27]。



图 4-10 DMA2980 动态热机械分析仪
Fig.4-10 DMA2980 dynamic mechanical analyzer

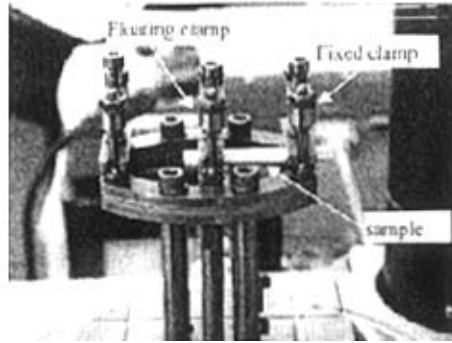


图 4-11 DMA2980 分析仪试样夹头
Fig.4-11 sample and clamps of DMA2980

4.4.2 阻尼测量试验设计

2980 动态分析仪的最大激振力只有 18 牛顿^[27], 测量的试样刚性不能太大, 根据试验, 对一般的碳钢, 采用图 4-11 的单悬臂弯曲振动模式, 试样厚度需要控制在 1 毫米以下, 夹头宽度也决定试样宽度不能超过 10 毫米, 试样长度在 30~50 毫米。对金属材料的阻尼性能研究一般都是围绕温度变化的内耗峰进行, 而振动时效过程都在常温下进行, 因此本课题研究的重点是常温下阻尼与应变振幅的关系, 即基于应变幅度的阻尼或内耗 (ADIF, amplitude-dependent internal friction), 这里暂简称为应变阻尼。国内外有关 ADIF 的研究相对较少, 文献^[28]研究了铅在不同预应变下的 ADIF, 有关焊接结构的 ADIF 测量试验在国内外还未见报道。

本课题设计了三组试验, 第一组研究了不同焊缝组织的阻尼随应变的变化, 一般电弧焊的热影响区较窄, 准确取得热影响区不同区域组织测量 ADIF 比较困难, 而电渣焊线能量高, 热影响区宽, 有利于 ADIF 试样的取得, 因此, 选择了电渣焊焊缝进行研究。第二组试验研究了有不同残余变形的 304L 不锈钢 ADIF 的变化, 该组试样预先经过拉伸, 获得一定量的塑性变形, 以模拟不同残余应力下金属材料的 ADIF 变化。

4.4.3 焊接接头不同组织的振动阻尼

本试验旨在了解不同焊接接头组织振动阻尼的差异。为明显区别不同接头区域组织, 试样从焊缝和热影响区都较宽的电渣焊焊缝附近提取, 被焊材料是 14MnNbTi, 其力学性能与化学成分见表 4-1。

表 4-1 14MnNbTi 材料的化学成份及力学性能

Table 4-1 Chemical composition and mechanical property of steel 14MnNbTi

Chemical composition (wt %)									Mechanical properties		
C	Mn	Si	P	S	Al	Nb	Ti	σ_s (MPa)	σ_b (MPa)	A_k (J)	
0.13	1.3	0.25	0.02	0.01	0.015	0.015	0.01	315	490	>47(0°C)	

试样取样部位见图 4-12。图中 S1、S2、S3 对应于从熔合区到热影响区边缘的三块试样，试样的宽度、厚度见图中，试样的长度根据 DMA2980 两个夹头间距确定，大于 25 毫米就可以，本试验用试样长度均取 40 毫米，采用电火花切割，再经过表面打磨。

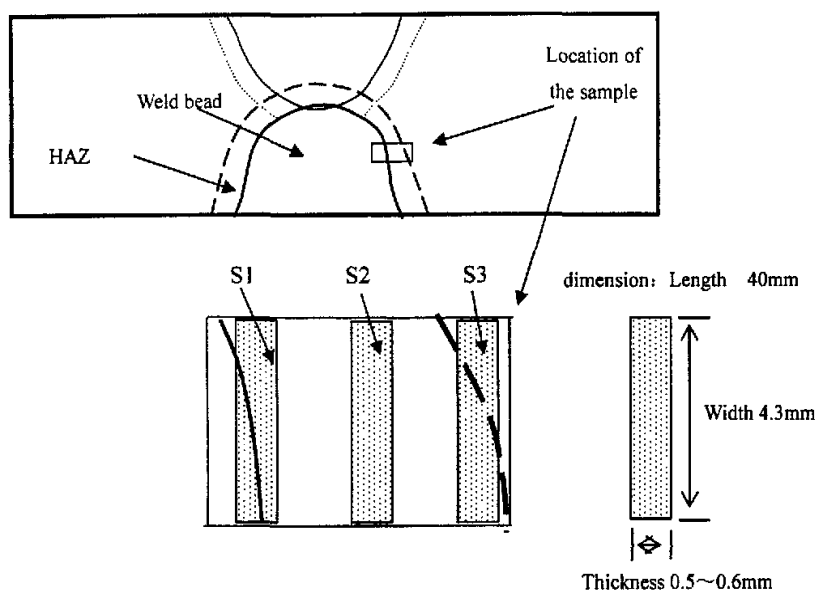


图 4-12 阻尼试样的取样位置即试样尺寸

Fig.4-12 location and dimension of the sample

由于振动时效是在常温下进行的，因此主要研究常温下应变振幅与振动阻尼的变化规律，DMA2980 通过改变振动位移大小得到不同应变幅度。分别在焊缝的熔合区附近、热影响区中间和热影响区靠近母材处切取三种试样 (S1, S2, S3) 进行比较。振动频率选择在 40Hz，这与一般的振动时效工艺的振动频率相近。

图 4-13 是第一组三个区域试样振动阻尼的对比结果，从图中可见，在热影响区内，相同应变幅度情况下，试样 S3 的阻尼最大，试样 S2 次之，试样 S1 的阻尼最小，即 HAZ 靠近焊缝区域阻尼低，远离焊缝区域阻尼高，显示组织对振动阻尼有明显影响。

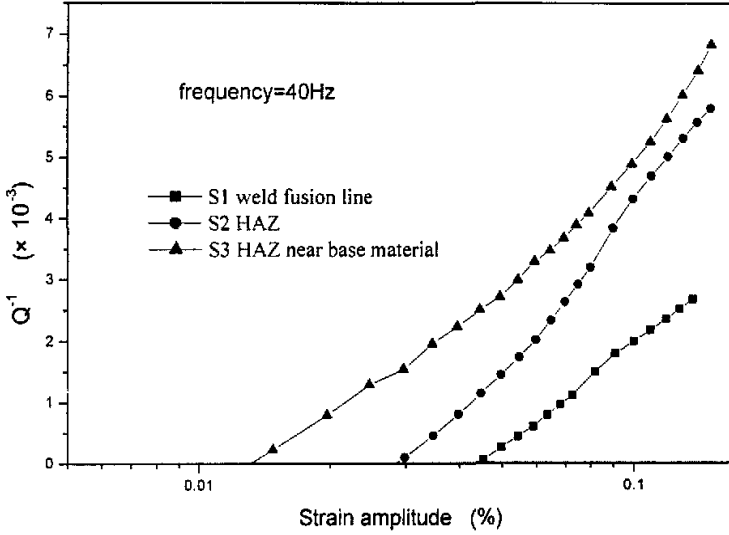


图 4-13 焊接接头不同区域材料的阻尼与应变幅度关系 (第 1 组)
 Fig.4-13 the internal friction of weld joint at different area (group 1)

图 4-14 是第二组对比结果, 在应变大于 0.1%时, 与第一组结果相似, 越近焊缝, 阻尼越低, 而在应变幅度较低的状态下, 三个区域的差别不明显。

由于试样切割后, 宏观残余应力已释放, 因此可以认为阻尼的差异主要由于组织(如晶粒大小不同)差异引起。

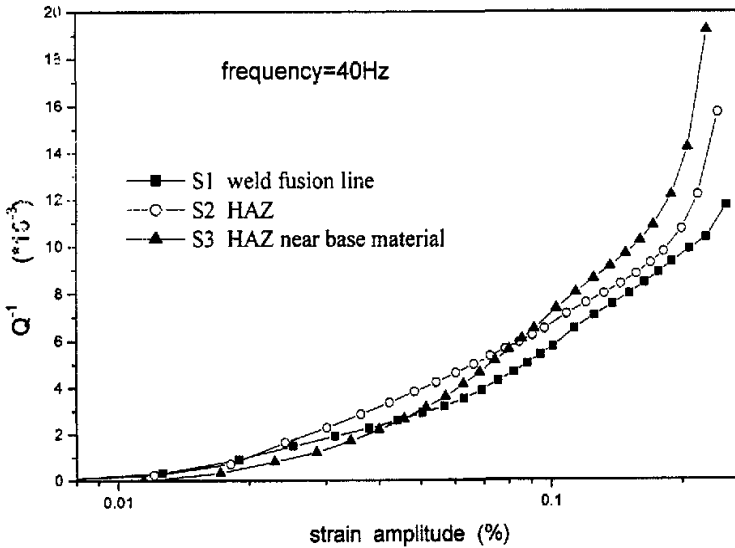


图 4-14 焊接接头不同区域材料的阻尼与应变幅度关系 (第 2 组)
 Fig. 4-14 The internal friction of weld joint at different area (group 2)

需要指出的是在应变大于 0.2% 的情况下, 阻尼的来源主要是塑性变形引起的能量消耗, 这时, 随应变的增加, 阻尼有一个急剧的上升 (图 4-13, 图 4-14), 显示了位错脱钉后阻尼显著增加特征。尤其以热影响区靠近母材区域材料的阻尼升高更明显, 图 4-13 和图 4-14 中的 S3 曲线在大的应变幅度下都显示了这种变化特征。

4.4.4 预应变对阻尼的影响

第 2 章中讲到, 焊缝附近存在较大的拉残余应力, 接近材料的屈服强度。为了测量不同残余应变对阻尼的影响, 本试验通过预先对一组试样进行拉伸, 获得不同的拉伸预应变, 研究有预应变的试样在振动过程中阻尼的变化。试验用材料是 304L 超低碳不锈钢, 其性能与成分见表 4-2。

表 4-2 304L 材料力学性能和化学成分

Table 4-2 chemical composition and mechanical property of 304L

Chemical composition (wt %)								σ_s	σ_b	elongation
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	N	(MPa)	(MPa)	%
0.02	1.38	0.47	0.03	0.005	18.2	8.7	0.05	356	680	57

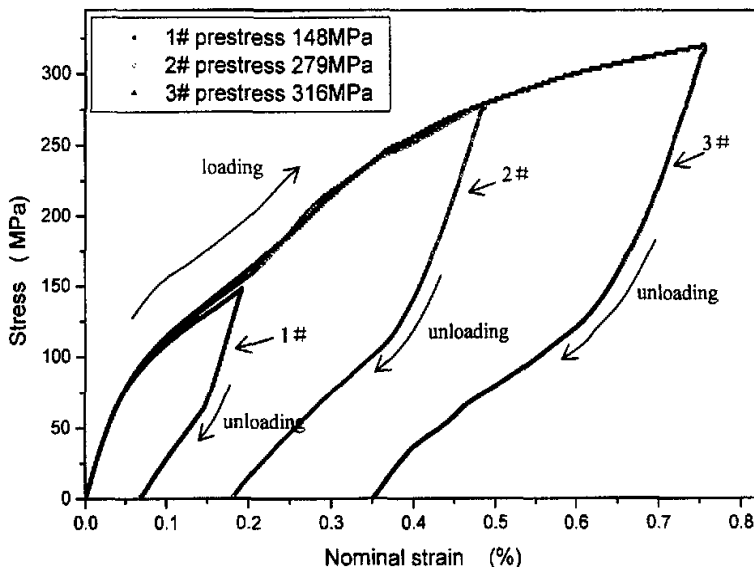


图 4-15 304L 加载和卸载过程应力-应变变化

Fig.4-15 stress and strain of 304L during loading and unloading

为了便于进行阻尼测量, 试样加工成长 40mm, 宽 8mm, 厚 0.8mm 左右的长条

状，试样经过退火后，除去氧化膜，再通过一次拉伸使试样产生残余应变。图 4-15 是三种不同的拉伸应力加载及卸载过程载荷与应变的变化，拉伸和卸载速率均为 0.1mm/min。

从图 4-15 可观测到三个试样卸载过程由于塑性变形导致不同的预应变大小。1# 试样最大的拉伸预应力约为 148MPa，卸载后的残余应变约为 0.07%，2# 试样最大的拉伸预应力约为 279MPa，卸载后的残余应变约为 0.18%，3# 试样最大的拉伸预应力约为 316MPa，卸载后的残余应变约为 0.35%。

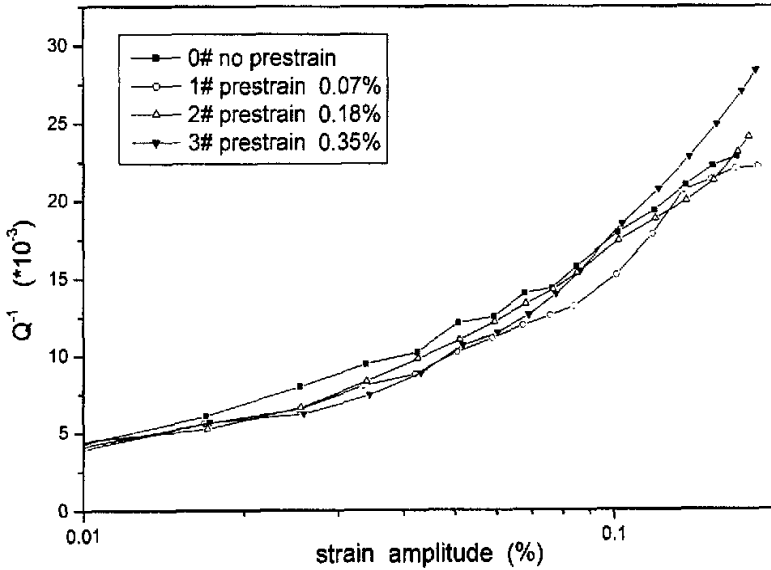


图 4-16 304L 不同残余应变试样的振幅阻尼变化

Fig.4-16 The internal friction of 304L with different residual strain

将有预应变的试样与未经拉伸的试样都在 DMA2980 上进行振动阻尼的测量。仍选择单悬臂模式，测量常温下不同试样应变阻尼，测量频率选 20 赫兹。图 4-16 显示了四种试样的测量结果。

从图 4-16 可以看到，在振动应变幅值小于 0.1% 范围内，阻尼随应变幅度单调平缓增加，无预应变的试样阻尼稍高于有应变的试样；振动应变幅值大于 0.1% 后，阻尼变化比较复杂，预应变较大的试样（2#，3#），阻尼继续增加，显示位错钉扎、应变强化后特征；而无预应变和预应变较小的试样（0#，1#），阻尼随应变的增加而升高后，再次出现了平缓下降趋势，阻尼的这种变化与可动位错长度降低有关，位错密度增加过大后，网络钉扎节点间距减小，因而阻尼可

能经过极大而降低。

4.4.5 小型焊接试样的振动阻尼

为了了解焊后材料阻尼的变化，用小试样进行了焊后阻尼的变化测量试验。由于动态机械分析仪 DMA2980 的最大激振力不超过 18 牛顿，且有夹头尺寸限制，试验的试样大小也只能和前面试验的试样尺寸基本相同，见图 4-17。

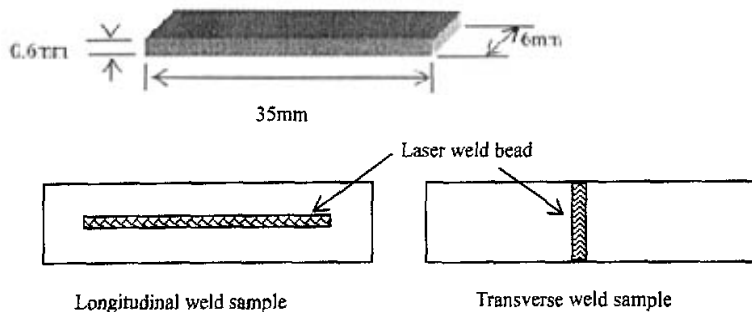
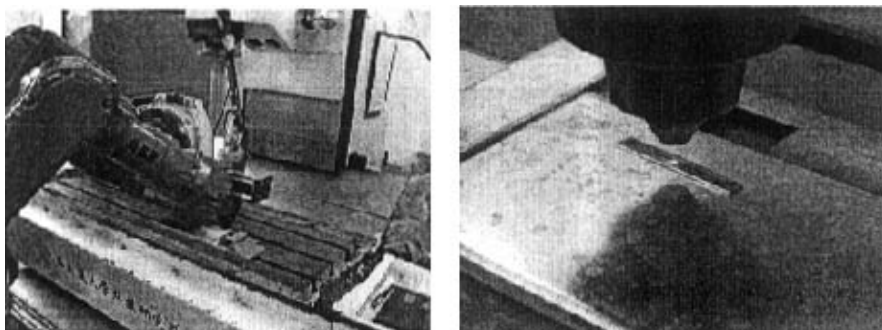


图 4-17 两种试样的尺寸及焊缝形式

Fig. 4-17 weld bead and dimension of two samples



(a)

(b)

图 4-18 试样表面的激光焊接

Fig.4-18 Laser beam welding of the sample

由于试样尺寸很小，因此尝试采用能量密度高的激光热源加热，通过激光在试样表面不添丝的加热模拟焊接过程，见图 4-18 (a)，试验的两种材料是 304L 和 14MnNbTi，激光加热的宽度约 1 毫米，图 4-18 (b) 显示了正在进行激光表面熔化的试样。

激光加热有纵向（平行试样长度方向）、横向（垂直试样长度方向）两种形式，见图 4-17，采用功率 3KW 的 YAG 激光加热，电流 25 安培，激光光源移动速度 20mm/sec，加热过程材料表面发生熔化，经过激光局部熔化的试样，在 DMA2980 上进行应变阻尼分析 (ADIF)。

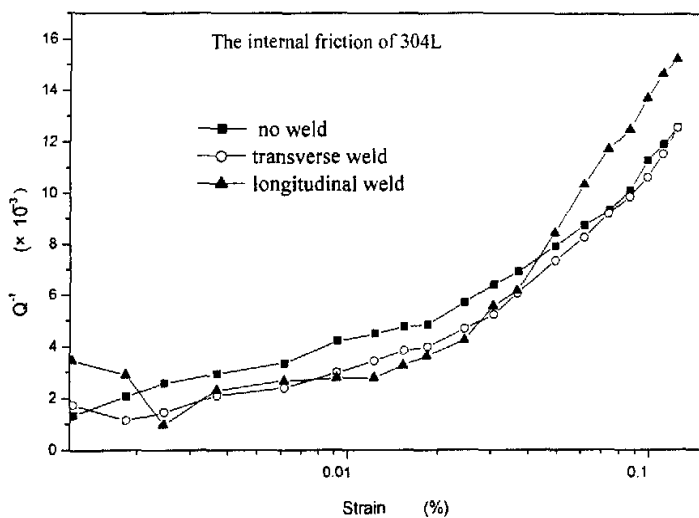


图 4-19 304L 不锈钢焊接试样的应变阻尼变化

Fig.4-19 Amplitude-dependent internal friction of 304L weld sample

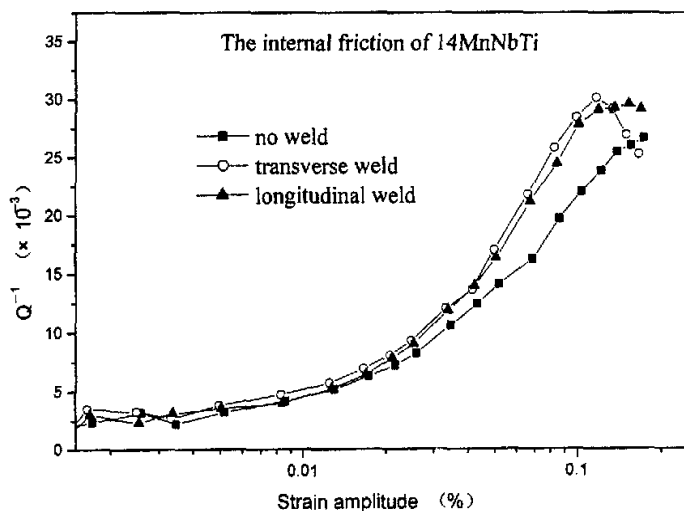


图 4-20 14MnNbTi 焊接试样的振幅阻尼变化

Fig.4-20 Amplitude-dependent internal friction of 14MnNbTi weld sample

图 4-19 和 4-20 是阻尼测量结果，测量振动频率选择为 20Hz。比较图 4-19 与 4-20，总体上 14MnNbTi 的应变阻尼要大于 304L，显示阻尼与材料密切相关。在小应变幅度范围内，阻尼与应变幅度大小关系不明显，表现出与振幅无关大阻尼特性；在大应变幅度下，随位错密度位错增殖速度的不同，焊接与不焊接试样的区别逐渐表现出来，经过焊接的试样由于位错密度高，阻尼的增加速度比

不焊试样增加更迅速。

304L 的应变强化作用明显，材料没有明显的屈服限，表现在图 4-19 中阻尼的单调增加。在小应变幅度时，经过焊接的试样都较低，不焊接的试样阻尼稍高，位错密度对应变阻尼影响不大。而在较大应变幅度时，经过焊接的试样的阻尼增加明显（尤其纵焊试样），显示焊接试样内位错增殖更明显。

14MnNbTi 在低应变幅度下，三种试样的阻尼差异很小，阻尼在应变幅度达到 0.1% 后出现一个峰值，这与材料的明显的屈服有关，其中横焊试样的峰值出现最早（图 4-20），这与横焊试样在悬臂振动试验时整个焊缝受力，接头强度低的实际情况是一致的。焊接试样的阻尼随应变幅度增加更快，也表明焊接试样位错增殖速度、位错密度较不焊试样更高。

4.4.6 振动时效的 DMA 模拟

DMA2980 动态机械分析仪可以在常温下进行变频率或变振幅的阻尼（内耗）测量，通过对 DMA 阻尼测量的原理进行分析研究，可以看到，如果测量在常温下进行，这一测量过程与振动时效工艺过程在实质上是等同的，显然，DMA 非常适合于小试样振动时效工艺的分析、研究。

上面所述的预应变阻尼试验是采用不同试样对比测量的结果，如果将同一个试样连续多次进行阻尼测量（变振幅），就类似于对工件多次进行变振幅的振动

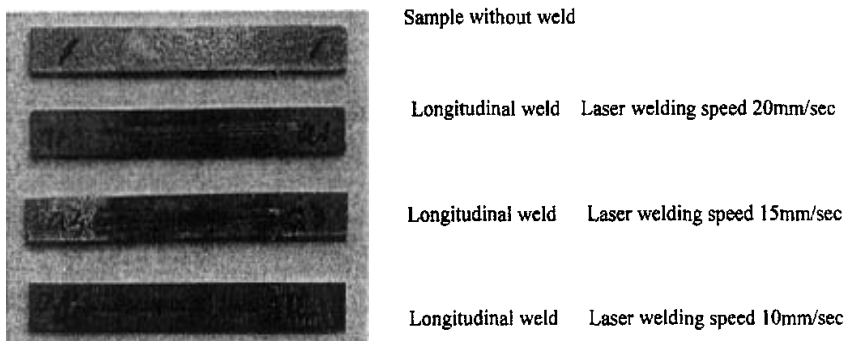


图 4-21 用于模拟振动时效试验的 304L 试样

Fig.4-21 The sample of 304L to simulate the VSR experiment

时效。基于这一思想，对未经过任何处理（无焊缝，未预加载）的试样以及有各种焊缝的试样（激光焊）连续多次进行应变阻尼的测量，以研究经过一定时间振动处理后，焊接结构振动阻尼的变化趋势。由于 DMA2980 只能在设定频率下振动

(可设定 28 个频率), 不能进行连续扫频振动, 因此仍选变振幅(应变)模式试验。

图 4-21 是用于模拟振动时效试验的四块 304L 不锈钢试样照片, 试样的尺寸为: 长 40mm×宽 8mm×厚 0.8mm。每种试样在 DMA2980 试验机上进行三次变应变幅度的振动阻尼测量(ADIF), 每次振动时间约 120 秒, 采用单悬臂振动模式在常温下进行振动, 为了模拟实际振动时效的状况, 振动频率均采用 40Hz, 相当于偏心激振时每分钟 2400 转的转速。

(1) 未焊试样的阻尼变化

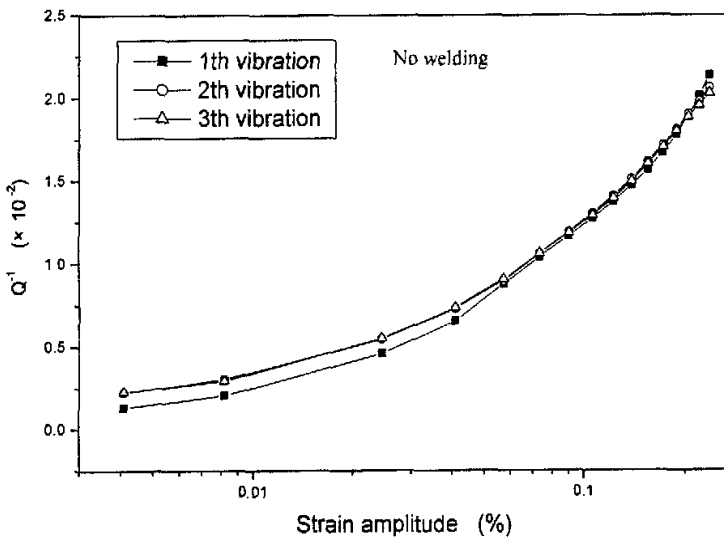


图 4-22 无焊缝试样的应变阻尼的三次振动测量结果

Fig.4-22 Amplitude-dependent IF of no weld sample during 3 times vibrating test

图 4-22 是无焊缝试样的连续三次阻尼测量结果, 图中可见第二、三次振动测量的阻尼几乎重合, 而在小应变(应力)振幅范围, 第二、三次振动阻尼比初次振动有一定的升高, 这与初次振动产生塑性变形后, 材料的位错密度增加有关, 在大的应变(应力)振幅范围, 形变阻尼成为主要阻尼源, 三次振动测量的阻尼基本重合。

(2) 纵焊缝试样阻尼

纵焊缝试样有三种, 代表不同的线能量焊接方法, 对应的焊接速度为 20mm/sec、15mm/sec 和 10mm/sec, 三种状态的焊接试样应变阻尼(ADIF)测

量结果见图 4-23, 图 4-24, 图 4-25。

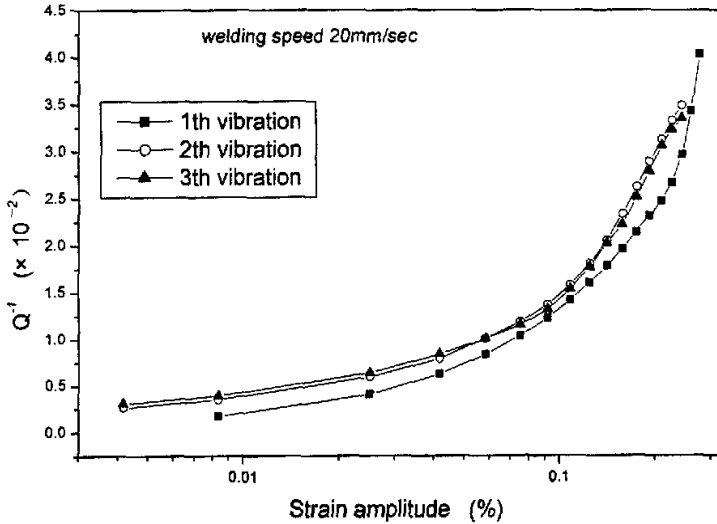


图 4-23 试样 1 纵向焊缝应变阻尼的三次测量结果 (焊速 20mm/sec)

Fig.4-23 Amplitude-dependent IF of welded sample during 3 times vibrating test (sample1)

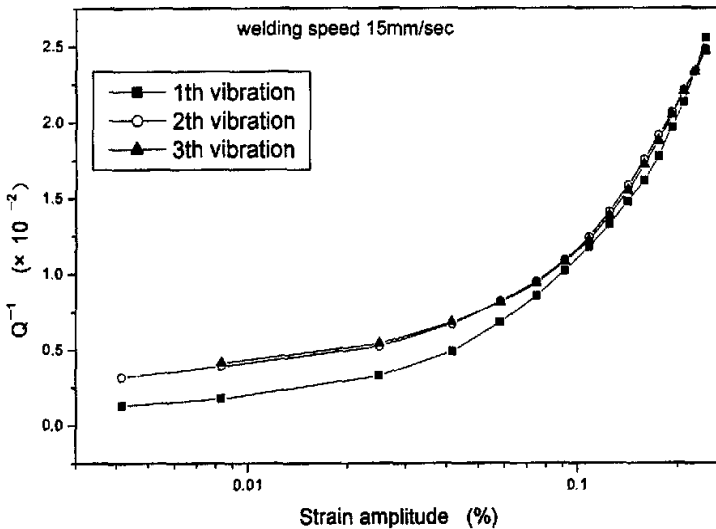


图 4-24 试样 2 纵向焊缝应变阻尼的三次测量结果 (焊速 15mm/sec)

Fig.4-24 Amplitude-dependent IF of welded sample during 3 times vibrating test (sample 2)

将图 4-23, 4-24 与图 4-22 对比, 可以看到, 与无焊缝试样一样, 焊接试样的后两次 (第二、三次) 振动阻尼测量的结果几乎是重合的, 表明经过塑性变形的试样 (第一次振动测量阻尼), 其阻尼会保持良好的稳定性, 不随振动时

间（载荷循环次数）的变化而发生很大的改变，这与振动时效过程加速度随时间变化的趋势是一致的。

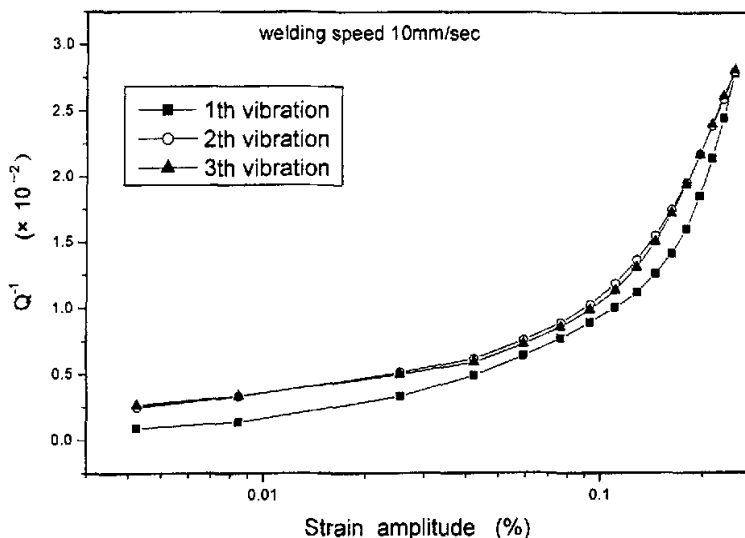


图 4-25 试样 3 纵向焊缝应变阻尼的三次测量结果 (焊速 10mm/sec)

Fig.4-25 Amplitude-dependent IF of welded sample during 3 times vibrating test (sample 3)

在小应变幅度范围内 ($<0.1\%$), 有焊缝试样的多次振动阻尼的变化与无焊缝的试样变化规律相同, 即第二次振动测量的阻尼比第一次高, 而在稍大应变幅度下 ($0.1\% \sim 0.2\%$), 有纵焊缝试样的阻尼与无焊缝试样的阻尼存在明显的区别, 第二次振动测量的阻尼与第一次比仍有一定的升高, 而不是像无焊缝试样那样与第一次振动测量的阻尼重合, 这与焊后试样的组织不均匀 (存在焊缝) 和应力不均匀 (存在残余应力) 有关。值得关注的是, 在应变幅度为 0.1% 左右, 对应于位错脱钉、阻尼显著增加之前, 三次振动测量的阻尼有明显的接近趋势, 初步分析认为这与位错密度和可动位错长度两者的变化有关。共振型的位错阻尼正比于位错密度和可动位错长度的四次方^[23], 连续 DMA 试验, 随着试样形变的增加导致位错密度增大, 阻尼增加, 但过大的位错密度, 又使可动位错长度减小, 大量位错的被钉扎, 导致位错脱钉前振动阻尼处于相对稳定的值。

仔细比较同一图中三次测量曲线可以发现, 在应变幅度较小时 (对应于振动时效的激振力较小情况), 三次振动阻尼是单调增加的; 在应变幅度大于 0.1% 后, 第二次到第三次振动阻尼有下降的现象。显然, 在用幅频曲线评价振动时效效果时, 简单认为阻尼降低导致共振峰左移的观点是不全面的。

上面阻尼测量结果表明,第一次测量的结果与后两次测量有明显变化,如果将四种试样的第一次振动阻尼测量结果抽取出来,可得到图 4—26。图中显示,在小应变幅度下,高焊速试样的阻尼与无焊缝试样阻尼基本相等。总体上看,在很大应变幅度的范围内,而随焊接速度的增加,阻尼呈现逐渐增大的趋势;在应变幅度的两个极端(小于 0.025%和大于 0.25%),不同焊接速度试样的阻尼曲线有重合趋势。

阻尼随焊接速度增加而降低的趋势可以用金属凝固过程杂质与位错交互作用的理论来解释。

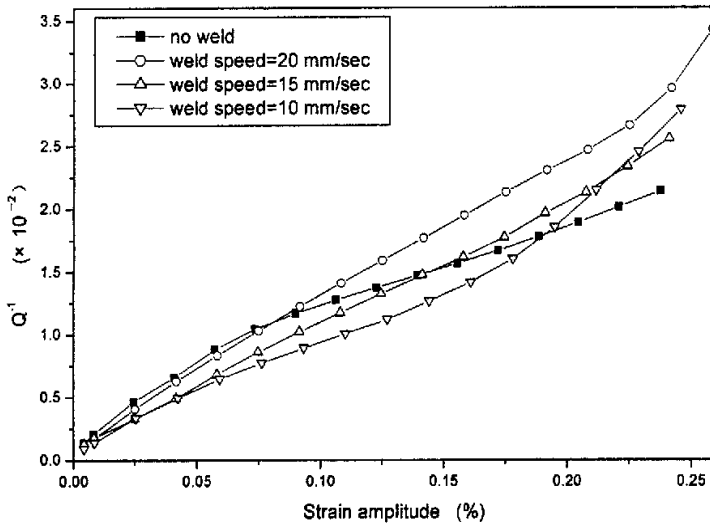


图 4—26 不同焊接速度下的试样应变阻尼曲线(第一次振动)

Fig.4-26 amplitude-dependent IF of sample under different welding speed (First vibration)

对于焊缝区域金属,存在金属熔化、凝固过程。焊缝冷却过程中,由于溶解度的降低,杂质原子(碳、氮等)便从晶粒中以两种形式沉淀析出,第一种是形成碳(氮)化合物的细小质点,它们强烈钉扎位错,导致可动位错数量降低,表现在阻尼值低。另一种是形成气团,气团对位错的钉扎属于弱钉扎,气团钉扎时位错的可动性良好,表现在阻尼值高^[29]。在较高的焊接速度下,焊缝金属的冷却速度较快,杂质原子形成化合物析出的倾向小,更多地以气团形式析出,导致高速焊接试样的阻尼比低速焊接时更高。

图 4—27 是四种试样的第二次振动阻尼测量曲线,不同焊接工艺参数下试样的阻尼变化规律与第一次振动测量的结果基本相似,一个明显的区别是在大应变

幅度下,焊接试样阻尼没有第一次测量的快速上升阶段。由于经过第一次振动后,试样有大于 0.2%的应变幅度,材料发生应变强化,再次振动时同样应力下塑性变形减小,振动阻尼的增加趋缓。

图 4-28 是四种试样的第三次振动阻尼测量曲线,与图 4-27 的第二次振动阻尼测量曲线比,阻尼基本没有发生变化,表明经过一定时间的振动处理后,无论焊接线能量如何,振动阻尼将趋于稳定,这与振动时效效果判据中,经过振动处理后构件的振动加速度振幅将趋于稳定是一致的。

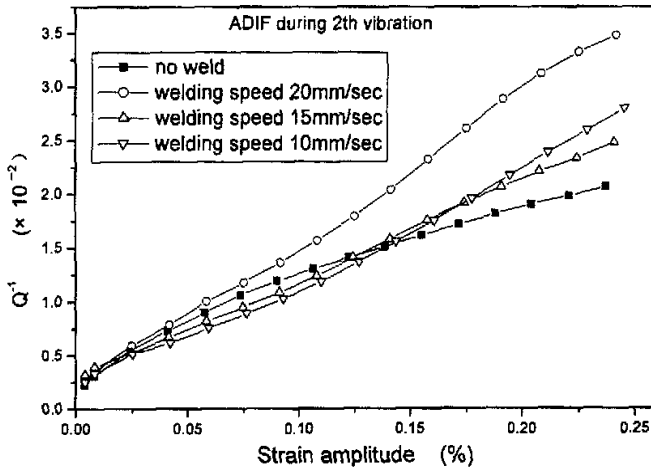


图 4-27 不同焊接速度下的试样应变阻尼曲线 (第二次振动)

Fig.4-27 amplitude-dependent IF of sample under different welding speed (2th vibration)

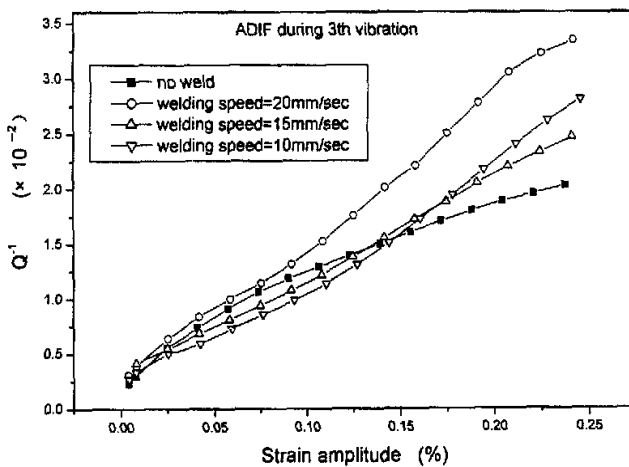


图 4-28 不同焊接速度下的试样应变阻尼曲线 (第三次振动)

Fig.4-28 amplitude-dependent IF of sample under different welding speed (3th vibration)

(3) 横焊缝试样振动阻尼

横焊缝试样的加工与纵焊缝试样相同，焊接速度为 20mm/sec，焊缝位置见图 4-17，横焊缝试样的应变振幅阻尼测量结果以及与纵焊缝试样和无焊缝试样的比较见图 4-29。

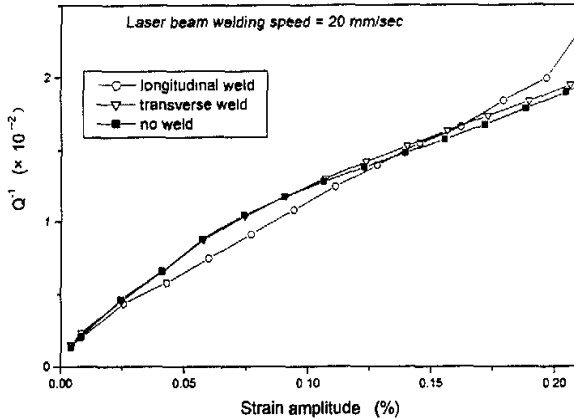


图 4-29 不同焊缝形式的试样应变阻尼曲线（第一次振动）

Fig.4-29 ADIF of sample under different weld type (1th vibration)

从图 4-29 不同焊缝形式的试样阻尼比较可见，横焊缝试样的阻尼曲线与无焊缝试样的阻尼曲线在整个应变范围内基本重合，这与横焊缝比较短（板宽度），对整个试样阻尼的影响比较小有关。

4.5 核聚变试验装置的振动时效幅频曲线

从上一节可知，焊接结构焊后的不同部位、不同残余变形引起振动阻尼不同，阻尼的复杂变化会导致结构幅频响应曲线的复杂变化。另一方面，构件的结构形式对振动幅频曲线也有影响，文献^[30]就指出，转动惯量、子结构等对振动参数的影响。下面针对 HT-7U 核聚变试验装置的制造，考察简单结构和复杂结构的振动时效幅频曲线。

HT-7U 核聚变试验装置我国科研领域研发的重大基础研究项目，国家投资约 4 亿元，由合肥中科院等离子所负责项目研究工作。该装置的研制为提升我国核聚变试验的水平，扩大国际核聚变研究的合作，提供了一个重要试验平台。

该装置主体结构全部采用不锈钢焊接结构，主要材料有 304L 和 316L，其中外壳体由上海锅炉厂核化公司负责制造。壳体采用厚度为 30~70mm 的 304L 不锈钢焊接而成，为保证结构尺寸的稳定，焊后结构必须消除残余应力，根据材料本

身和结构特点，热时效（TSR）工艺难于实施。本课题组与上海锅炉厂核化公司合作，采用振动时效技术降低 HT-7U 结构壳体的焊接残余应力，保证 HT-7U 结构的尺寸稳定。该项目的开展提高了 HT-7U 结构制造质量，为这一国家重大工程提供了技术支持，也为大型不锈钢焊接结构的振动时效提供了范例。

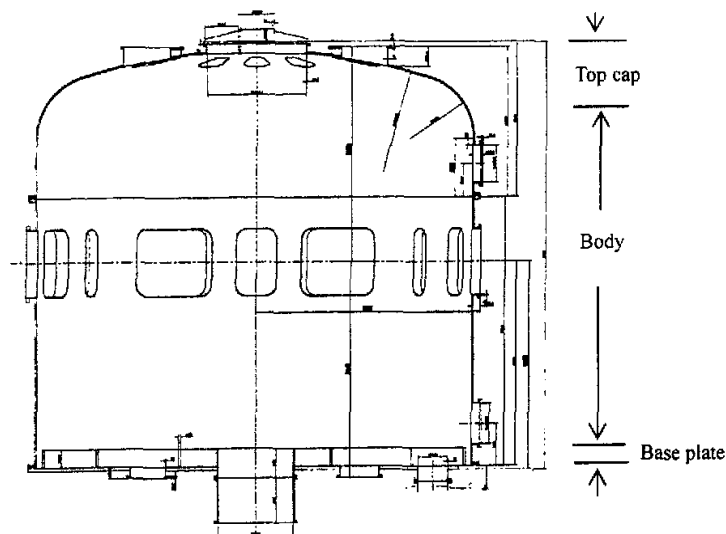


图 4-30 HT-7U 托卡马克外形简图

Fig.4-30 Sketch of HT-7U Tokamak

图 4-30 是中科院等离子所的 HT-7U 超导托卡马克试验装置外形结构简图。装置直径达 7.6 米，总高 7 米，结构的外壳材料全部采用超低碳不锈钢 304L，外壳分三段（底板，筒体，顶盖）焊接，然后组合而成。为消除焊接残余应力，保证结构运行中的尺寸稳定性，各段焊后都采用振动时效工艺处理。

(1) 简单结构—法兰的 VSR

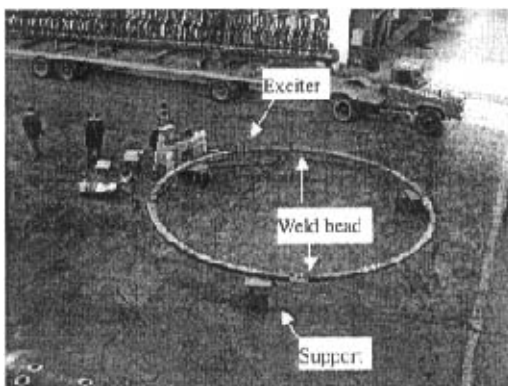


图 4-31 法兰的振动时效现场

Fig.4-31 the VSR field of the flange

顶盖包含一个法兰，法兰由四段圆弧焊接而成（图 4-31），结构比较简单，焊后单独进行一次振动时效工艺处理。法兰外径 7.6 米，截面是宽 135 毫米、厚 100 毫米的矩形，在振动时效时，法兰圆周上均布三点支撑（图 4-31），激振器固定在法兰上，迫使法兰弯曲振动。

采用国产 VSR-N06 型 1.5KW 振动时效装置，激振偏心距调节在第 5 档，振动时效前后的幅频曲线见图 4-32。

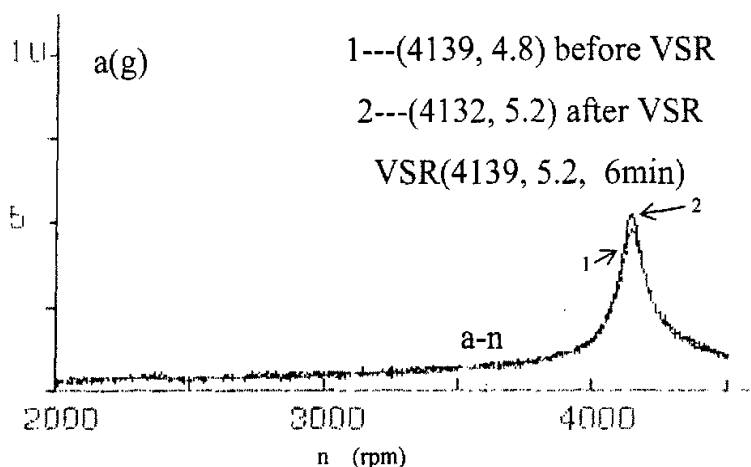


图 4-32 法兰振动时效前后的加速度幅频曲线

Fig.4.32 The acceleration response of the flange before and after VSR

图 4-32 中横坐标 n 代表激振器转速，纵坐标代表振动加速度，单位是重力加速度 g ，可以看到，振动时效前后两次扫频幅频曲线基本重合，只是在共振峰位置有变化。振前扫频的加速度峰值是 4.8g，共振转速 4139rpm，即共振频率约 69 赫兹（曲线 1）。采用这一频率振动时效 6 分钟后，再次扫频，得曲线 2，加速度峰值增大到 5.2g，共振转速是 4132rpm，即共振频率左移了约 0.2 赫兹。

由此可见，类似法兰的简单焊接结构，振动时效前后幅频曲线的变化较好地符合振动力学分析结果，即共振峰值升高，共振频率左移。

(2) 复杂结构—桶体 VSR

桶体材料也是 304L，厚度 30 毫米，全焊接结构，与法兰比，焊缝多，内部焊有加强刚性的骨架，结构复杂。振动时效处理时，在筒体底部采用四点对称软木支撑（图 4-33），激振器固定在筒体底部法兰上，激振器偏心距调节在 8 档，加速度传感器附在桶体内壁上。抽取振动时效前后加速度幅频曲线的高频率（转速 5000rpm~7000rpm）部分，得到图 4-34 所示。

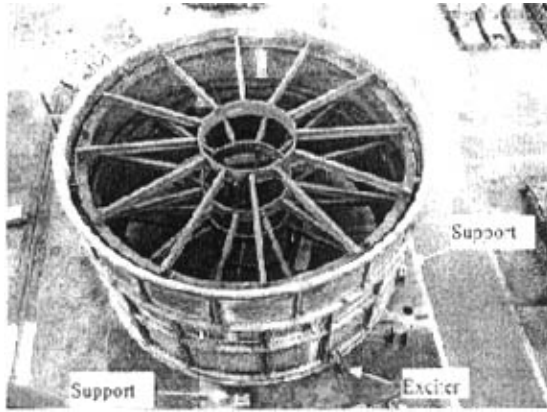


图 4-33 HT-7U 桶体的振动时效现场

Fig.4-33 the VSR field of HT-7U body

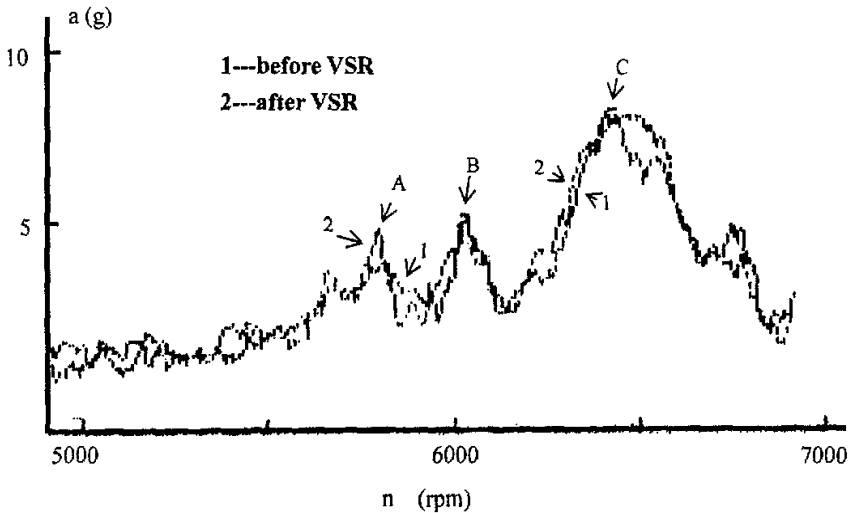


图 4-34 HT-7U 桶体振动时效前后的加速度幅频曲线

Fig.4-34 The acceleration response of the HT-7U body before and after VSR

由于桶体结构比法兰相对复杂，其振动幅频曲线没有像法兰的幅频曲线那样简单、平滑，有较多次振峰。比较图 4-34 中的振动时效前后的幅频曲线，可以看到一个明显的变化是，振动时效后共振峰 A 的出现，文献^[30]指出，由于转动惯量和子结构的存在，幅频曲线上的共振峰数目有增多现象。而共振峰 B、C 振动时效后有峰值降低和右移的现象，文献^[14]认为这与次振峰与主振峰的融合有关。由于幅频曲线振后出现明显的低幅振峰增值现象，根据 JB/T10375-2002 焊接构件振动时效工艺参数选择及技术要求^[31]，桶体的振动时效工艺可以认为是有效

的。

振动时效后，打印的共振峰值的参数见表 4-3。

表 4-3 HT-7U 桶体加速度幅频曲线的峰值参数

Table 4-3 The peak value of the acceleration response curve of HT-7U body

	before VSR		after VSR		
	peak B	peak C	peak A	peak B	peak C
Rotating speed (rpm)	6012	6423	5780	6024	6423
Frequency (Hz)	100.2	107	96.3	100.4	107
Acceleration (m/s^2)	47	70	44	46	68

(3) 复杂结构—顶盖的 VSR

前面提到的法兰，在经过振动时效后与上盖焊接，形成 HT-7U 的顶盖。HT-7U 壳体的顶盖也是 304L 不锈钢焊接结构，由于制造工艺需要，顶部焊有碳素钢的吊环（图 4-35），振动时效时在顶盖的法兰上采用四点均布支撑，激振器和加速度传感器都位于顶盖下部的法兰上（图 4-35）。

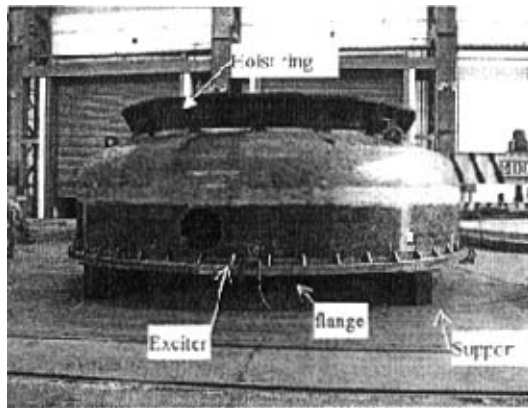


图 4-35 顶盖的振动时效现场

Fig.4-35 The VSR field of HT-7U Top cap

振动处理前，顶盖经过初次扫频，得到加速度幅频曲线 1（图 4-36），其中一个主共振峰频率 108.5Hz，对应转速 6507rpm，加速度幅度 7.0g，之后在 108.5Hz 频率下进行 5 分钟的振动时效，振动时效后，再次扫频得到幅频曲线 2，图 4-36 显示了在激振器转速 5000~7000rpm 范围，振动时效前后两次扫频曲线的变化。振动时效后，打印的几个共振峰值的参数见表 4-4。

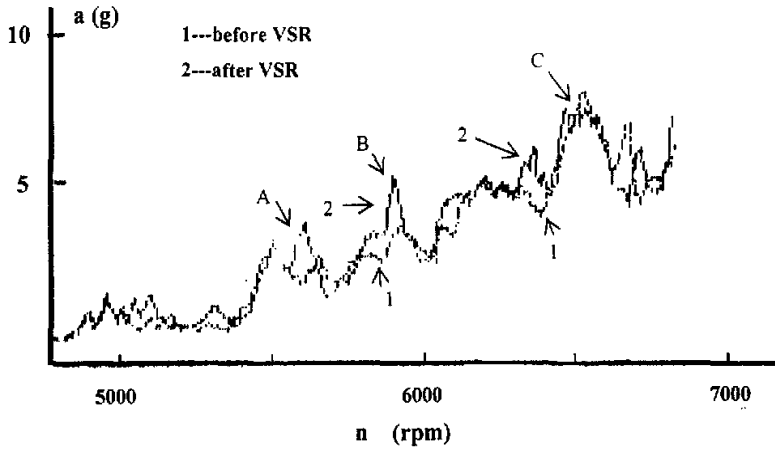


图 4-36 HT-7U 顶盖振动时效前后的加速度幅频曲线

Fig.4-36 The acceleration response of the HT-7U top cap before and after VSR

表 4-4 顶盖加速度幅频曲线的峰值参数

Table 4-4 The peak value of the acceleration response curve of the top cap

	before VSR		after VSR		
	peak A	peak C	peak A	peak B	peak C
Rotating speed (rpm)	5481	6507	5586	5882	6451
Frequency (Hz)	91.4	108.5	93.1	98	107.5
Acceleration (m/s^2)	36	70	38	50	68

从图 4-36 和表 4-4 可以看到, 经过振动时效后, 幅频曲线上振峰明显增多, 其中峰 B 尤其变化明显, 加速度峰值从振前的 $30m/s^2$ 左右升高到振后的 $50m/s^2$; 振峰 A 振后右移 (共振频率增加), 幅度加大; 主振峰 C 振后左移 (共振频率降低), 加速度峰值也稍有下降。

从以上的几个幅频曲线可以看到, 对复杂的焊接结构, 不同的振峰, 振动时效后的变化规律并不相同。由于结构形式的不同, 振动阻尼的变化复杂, 可能导致一些共振峰在振动时效后右移, 峰值降低, 单纯用幅频曲线振后共振峰发生左移、峰值升高作为有效性的判据并不全面。文献^[32]就提到, 经过振动时效后构件的共振频率增大, 即共振峰右移。

通过 HT-7U 装置中的简单、复杂两种构件的振动时效幅频曲线的分析, 可以看到 JB/T10375-2002 标准将幅频曲线发生了单项特征或组合特征的变化 (出现振幅升高、降低、左移、右移) 作为振动时效的效果判据更具有实用性, 尤其在复杂结构的振动时效时。

4.6 本章小结

- (1) 结构阻尼(材料阻尼)是振动时效过程的非粘性阻尼,提出了结构阻尼的受迫振动模型;基于结构阻尼模型理论分析表明,加速度的共振峰值、共振频率在振动处理后分别升高、左移。
- (2) 焊接结构振动时效过程有多种阻尼耗能机制,主要包括滞弹性阻尼与形变阻尼。它们与材料中的位错、晶界运动和塑性变形有关。
- (3) 应用动态机械分析(DMA)对14MnNbTi和304L不锈钢基于应变幅度的应变阻尼(ADIF)测量表明,不同焊缝区域阻尼不同,预应变对阻尼影响显著。激光焊接小试样的ADIF测量表明,焊接试样阻尼随应变幅度增加较快,显示有焊缝试样内位错密度、位错增殖更明显。
- (4) 焊接工艺参数对振动阻尼也有影响。试样焊接速度越高,阻尼越大,显示阻尼与位错的钉扎方式有关,高焊接速度下,位错被气团的弱钉扎导致阻尼的升高。
- (5) 可以利用小试样多次DMA试验模拟材料振动时效过程。连续三次的振动测量试验显示,激振力较大时,阻尼的变化有一个先增加后降低的过程。
- (6) 振动时效的幅频曲线变化规律与振动阻尼的复杂变化有关。HT-7U核聚变装置的振动时效表明,不同的振峰,振动时效后的变化规律并不相同,共振峰有可能降低、右移,振后低幅振峰增值比较常见,采用JB/T10375-2002标准对振动时效效果进行评价更具有实用性。

参考文献

- [1] 清华大学工程力学系固体力学教研组. 机械振动(上册). 北京:机械工业出版社,1980
- [2] 贺兴书. 机械振动学. 上海:上海交通大学出版社,1989
- [3] JB/T5926-1991 焊接构件振动时效工艺参数选择及技术要求, 1991
- [4] 张国福等. 振动时效效果判据的理论分析. 焊接, 2001, (7):12~14
- [5] 芦亚萍. 振动时效判据分析. 组合机床与自动化加工技术, 2001.4: 22~24
- [6] 李强, 彭京启. 振动时效消除构件残余应力的理论和方法. 华北工学院学报, 2001, 22(3): 186~189
- [7] 刘扬. 振动时效消除残余应力机理的研究. 中南林学院学报, 1996, 16(2):81~85
- [8] 高俊云. 振动时效过程中动态参数变化规律的理论研究. 动态分析与测试技术, 1996. (1): 30~33
- [9] 向文良. 振动时效工艺在大型焊接结构件上的应用. 电子机械工程, 2000,(4):47~49

- [10] 付建科, 游敏 等. 振动时效技术及其在大型焊接结构件上的应用. 三峡大学学报(自然科学版), 2003, 25 (6): 534~537
- [11] 查利权等. 确定振动时效参数的应力振型函数法. 振动、测试与诊断, 1990, 10 (4):12~16
- [12] 焦馥杰 等. 振动时效机理研究. 焊接学报, 1992, 13 (3):169~174
- [13] 樊振江. 机械振动及其计算机辅助测试技术. 北京: 机械工业出版社, 1996. 7
- [14] 许旻, 孙茂才, 李庆本. 振动时效效果现场判断的判据. 焊接学报, 2002, 23 (2) : 63~67
- [15] Robert F. Steidel, Jr. An introduction to mechanical vibrations. Canada: John Wiley & Sons, Inc.1971
- [16] 臧建华, 方蕴文. 振动分析基础. 成都: 电子科技大学出版社, 1990
- [17] C. M. 哈里斯, C. E. 克瑞德. 冲击和振动手册. 北京: 科学出版社, 1990
- [18] 戴德沛. 阻尼技术的工程应用. 北京: 清华大学出版社, 1991
- [19] C. 甄纳 金属的弹性与滞弹性. 北京: 科学出版社, 1965
- [20] 冯端, 王亚宁, 丘第荣. 金属物理(下) 科学出版社, 1975
- [21] 孔庆平, 周浩, 张平. 形变过程内耗. 物理, 1997, 26 (3) : 146~150
- [22] 葛庭燧. 固体内耗理论基础—晶界弛豫与晶界结构. 北京: 科学出版社, 2000
- [23] 哈宽富. 金属力学性质的微观理论. 科学出版社, 1983
- [24] 张策. 机床噪声原理及控制. 天津: 天津科学技术出版社, 1984
- [25] 葛庭燧. 扭摆内耗仪的发明和内耗研究的开拓与发展. 力学进展, 1994. 024(003) :336~352
- [26] 徐京娟, 邓志煜, 张同俊. 金属物理性能分析. 上海: 上海科学技术出版社, 1988
- [27] DMA2980 dynamic mechanical analyzer operator' s manual. © 1996 by TA Instruments, Inc.
- [28] S. Kustov, S. Golyandin, et al. Amplitude-dependent internal friction, microplastic strain and recovery of lead at ambient temperature. Materials science & engineering A. 1997, 237:191~199
- [29] 宋学孟 金属物理性能分析 北京: 机械工业出版社, 1990
- [30] 许旻, 李庆本. 振动时效的振动力学分析. 焊接学报, 2000, 21(1) :79~82
- [31] JB/T10375-2002 焊接构件振动时效工艺参数选择及技术要求, 2002
- [32] 汪风泉 查利权. 振动时效效果的振动评价. 振动工程学报, 1991, 4(2):43~50

第五章 振动时效效果的动应力评价模型研究

前几章已经提到, 振动时效效果的评价方法主要有振动参数曲线(幅频曲线等)评价和应力实测评价两类, 前者操作简单便捷, 有实时性, 但只能定性评价效果, 后者虽能定量评价效果, 但残余应力的测量过程比较复杂, 实时性较差。

从振动时效的原理可知, 振动时效工艺是通过振动动应力与材料的残余应力的叠加来起作用的, 因此动应力与残余应力的消除效果有直接的关系。由于动应力不存在振动前后两次测量问题, 也不需要盲孔法的钻孔, 因此测量起来较残余应力的实测法简单得多。本章研究了金属材料在循环载荷下的应力应变关系, 针对 304L 不锈钢材料, 研究振动动应力与焊接残余应力消除的关系, 建立相应的数学模型, 为实时进行消应力效果的定量评价打下基础。

5.1 循环载荷下的应力应变

焊接结构在振动时效过程中所承受的载荷是一种循环载荷, 因此, 分析循环载荷下材料的应力应变特征有助于对振动时效工艺的深入研究。

图 5-1 (a) 示意地表示了典型金属材料静态拉压过程的应力应变。先将材料拉伸到 A 点, 然后卸载, 材料基本沿弹性曲线到 B 点, 继续反向加载, 由于包辛格效应, 材料很快偏离弹性曲线, 到达 C 点。由于反向塑性变形的存在, 造成拉伸和压缩的应力应变在四个象限有各种组合, 图 5-1 (b)。

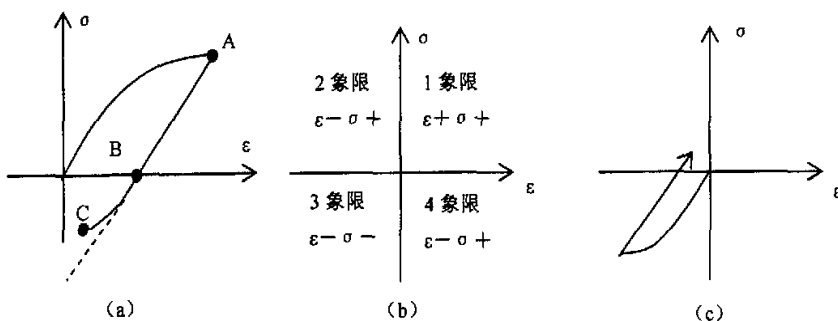


图 5-1 拉伸压缩应力应变及四象限

Fig.5-1 Quadrants of the stress-strain plane

应力应变的组合不是任意的。一个无应力的材料可以从 0 点开始加载进入第 1 或第 3 象限, 但绝不会进入 2 或 4 象限。只有经过塑性变形才能进入第 2、4 象限, 如图 5-1 (a), 图 5-1 (c) 显示的是由压缩状态卸载后加上拉伸载荷

进入第 2 象限。总之，要进入第 4 象限，必须在第 1 象限内有塑性变形，要进入第 2 象限，必须在第 3 象限内有塑性变形^[1]。

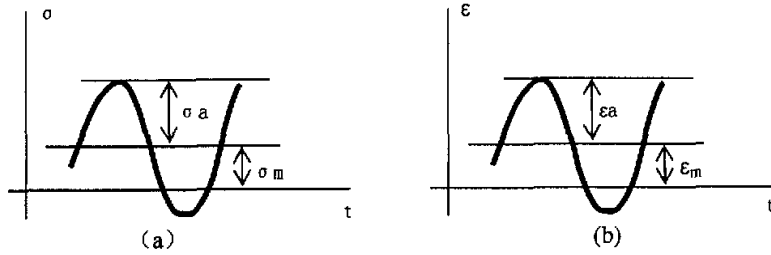


图 5-2 循环应力应变的定义
Fig.5-2 Definition of cyclic stress and strain

最简单常见的循环载荷是正弦周期均匀施加的载荷，见图 5-2，加载函数可以是力、应力、位移或应变，在应力函数中，应力峰间值为应力振幅，而振幅的一半称为应力幅值，以 σ_a 表示，两个峰值之间的中线到零线的距离，称为平均应力，以 σ_m 表示，图 5-2 (a)。同理可定义应变幅值和平均应变，图 5-2 (b)。特别地，当平均应力为零时的循环称为对称循环。

5.2 金属材料的循环应力应变原理

前几章在讨论金属的滞后回线时，曾提到应力应变的响应随循环次数不同而变化，响应变化的两个极端情况是材料的循环硬化和循环软化。

5.2.1 循环硬化与软化

金属材料在恒应力幅值循环载荷下会表现出循环硬化和软化特性(图 5-3)。

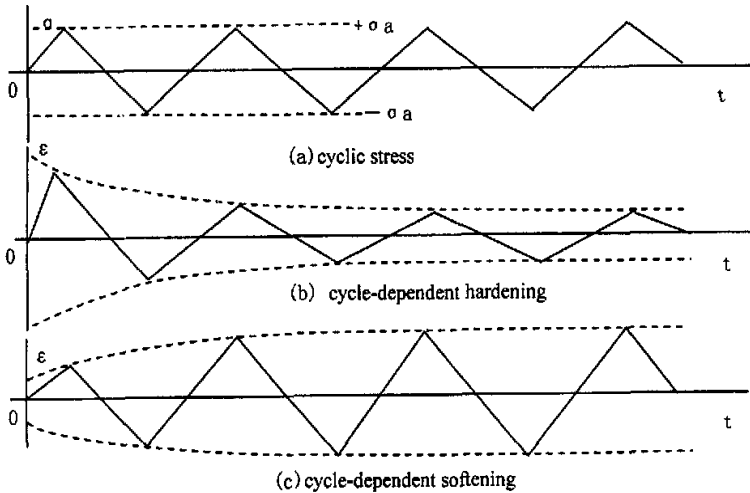


图 5-3 恒应力幅值控制下材料的循环应变响应
Fig.5-3 Cycle-dependent material responses under stress control

在图 5-3 的整个对称循环加载过程中,应力幅值保持 σ_a 不变,图 5-3(a),而应变却随时间变化,在图 5-3 (b) 中,材料抵抗变形的能力是随循环次数的增加而增大,在相同的应力下,应变变得越来越小,显示出循环硬化特点。类似于单调变形中的冷作硬化,应变峰值的包络线是一个指数函数,大部分变化在循环早期出现。而图 5-3 (c) 显示材料对变形的抵抗能力逐渐减小,应变在指数包络线下随循环次数增加而不断增大,在恒幅应力下,呈现循环软化的特点。

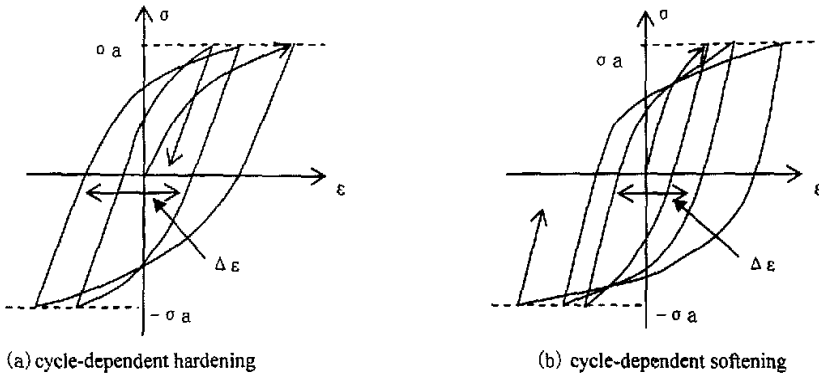


图 5-4 恒应力幅度下循环应力应变曲线
Fig.5-4 Stress vs. strain under constant stress amplitude

如果将上面曲线转变成应力应变曲线,则可以得到恒应力幅度循环载荷下的应力应变曲线,如图 5-4 所示。图 5-4 示意地表示了从零应力开始的前几个循环载荷的应变变化。由于塑性变形的变化,滞后回线并没有呈完全封闭状态,但滞后回线的宽度可以表示材料性能的改变,对循环硬化材料,滞后回线的宽度 $\Delta \epsilon$ 是逐渐减小的(图 5-4 (a)),对循环硬化材料,回线的宽度是逐渐增加的(图 5-4 (b)),但最终回线都趋于一个稳定的状况。

5.2.2 循环蠕变与松弛

图 5-4 描述的是平均应力为零的对称循环状况,如果平均应力为拉伸应力,即 $\sigma_m > 0$,拉伸平均应力会使平均应变沿拉伸方向增加,反映在应力应变曲线上,滞后回线沿着拉伸应变增加的方向移动,产生循环蠕变(图 5-5)。产生循环蠕变的原因是,

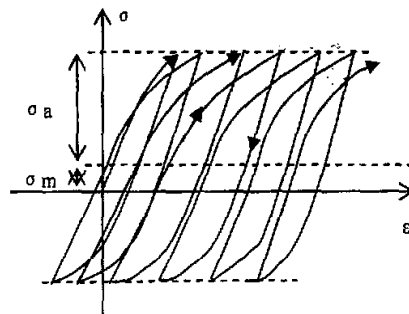


图 5-5 由平均应力引起的循环蠕变模型
Fig.5-5 Model of cyclic creep caused by a mean stress

在每个循环中，平均应力只使一个方向的峰值应力提高，这样，在每次循环中，就有一些塑性变形不被等量的另一个方向的塑性变形抵消。在大的循环应力作用时，即使没有平均应力，循环塑性变形也会很高，在这种情况下，一个很小的平均应力，也能够每次循环中产生大量偏向一方的塑性变形，结果形成了循环蠕变^[1]。

文献^[2]指出，在大的循环塑性应变的载荷下，在循环进行时，平均应力有变小的趋势，这种特性称为循环应力松弛，又称为动态松弛，以区别于单调应力下的应力松弛。文献^[3]进一步指出，不管拉伸还是压缩循环，平均应力的变化一般是向零应力方向减小，它通常不跨越至相反的符号，当平均应力趋近于零时，其变化率变得较小，循环塑性应变使平均应力更容易松弛。

如果以材料的内应力（或残余应力）作为平均应力，那么在循环载荷作用下，由于循环蠕变的存在，必然使内应力向零应力靠近，即内应力降低。

5.3 304L 在对称循环载荷下的蠕变

试验在 MTS810 材料试验机上进行（图 5-6），它通过液压控制载荷的大小和循环周次，可以设置不同的平均载荷（ σ_m 平均应力）和循环应力幅值（ σ_a ）。

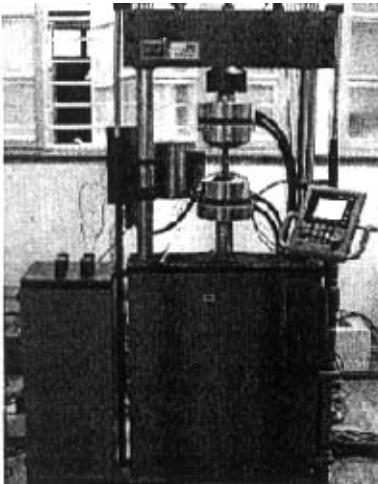


图 5-6 MTS810 材料试验机
Fig.5-6 mechanical test system MTS810



图 5-7 夹持在试样上的应变测量传感器
Fig.5-7 strain sensor on the sample

材料的应变通过安装在试样上的应变测量传感器得到（图 5-7），整个加载过程的动态应力、应变和位移等曲线可以通过计算机实时显示。

试验的材料是 304L 超低碳不锈钢，其化学成分和力学性能在第 4 章中已经

给出。试样尺寸是：长 110mm×宽 14.8mm×厚 3.6mm。

(1) 加载频率对循环应力应变的影响

设定 0.1 赫兹、1 赫兹和 10 赫兹三种加载频率进行试验，载荷为正弦波，其中 10 赫兹的加载频率与振动时效的工作频率在同一数量级。

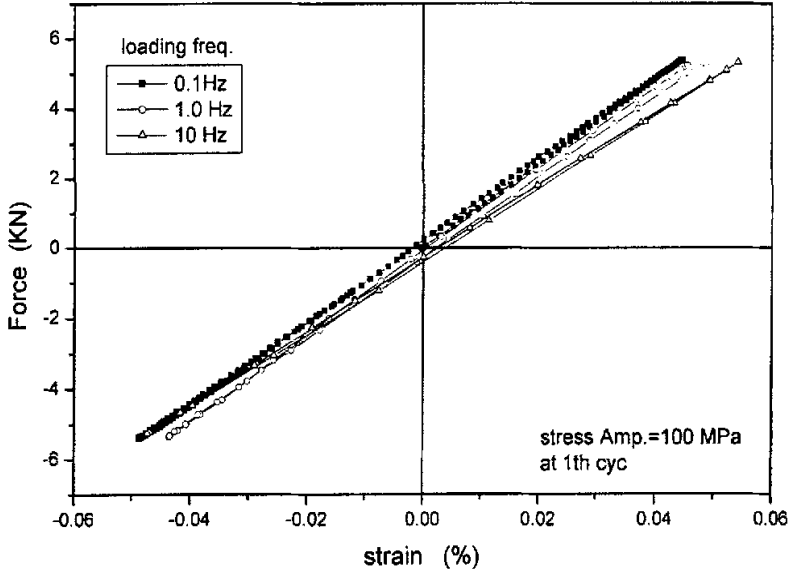


图 5-8 不同加载频率下在第 1 周时的循环载荷应变 (应力幅值 100MPa)

Fig.5-8 1th cyclic force and strain under different loading freq. (stress Amp.=100MPa)

图 5-8 显示了不同加载频率下第 1 周循环载荷和应变的变化，加载的循环应力幅值为 100MPa (相应的载荷为 $\pm 5.36\text{KN}$)，从图中可见，0.1Hz 与 10Hz 的载荷—应变曲线有明显不同，同等应力下，快速加载 (10Hz) 的应变大于慢速加载，拉应力下表现得更明显。

如果将载荷增加，即在更高的循环应力下进行试验，应变曲线的变化遵循同样的变化规律，图 5-9 和 5-10 就是在循环应力幅值分别为 150MPa (载荷幅值为 $\pm 8.04\text{KN}$) 和 200MPa (载荷幅值为 $\pm 10.73\text{KN}$) 下第 1 周的载荷—应变曲线。图中可见，在高应力幅值下由于包辛格效应导致的应力—应变滞后环更明显，而在慢速加载情况下 (0.1Hz)，载荷—应变曲线在三种加载应力幅值下都没有明显的滞后环。

304L 在循环载荷作用下，会产生循环蠕变，不同的循环载荷频率对循环蠕

变也有不同的影响，循环蠕变大小与加载次数（时间）有关。

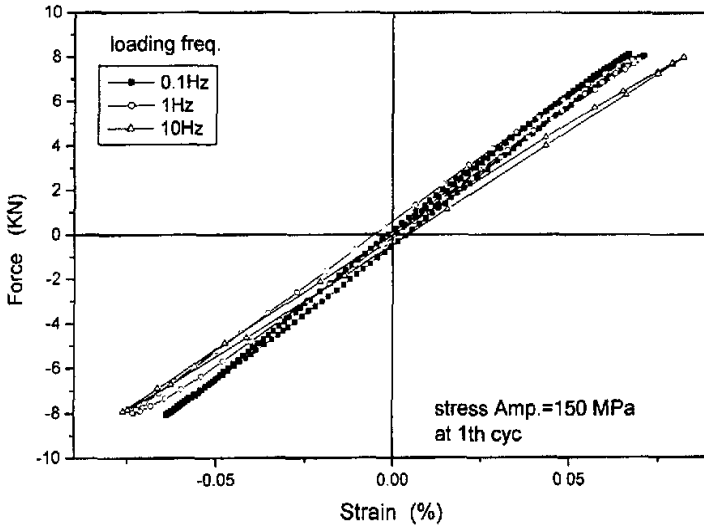


图 5-9 不同加载频率下在第 1 周时的循环载荷应变（应力幅值 150MPa）

Fig.5-9 1th cyclic force and strain under different loading freq. (stress Amp.=150MPa)

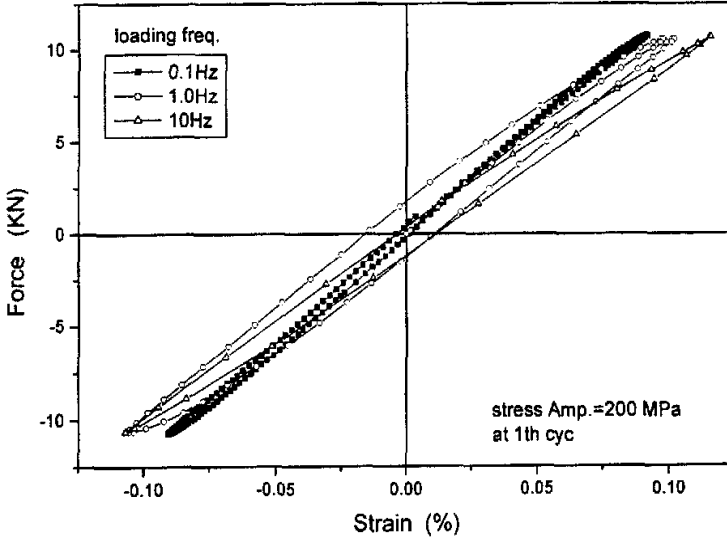


图 5-10 不同加载频率下在第 1 周时的循环载荷—应变（应力幅值 200MPa）

Fig.5-10 1th cyclic force and strain under different loading freq. (stress Amp.=200MPa)

图 5-11 是在循环应力幅值为 100MPa 下，加载到第 60 周时载荷—应变曲线。在三种加载频率下，加载到 60 周所需要的时间分别为 10 分钟（0.1Hz）、1 分钟

(1Hz)、和6秒钟,从图5-11可以看到,三种加载频率下循环蠕变的结果有很大的差别。0.1Hz加载频率的蠕变最大,到达0.1%,1Hz的次之,而10Hz加载下的蠕变最小,载荷—应变曲线刚刚偏离原点。

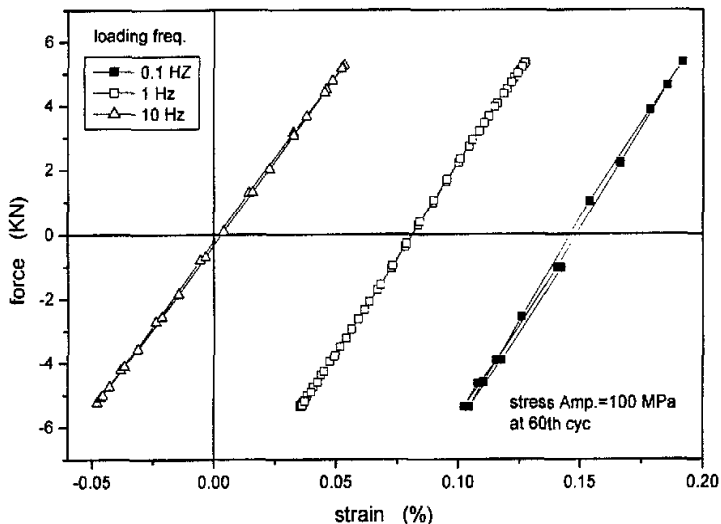


图5-11 不同加载频率下在第60周时的循环载荷应变(应力幅值100MPa)

Fig.5-11 The 60th cyclic force and strain under different loading freq. (stress Amp.=100MPa)

从上面不同加载频率的比较可以看到,加载频率对304L材料的应力—应变曲线和循环蠕变大小都有明显的影响,在进行模拟振动时效的试验时,应该选择大于1赫兹以上的加载频率。

(2) 循环应力幅值对应变、蠕变的影响

对304L不锈钢,在不同循环应力幅值下,循环蠕变的大小与应力幅值有密切的关系。试验固定加载频率在10Hz,研究不同加载应力幅值下应变变化规律。试验还在MTS810上进行,304L试样的尺寸仍为:长110mm×宽14.8mm×厚3.6mm。试样的循环应力幅度分别为20MPa和110MPa。

图5-12显示当循环应力幅值在20MPa时,304L的循环应变变化很小,应变只是在前10周循环有微小的蠕变,第10周的载荷—应变曲线与第600周的基本重合。而当循环应力幅值为110MPa时,循环蠕变就非常明显,如图5-13,蠕变的速度由快到慢,循环载荷到300周时基本不再进行蠕变,第300周的载荷—应变曲线与第1800周的曲线基本重合。

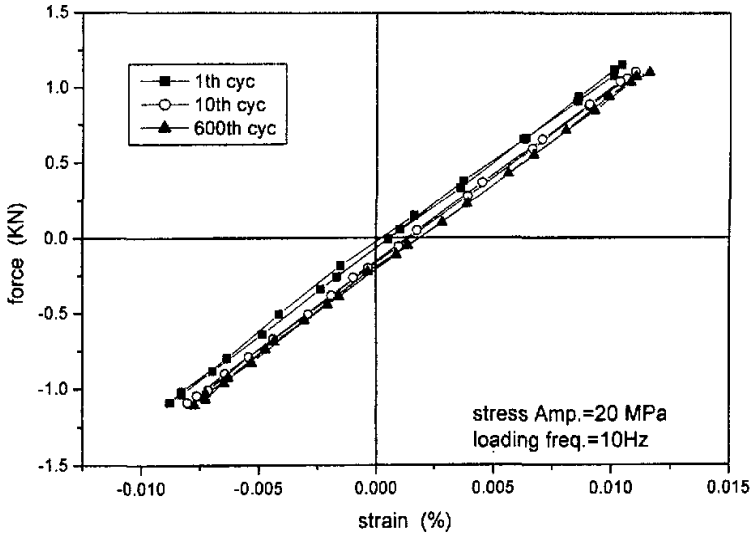


图 5-12 304L 的循环载荷与应变 (应力幅值=20MPa)

Fig. 5-12 cyclic force and strain of 304L (stress Amp.=20MPa)

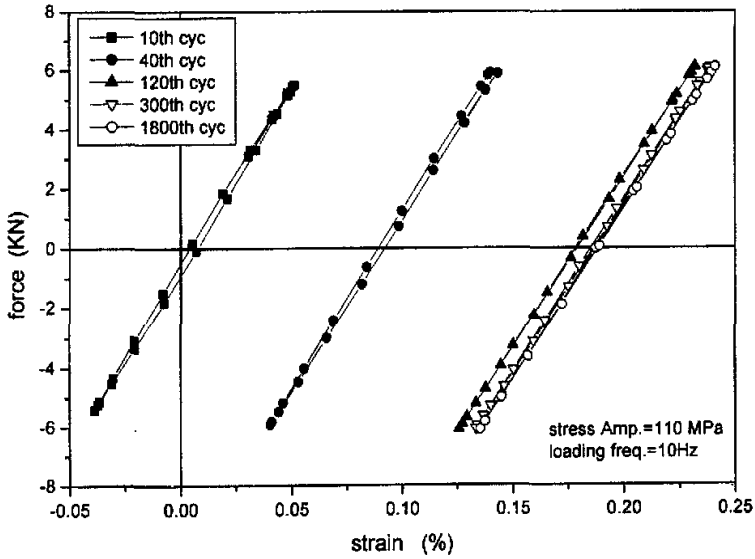


图 5-13 304L 的循环载荷与应变 (应力幅值=20MPa)

Fig. 5-13 cyclic force and strain of 304L (stress Amp.=20MPa)

以上试验表明, 304L 在循环载荷下的蠕变与循环应力幅值大小关系密切, 载荷应力幅值越小, 蠕变越小, 应变达到稳定的循环次数越短; 载荷越大, 蠕变越大, 应变达到稳定所需要的循环次数也越多。

5.4 304L 焊接试样的非对称循环载荷与蠕变

焊接结构振动时效过程存在振动动应力与残余应力的叠加，振动动应力是一种循环载荷，残余应力可以看成是作用在材料上的平均应力。因此，首先采用非对称循环载荷试验，设定平均应力为拉应力的循环载荷，了解 304L 焊接试样在拉-拉循环下的载荷-应变曲线。

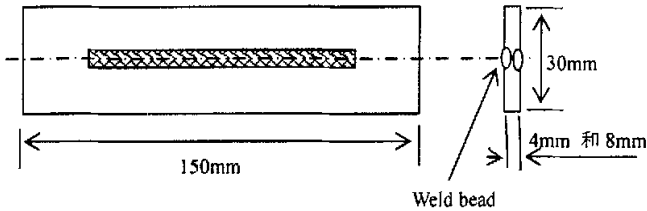


图 5-14 304L 不锈钢焊接试样尺寸

Fig. 5-14 dimension of 304L welded sample

试样尺寸见图 5-14，循环加载前，试样表面用 TIG 进行不添丝的加热，模拟焊缝。采用 Miller 公司的 syncrowave 351 焊接电源，焊接电流为 100A，电压 12.5V。采用双面焊接，循环应变测量在后焊接焊缝中央，这样可以降低由于焊接弯曲变形，导致应变测量的误差，加载后的试样见图 5-15。

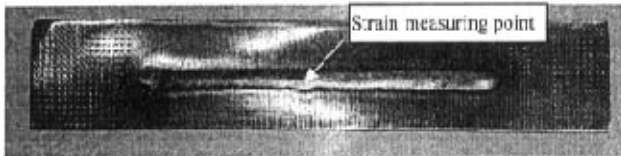
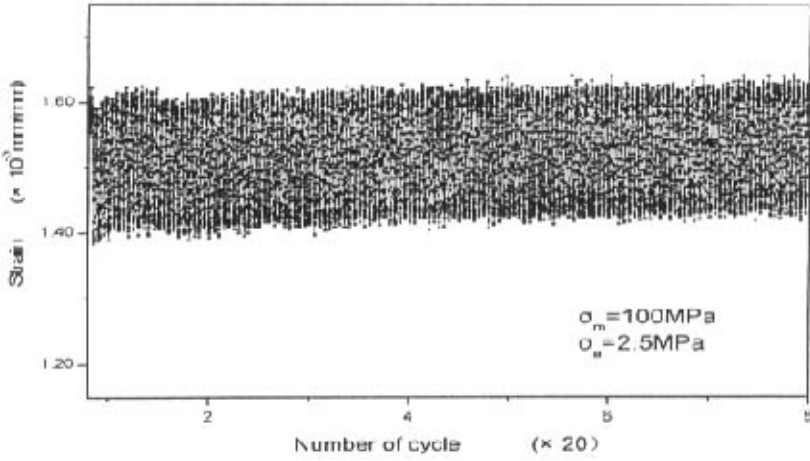


图 5-15 循环加载后的焊接试样

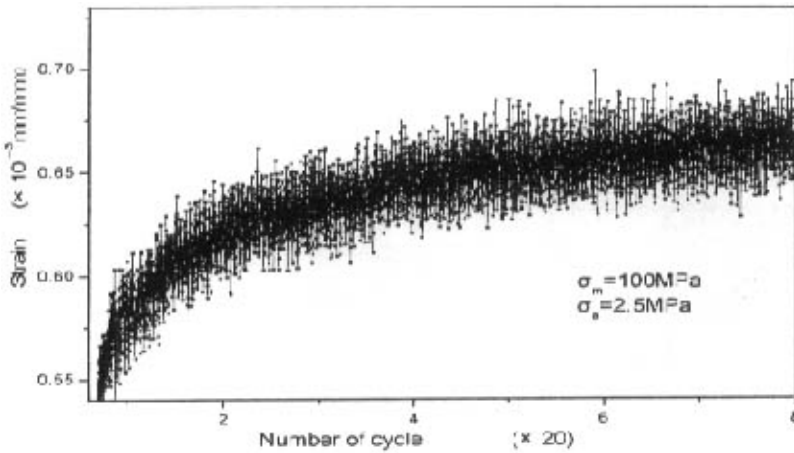
Fig. 5-15 Welded sample after cyclic loading

试验采用正弦波拉-拉循环载荷。图 5-16 的 (a) (b) 比较了有无焊缝两种 304L 试样在正弦波循环载荷下的应变情况。加载频率为 20 赫兹，横坐标是加载循环周次，纵坐标是沿焊缝方向应变传感器测量到的纵向应变。图中 σ_m 表示施加的平均应力， σ_a 表示动应力的幅值大小。从图 5-16 可见，在平均载荷 100MPa，动应力幅值为 2.5MPa 下，无焊缝的试样的应变随循环次数的变化呈平缓增加，循环次数的增加对试样的应变影响比较小，应变的平均值基本不变，卸载后，试样残余变形很少；同样的载荷加在有焊缝的试样上，随载荷的循环次数增加，应变呈递增波动，尤其在最初的约几个周波内，应变增长迅速，而后应变

基值的增长趋缓慢，卸载后，试样存在一定的残余塑性变形，它对试样焊后残余应力的消除有重要作用。



(a) Sample without weld



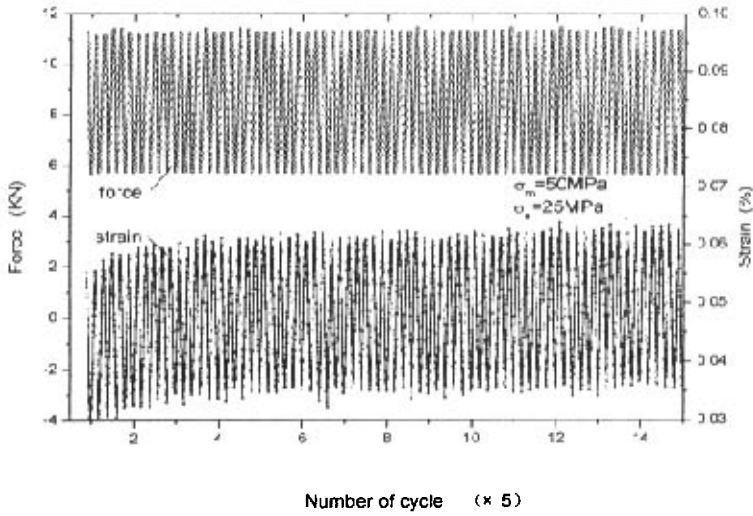
(b) Sample with weld

图 5-16 有无焊缝试样拉-拉循环载荷下的应变比较

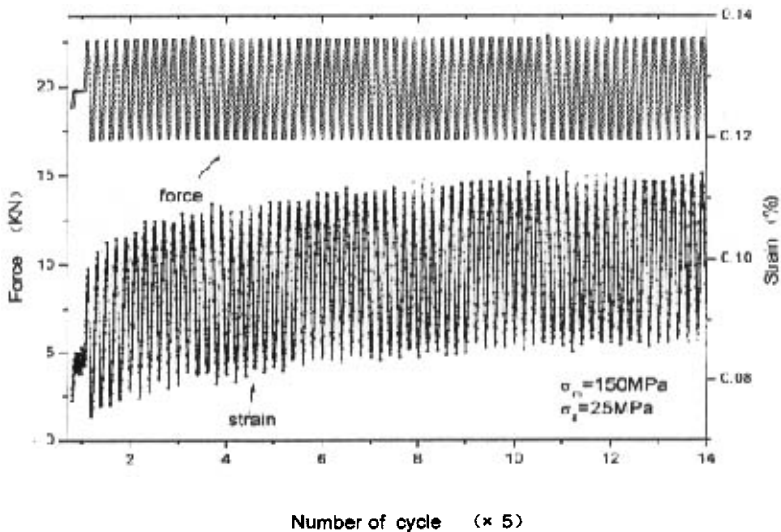
Fig.5-16 Cyclic strain of sample with weld and without weld

如果将同一个试样连续经历不同应力幅度的循环载荷作用，可以了解循环应力幅度对应变变化的影响。图 5-17 的 (a) (b) (c) 是有焊缝 304L 试样在不同平均应力作用下，试样的动态载荷、应变变化规律，应力幅值均为 25MPa。循环加载频率是 5 赫兹。循环载荷的平均应力和应力幅值分别由标注图中的 σ_m 和 σ_a 表示，载荷为正弦波形。由于加载过程采用载荷控制，图中左边的纵坐标

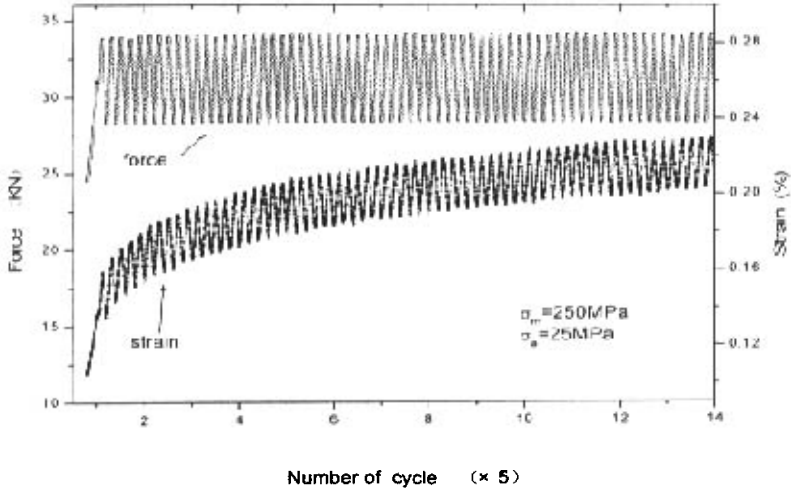
表示载荷（力）的大小，相应的应力幅值在图中给出，右边的纵坐标表示应变的大小，载荷和应变在同一图中显示，横坐标表示循环加载的周次（×5）。



(a) 平均应力为 50MPa
(a) Mean stress is 50MPa



(b) 平均应力为 150MPa
(b) Mean stress is 150MPa



(c) 平均应力为 250MPa
(c) Mean stress is 250MPa

图 5-17 焊接试样在不同载荷循环下的应变、载荷
Fig.5-17 The cyclic strain and force of welded sample

从图 5-17 (a) 可见，即使载荷的平均应力很小 (50MPa)，试样在循环载荷作用下也会发生蠕变，应变达到稳定所需要的循环次数较短，约 20 周。比较图

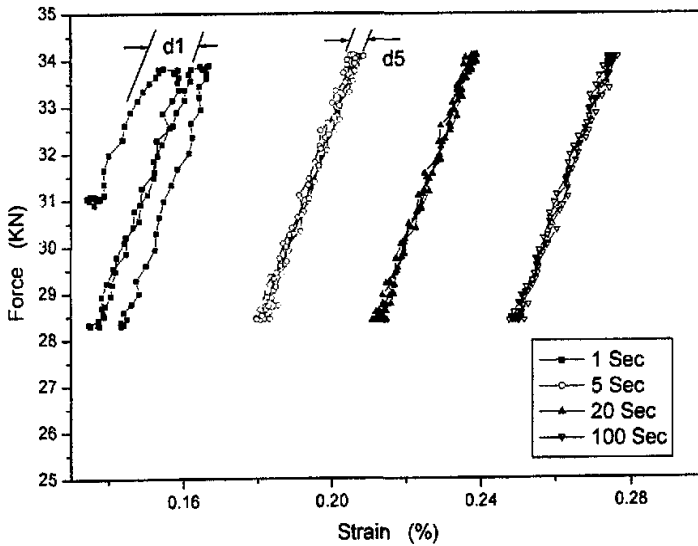


图 5-18 平均应力 250MPa 下的不同时间的载荷应变循环曲线
Fig.5-18 cyclic strain at different time during mean stress is 250MPa

5-17 的 (b)、(c), 可见, 随载荷的平均应力增加, 应变稳定所需要的循环周次增多, 循环初期应变的变化也随载荷的增加而加速。试验表明, 在平均应力为 150MPa 和 250MPa 的循环载荷下, 要循环 400 周次以上, 应变才逐渐趋于稳定。

图 5-18 是对应于图 5-17 (c) 的应力应变图, 从图中可以看到, 随循环的增加, 应变不断向右移动, 在第 1 秒时 (循环第 5 周), 一个循环应变宽度 (图中 d1) 比较大, 而到第 5 秒时 (循环第 25 周), 一个循环应变宽度 (图中 d5) 明显降低了, 当循环到 20 秒后, 一个循环应变的宽度就难于分辨出了, 相应的应变右移的速度也降低了。

文献^[4]研究了 316L 不锈钢的单轴棘轮效应 (ratchetting effects), 也就是循环蠕变 (cyclic creep), 指出棘轮应变率 $d\varepsilon/dN$ 随循环周次增加而变小, 到一定周次时棘轮应变不再变化; 在应力幅值恒定时, 平均应力越大, 棘轮应变率越大, 且其方向与平均应力的方向一致; 在平均应力恒定时, 应力幅值越大, 在其它条件不变时棘轮应变率也越大。文献^[5]在研究 304 不锈钢的循环塑性时, 指出循环应变 ε 随循环周次的增加而增加, 但循环应变率 $d\varepsilon/dN$ 逐渐减小, 在同样应力幅度下, 循环应变和循环应变率随平均应力的增大而增加。显然, 这些研究结果与本文对焊接试样的研究结果是一致的, 文献^[5]在研究 304 不锈钢循环载荷下的塑性时, 指出在平均应力 208MPa, 循环应力幅值为 26MPa, 未见到循环蠕变, 在应力幅值为 78MPa 时, 有循环蠕变, 而本文对有焊缝试样试验时, 在平均应力 100MPa, 应力幅值为 2.5MPa 时, 就可以看到明显的循环蠕变现象 (图 5-16(b)), 显然, 焊缝组织和残余应力的共同影响使循环蠕变更容易产生。

5.5 304L 焊接试样的对称循环载荷与蠕变

焊接构件在振动时效过程中承受激振器振动导致的循环载荷, 激振器产生的是一种对称循环动应力, 研究焊缝在对称循环载荷下的应变变化规律, 对了解实际振动时效过程材料的应变松弛有重要意义。

试验材料仍为 304L, 为减小试样焊接变形对应变测量的影响, 选择试样厚度为 8 毫米, 宽 20 毫米, 长 110 毫米, 仍采用双面施焊 (不添丝), 焊接电流选择 120A 和 140A。试验在 MTS810 上采用载荷控制进行, 循环载荷为正弦波, 试验的循环应力幅值分别选择了 50MPa 和 100MPa, 对应的循环载荷范围分别是 $\pm 8.02\text{KN}$ 和 $\pm 16.04\text{KN}$, 应变测量在后焊焊缝上进行。

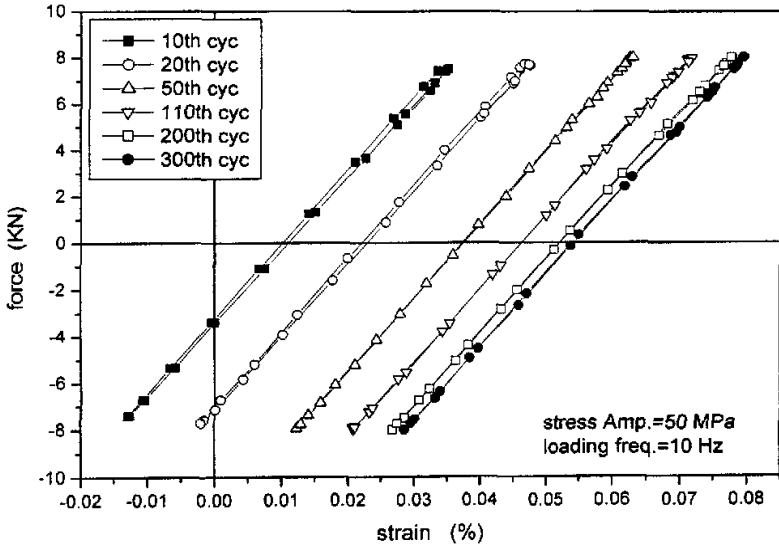


图 5-19 304L 焊接试样的循环载荷与应变 (应力幅值=50MPa)

Fig. 5-19 Cyclic force and strain of 304L welded sample (stress Amp.=50MPa)

图 5-19 显示在循环应力幅值 50MPa 下循环应变的变化, 该试样焊接电流是 120A, 电压 13V。从图中可以看到, 在加载初期的 50 周循环蠕变变化非常明显, 在循环加载到 200 周时, 循环应变逐渐趋于稳定。

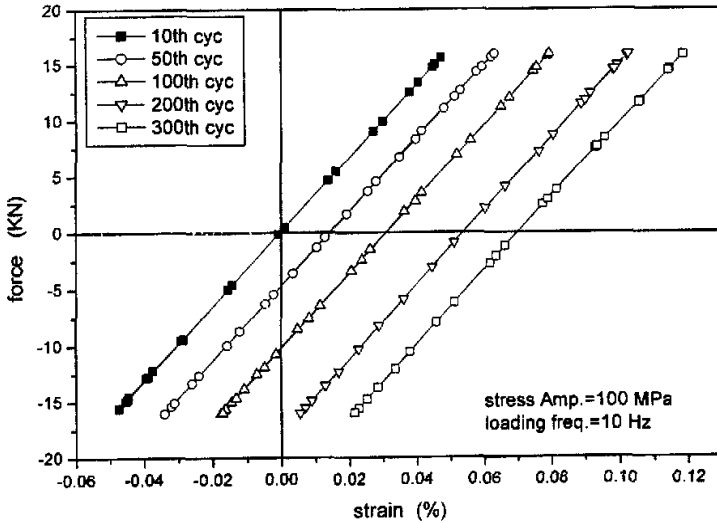


图 5-20 304L 焊接试样的循环载荷与应变 (应力幅值=100MPa)

Fig. 5-20 Cyclic force and strain of 304L welded sample (stress Amp.=100MPa)

图 5-20 是在循环应力为 100MPa 下进行试验的结果, 该试样焊接电流是 140A, 焊接电压是 15V。从图中可见, 循环蠕变的速度仍呈现逐渐降低的趋势, 但达到稳定所需要的应力循环周次比 50MPa 时更长。

5.6 循环载荷与动态残余应力松弛

5.6.1 动态松弛理论

为了定量地了解循环载荷与材料动态松弛之间的关系, 许多学者根据试验结果建立了经验方程。美国学者 Morrow 和 Sinclair 研究了 SAE4340 钢在常温下的平均应力松弛^[2], 指出平均应力的松弛大都产生在最初的 10 个循环之内, 特别是在第一个循环中的应力下降更为显著。根据试验结果, 建立了平均应力与循环载荷之间的关系式:

$$\frac{\sigma_{mN}}{\sigma_{m1}} = \frac{\sigma_y - \sigma_a}{\sigma_{m1}} - \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_y} \right)^b \log N \quad (5-1)$$

式中, σ_{mN} 是循环到第 N 周时的平均应力, σ_{m1} 是加载第一周时的平均应力, σ_a 是循环载荷的应力幅度, σ_y 是材料的屈服强度, b 是与一定应变范围内材料应变软化相关的常数。

Jhansale 和 Topper 则提出了如下的经验方程^[6]:

$$\sigma_{mN} = \sigma_{m1}(N)^B \quad (5-2)$$

式中 B 是与一定应变范围内材料应变软化相关的常数。

日本学者 Kodama 利用 X 射线衍射技术, 测量锤击表面的残余应力的变化^[7], 进而提出了如下的线性关系:

$$\sigma_N^{re} = A + m \log N \quad (5-3)$$

式中 σ_N^{re} 是循环 N 周后材料表面的残余应力, A 和 m 是与应力幅值相关的常数。

澳大利亚学者 WZ. Zhang 和美国学者 GR. Halford 考虑了残余应力的松弛是与加载应力幅值和加载周次成正比的事实, 同时又注意到材料原有的冷加工状态对循环应力应变的影响^[8], 建立了预测残余应力松弛的方程:

$$\left| \frac{\sigma_N^{re}}{\sigma_0^{re}} \right| = A \left(\frac{\sigma_{\max} \sigma_a}{(C_w \sigma_y)^2} \right)^m (N-1)^B - 1 \quad (5-4)$$

式中 C_r 是与材料原有冷加工状态相关的系数；系数 A 和 m 是与材料循环应力应变响应有关的常数；在完全对称循环载荷下，应力幅值 σ_a 和最大应力 σ_{\max} 是相等的； σ_y 是材料的屈服强度； σ_0^r 是初始残余应力的大小；常数 B 与随循环次数变化的松弛率 ($d\varepsilon/dN$) 有关。

前面讨论的都是循环载荷下的动态松弛，文献^[9]提到，在恒定应力下，蠕变与静态应力松弛的关系可以用下式表示：

$$\varepsilon = a\sigma^b t^n \quad (5-5)$$

式中 ε 是总塑性应变， a ， b ， n 为常数， t 是加载时间。

从以上研究结果可以看出，不管那个模型，都认为循环载荷的应力幅值和加载次数是影响动态应力松弛的重要参数。

5.6.2 振动时效过程的残余应力松弛

G. P. Wozney 和 G. R. Cramer 研究了钢的振动时效机理以及产生应力松弛的条件^[10]。指出可以通过材料的循环应力-应变曲线、加载应力幅度（即动应力幅度）、初始残余应力大小来预测残余应力的降低幅度。大量的残余应力释放发生在循环载荷的第一周，残余应力的降低与加载初期的几百周关系密切，继续加载影响很小，整个加载过程没有金相组织的改变和裂纹形成。用 X 射线衍射方法测量了加载前后的残余应力，指出残余应力的减少在整个结构中是不均匀的，不同材料振动时效的效果有不同。

R. Dawson 和 D. G. Moffat 利用一个模拟振动时效装置研究了热轧、冷轧低碳钢和铝合金的振动消应力工艺^[11]。通过在试样表面粘贴应变片的方法详细研究了循环加载过程应变的变化，测量了振动过程应力-应变滞后环。指出应力的消除由材料表面的塑性变形引起，为了达到消应力的目的，循环应变幅度应达到一定的阈值，在这阈值以上，对一定的循环周次，材料残余应力的减少与循环应变幅度呈线形关系。

焊接结构在振动时效过程中，动应力的大小对时效的效果起重要作用。如果能够建立动应力与消除残余应力效果之间的关系，就可以通过监测动应力的大小来定量地评价振动时效的效果。为了实现振动时效效果的现场定量快速评定，上海交大陈立功提出了振动时效动应力判据的设想^[12]：仅通过动应力参数的测量

迅速地求得消应力效果。采用碳素结构钢焊接试板的拉伸模拟振动时效试验,建立了动应力判据的模型,并求得了时效工艺过程残余应变变量 ε 与动应力幅度 σ_d 、加载次数 n 和原始残余应力水平 k 之间的数学模型: VSR-DP 经验方程^[12,13]:

$$\varepsilon = \exp(1.7291 + 1.3413/n) * \sigma_d^{0.5853} n^{0.1864} k^{16.5212} (\mu\varepsilon) \quad (5-6)$$

式中 k 是代表初始残余应力水平的系数,等于残余应力与材料屈服强度的比值 $k = \sigma_r / \sigma_s$, 可以看到式 5-6 的模型与式 5-5 静态应力松弛模型在结构上比较接近,初步分析认为这与建模的试验设计有关。首先,该试验采用拉伸—释放—再拉伸模式加载,载荷为单方向而不是对称循环载荷,其次,循环加载的速度比较缓慢(小于 0.1Hz),近似于静态载荷,因此 VSR-DP 数学模型更适用于静态应力松弛的预测。

如前所述,在实际振动时效过程中,振动载荷一般为对称循环(拉伸—压缩循环)载荷;另一方面,本文 5.3 小结的试验也证明,加载速度(循环载荷频率)对循环应变、蠕变有明显的影响。大量的工程实践表明,实际振动时效过程载荷频率一般都超过 10Hz,因此,在较高频率下的拉压循环载荷试验,可以比较准确地模拟材料的振动时效过程。

5.6.3 304L 不锈钢振动时效效果的动应力评价模型

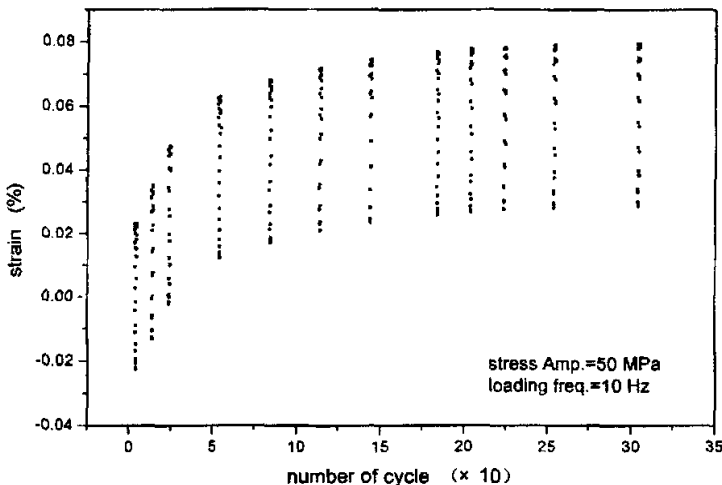


图 5-21 304L 焊接试样循环蠕变与加载周次关系(循环应力幅值 50MPa)

Fig. 5-21 The creep of 304L welded sample change with number of cycle (at $\pm 50\text{MPa}$)

304L 的循环蠕变与循环周次、循环动应力幅值有关,因此残余应力的降低

效果也与这两者有关。为了建立动应力评价模型，研究了焊接试样在对称循环载荷下的应变变化。试验仍在 MTS810 上进行，试样尺寸见图 5-14，为进一步减小焊接变形引起的应变测量误差，试样厚度选 8mm，焊接电流 100 安培。

图 5-21 显示了 304L 焊接试样在循环应力幅值为 50MPa，加载频率为 10Hz 下，循环应变与加载周次的关系。图中每条竖线代表一个应变循环，如果取每条竖线的中点，则可以得到循环蠕变与循环周次之间的关系，见图 5-22。图 5-22 中的实线是用 e 指数函数对蠕变拟合的结果，它与实际的蠕变较好的重合，相关系数达到 0.98。采用的指数拟合方程是：

$$\varepsilon = P1 * 50 * (1 - \exp(-\frac{N}{50} P2)) \quad (5-7)$$

式中 N 为循环周次，P1、P2 为拟合系数，50 代表循环载荷应力幅值 50MPa

图 5-21 中的循环应力幅值和加载频率的大小都与实际 304L 振动时效参数相近，如果用循环蠕变量代表试样中残余应力的松弛，用式 (5-7) 得到的应变乘以弹性模量就得到循环应力（振动时效过程的动应力）、循环周次与残余应力降低效果之间的关系，即。

$$\Delta \sigma = E * \varepsilon \quad (5-8)$$

式中的弹性模量 E 需要用动载荷下测量结果，并考虑不同应力循环后材料的

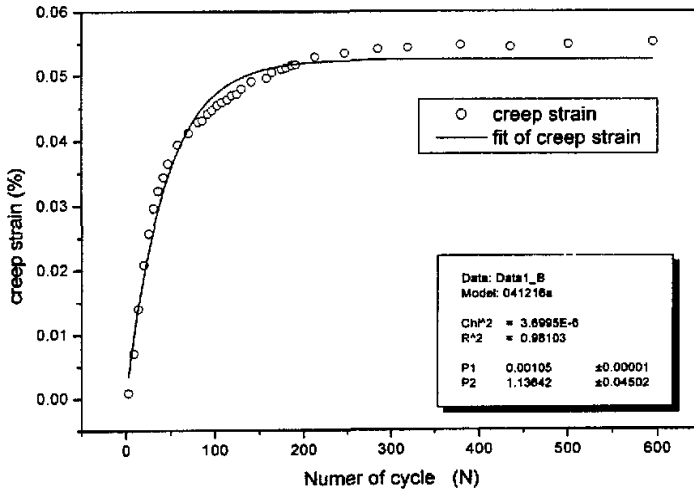


图 5-22 304L 焊接试样的循环蠕变与循环次数关系

Fig. 5-22 cyclic creep of 304L welded sample at different number of cycle

强化。试验中，对不同循环应力加载后的 304L 试样进行一次拉伸，以了解弹性

模量的变化, 循环应力选择了一般振动时效的动应力范围, 即 20MPa 到 110MPa, 循环时间均为 1800 周。

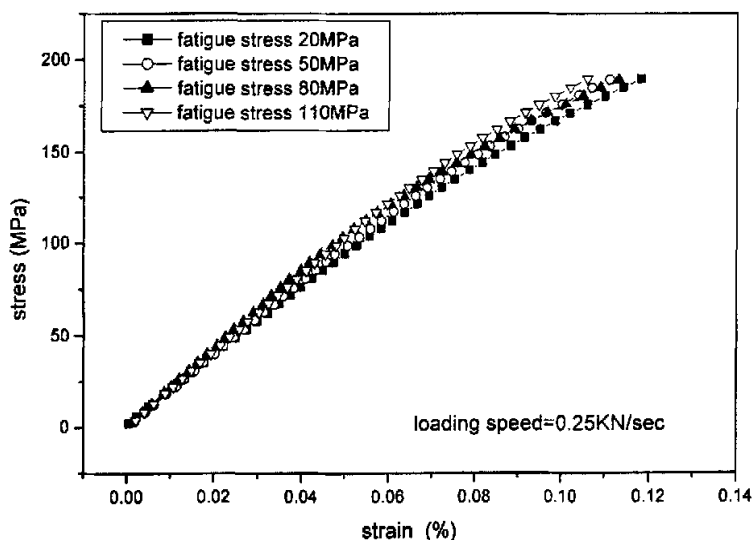


图 5-23 不同低周疲劳载荷后 304L 的拉伸应力应变曲线

Fig.5-23 tensile stress and strain of 304L after low cycle fatigue

从图 5-23 可以看出, 经过不同低周疲劳循环后, 304L 的拉伸应力应变曲线在小于 200MPa 下差别不大, 基本呈直线, 而 304L 振动时效时的动应力一般也小于 100MPa, 因此可以认为弹性模量为一定值, 通过图 5-23 的曲线可以得到动态弹性模量 $E=1.863 \times 10^5 \text{MPa}$, 式 5-8 可以写成:

$$\Delta\sigma = 1.05 \cdot 10^{-5} \cdot K \cdot E \cdot \sigma_d \cdot (1 - \exp(-1.13642 \cdot N / \sigma_d)) \quad (5-9)$$

式中 σ_d 是循环载荷应力幅值, 也就是振动时效过程动力幅值, 对焊接构件而言, 残余应力的降低还与构件的初始残余应力的大小有关, K 为残余应力因子, 它与材料的屈服强度和观测点的初始残余应力有关, 是两者的比值:

$$K = \sigma_0 / \sigma_s \quad (5-10)$$

从第 2 章中我们知道, 焊缝处的残余应力基本达到材料的屈服强度, 而我们主要研究焊缝附近的残余应力经过振动时效后的变化, 因此, K 可以取 1。用式 5-9 可以预测 304L 焊接结构在不同振动动应力作用下, 残余应力的降低效果, 图 5-24 显示了 30MPa、60MPa 和 90MPa 三种动应力幅值下, 基于式 5-9 模型的残余应力减低量与循环加载次数的关系。

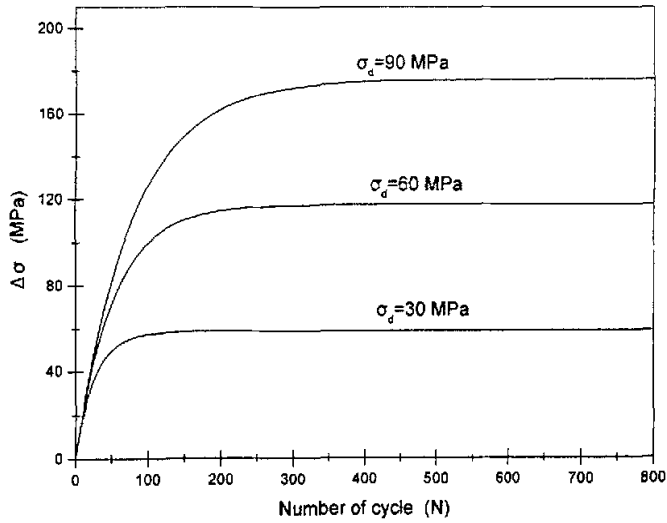


图 5-24 304L 焊接结构残余应力降低量随循环加载次数的变化

Fig.5-24 the residual stresses of 304L welded structure change with number of loading cycle

5.7 动应力评价模型的试验验证

针对式 5-9 的振动时效效果动应力评价模型, 设计了试验进行验证。试样选择同图 5-14 相同, 三种试样焊接电流均为 100A。在 MTS810 试验机上分别用 30MPa, 60MPa 和 90MPa 的对称循环应力幅值加载模拟振动时效过程, 加载 800 周次后, 再分别对三种试样进行残余应力的测量。

残余应力的测量采用 X350A 型便携式 X 射线应力仪 (图 5-25), 由于焊



图 5-25 X350A 型便携式 X 射线应力仪

Fig.5-25 X350 portable X-ray stress measurement equipment

缝上有明显的织构现象, 影响测量的精度, 因此残余应力的测量点统 选择在靠

近焊缝的熔合区附近。三种试样及残余应力测量点见图 5-26。残余应力测量点附近白色区域是试样表面经过电解抛光所致。

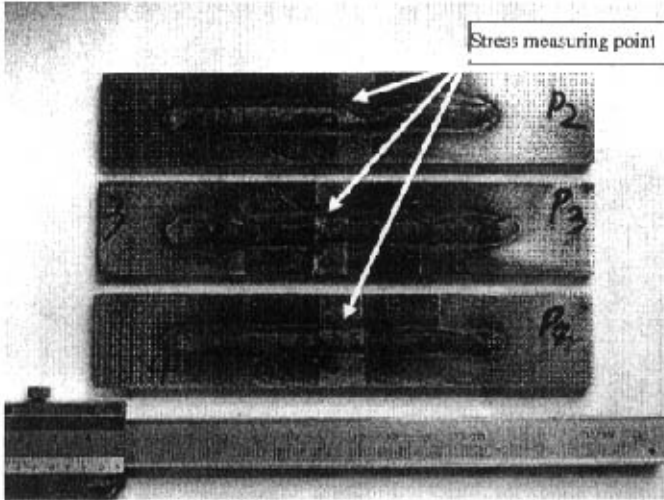


图 5-26 焊接试样及残余应力测量点

Fig.5-26 welded sample and residual stress measuring points

另外采用同尺寸对比试样，相同焊接电流焊接，在焊后对焊缝熔合区附件进行残余应力测量，以了解焊后焊缝附近的原始残余应力大小。测量的原始残余应力：纵向残余应力为 295MPa，接近 304L 的屈服强度 315MPa，与第 2 章中的焊接残余应力的分析一致。横向残余应力为 85MPa，由于循环载荷的方向沿焊缝，因此，主要考察纵向残余应力的变化。表 5-1 显示了残余应力测量结果和用式（5-9）的模型预测的结果。

表 5-1 残余应力测量结果和模型预测结果

Table 5-1 residual stress measurement results and estimated results

Cyclic stress Amp. (MPa)	Longitudinal stress (MPa)	measured $\Delta \sigma$ (MPa)	estimated $\Delta \sigma$ (MPa)	error (%)
± 30	238.7	56.3	58.2	-3.3
± 60	160.7	134.3	116.6	13.2
± 90	98.0	197.0	176.1	10.6

表 5-1 显示，用式 5-9 模型预测焊缝循环加载后残余应力的降低，误差可控制在 15%，结果表明，所建立的模型可以用于 304L 焊接构件的振动时效残余应力消除效果的评价。

5.8 不锈钢底板的振动时效与动应力模型评价

图 5-27 是 HT-7U 核聚变装置的大底板，直径 7.6 米，由 5 块厚度 70 毫米的 304L 拼焊而成，板上开有中心孔和一些安装孔，总重约 34 吨，焊后采用振动时效工艺进行消残余应力处理。

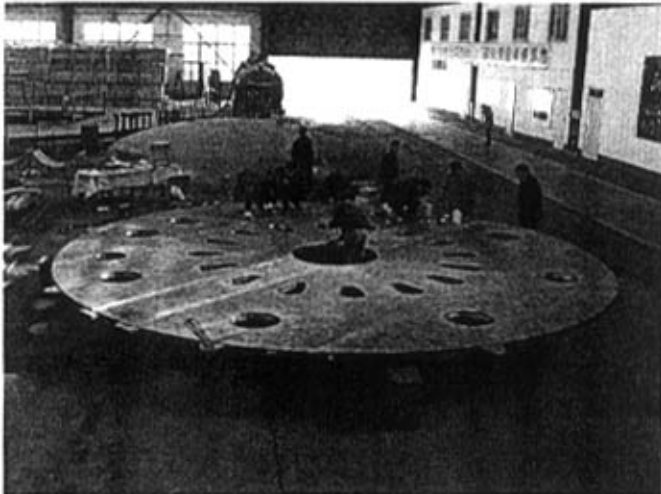


图 5-27 HT-7U 核聚变装置的大底板
Fig. 5-27 Base plate of HT-7U Tokamak structure

在底板的边缘，采用对称四点弹性支撑（图 7-25），激振器固定在板的边缘进行一次振动时效，板做弯曲振动，见图 7-26 (a)，然后，将激振器固定在中心孔的边缘再次进行振动时效，这次做类似鼓型振动，见图 7-26 (b)。

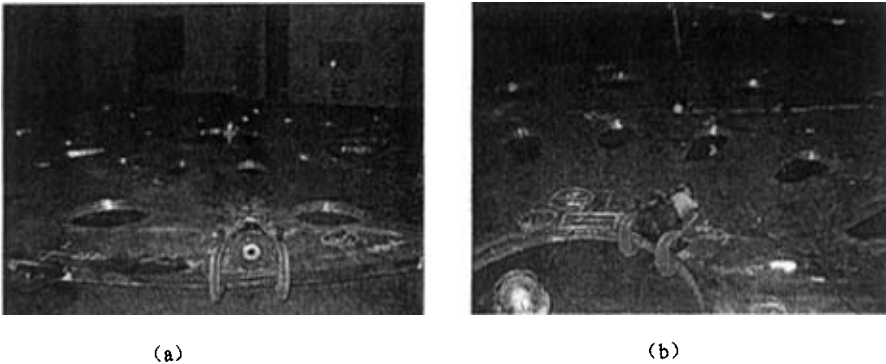


图 5-28 底板的两种 VSR 振动方式
Fig. 5-28 two vibration methods of the base plate VSR

采用国产 2KW 振动时效装置，激振器偏心距位于 6 档，两次振动各 15 分钟。为了对振动时效的效果进行定量分析，振动时效前后对焊缝熔合区区域的残余应

力进行了测量, 振动过程中, 用粘于焊缝处的应变片对动应力进行了监测。

残余应力的测量采用盲孔法, 考虑到结构的对称性, 残余应力的测量点选择在 整个板的 1/4 区域, 见图 5-29 中的 6 个圆黑小点。6 个点振动时效前后沿焊缝方向的纵向残余应力测量结果见表 5-2。根据 JB/T10375 -2002 焊接结构振动时效标准, 用振前和振后的应力平均值计算应力

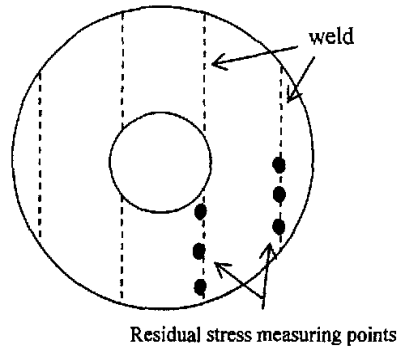


图 5-29 应力测量点位置示意图
Fig.5-29 Position of stress measuring points

降低, 由表 5-2 得到 6 点的平均纵向残余应力的降低约 39.5 MPa。

表 7-2 振动时效前后测点的纵向残余应力
Table 7-2 The longitudinal stress before and after VSR

Points	Longitudinal stresses (MPa)					
	1	2	3	4	5	6
Before VSR	188	193	73	113	151	83
After VSR	117	83	104	114	73	73

在振动时效的过程中, 为了测量动应力的大小, 将示波器接入应变仪, 动态应变的波形可以通过示波器显示出来。示波器事先进行了标定, 这样可以将测量到的动态应变换算得到动应力的幅值。图 5-30 显示了一个测量点的纵向应变波形, 尽管有干扰信号, 但仍可以看到呈正弦变化的动应变波形。测量得到 6 点的纵向平均动应力幅值约等于 18MPa。

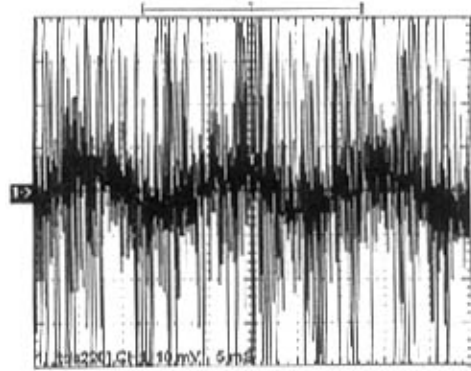


图 5-30 一个测点的纵向动态应变波形
Fig.5-30 The dynamic strain waveform of one point

将动应力 $\sigma_d = 18MPa$ 代入式 (5-9), 得到预测的纵向残余应力降低是 35.2MPa, 这与平均降低 39.5MPa 的实测结果误差是 10.8%, 显示建立的振动时效效果动应力评价模型与实际结果有较好的一致性。

5.9 本章小结

- (1) 研究了不锈钢振动时效的循环蠕变机理。在循环载荷作用下, 循环蠕变导致残余应力的动态松弛, 降低结构的残余应力。
- (2) 304L 在循环动载荷下的试验表明, 循环蠕变与加载速度、次数, 动应力幅值有关, 循环应力幅值越高, 蠕变越大, 循环蠕变达到稳定所需要的时间越长。
- (3) 基于实验和理论分析, 构建了不锈钢振动时效效果的动应力评价模型。通过试验建立的残余应力变化数学模型, 考虑了动应力幅值和加载周次对消应力的影响, 验证试验表明该模型可以用于振动时效过程消应力效果的评价, 评价误差在 15% 的范围内。
- (4) 在 HT-7U 核聚变装置的不锈钢大底板振动时效过程中, 通过测量动应力对消应力效果进行了评价, 与残余应力实测法比较, 误差是 10.8%, 显示了这种实时定量的评价方法有良好的实用性。

参考文献

- [1] B. I. 桑多尔[美](Sandor) 循环应力与循环应变的基本原理 北京: 科学出版社, 1985
- [2] Morrow, JoDean, Sinclair, G.M. Cycle-dependent stress relaxation. ASTM STP 237, American Society for Testing and Materials, 1958, pp: 83~109
- [3] Vitovec, F.H. Effect of relaxation on the behavior of materials under combined alternating and static stress. Journal of Basic Engineering (series D of transactions of the ASME), 1960, 82:441~446
- [4] 杨显杰 等. 316L 不锈钢的单轴棘轮效应 航空学报, 1997, 18(4): 395~400
- [5] 康国政 等. 304 不锈钢室温和高温单轴循环塑性的实验研究. 力学学报, 2001, 33 (5): 692~697
- [6] Jhansale HR, Topper TH. Engineering analysis of the inelastic stress response of a structural metal under variable cyclic strain. American society for testing and materials, 1973:246~270
- [7] Kodama S. The behavior of residual stresses during fatigue stress cycles. Proceedings of the international conference on mechanical behavior of metals II. Kyoto: Society of Material Science, 1972, 2:111~118
- [8] Wyman Z. Zhang, Gary R. Halford. Investigation of residual stress relaxation under cyclic load. International Journal of Fatigue, 2001, 23: s31~s37
- [9] 平 修二[日]. 金属材料的高温强度理论设计. 北京: 科学出版社, 1983
- [10] G.P. Wozney. G.R. Crawmer. An investigation of vibrational stress relief in steel. Welding Journal, 1968, (September):411s~419s
- [11] R. Dawson. D.G. Moffat. Vibratory stress relief: A fundamental study of its

- effectiveness. Journal of Engineering material and technology, 1980,102:169~176
- [12] 陈立功 等. 振动时效效果动应力判据的数学建模方法. 焊接学报, 1999, (12): 103~107
- [13] 陈立功, 刘毅萍, 罗瑞灵, 倪纯珍. 振动时效的动应力判据. 实验力学, 1998, 13(4):439~444

第六章 振动电渣焊与振动埋弧焊工艺研究

JB/T10375-2002 焊接构件振动时效标准的附录中提到,当振动时效不能完全满足消应力要求时,可将振动时效和振动焊接作为复合工艺应用。振动焊接是在传统焊接的过程中,通过对焊件附加可控制的机械振动,以获得良好的焊接质量。有试验表明^[1,2,3],焊接过程中通过对焊件附加合适的机械振动工艺,可以促进熔池中气体和杂质的排出,细化晶粒,降低相变过程应力、焊后残余应力和焊接变形,从而全面提升焊接接头的品质。本章介绍了振动焊接工艺在电渣焊、埋弧焊中的实际应用。以高炉钢 BB503 的电渣焊为例,详细了解振动对焊缝力学性能的影响;以 Q235B 材料 H 型钢的埋弧焊为例,研究了振动焊接工艺对焊接变形的影响。

6.1 振动电渣焊

电渣焊是利用电流通过液体熔渣产生的电阻热作为热源,将工件和填充金属熔合成焊缝的垂直位置的焊接方法^[4,5]。图 6-1 示意地表示了振动电渣焊过程。

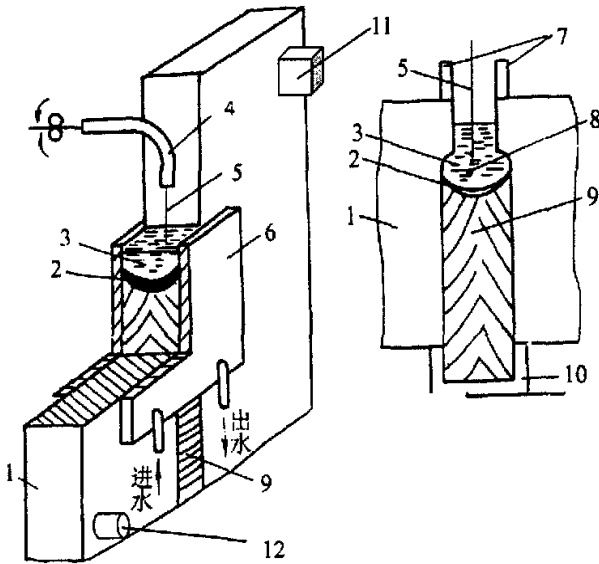


图 6-1 振动电渣焊过程示意图

Fig.6-1 Schematic diagram of vibrating electroslag welding

1. 工件 work piece 2. 金属熔池 melting pool 3. 渣池 slag pool 4. 导电嘴 electrode guide tube
5. 焊丝 electrode 6. 水冷强迫成形装置 water-cooled copper shoes 7. 引出板 end plate 8. 熔滴 metal drop
9. 焊缝 weld bead 10. 起焊槽 start plate 11. 激振器 exciter 12. 振动加速度传感器 acceleration sensor

焊前工件垂直放置,两被焊工件之间有一定间隙,工件下部装有起焊槽,上

部装有引出板,振动的激振器夹在一侧工件表面,振动加速度传感器依靠磁性吸在另一侧工件表面,用于检测和控制振动参数。开始电渣焊时,在焊丝和起焊槽之间短路起弧,不断加入固态焊剂,利用电弧的热量使其熔化,形成液态熔渣,待熔池达到一定深度时,使焊丝插入熔池,电弧熄灭,转入电渣焊过程。由于电阻热导致熔化的金属沉淀到渣池下面形成金属熔池。随着焊丝的送进,熔池不断上升并冷却凝固而形成焊缝,送丝机构和水冷强迫成形装置也不断向上移动。在焊缝形成的同时,如果对工件附加上一定频率和幅度的机械振动,可形成所谓振动电渣焊工艺。

6.1.1 BB503 振动电渣焊

BB503 (14MnNbTi) 是 1989 年宝钢和舞阳钢厂联合研制的高炉钢,用于宝钢 3 号高炉,其化学成分及力学性能见表 3-1,它比 2 号高炉用的 BB502 (14MnNb) 有更好的力学性能和可焊性,是抗张强度 490MPa 级易焊接细晶粒厚板结构钢。制造高炉用钢板厚度较大,因此采用电渣焊工艺进行焊接。由于电渣焊的线能量很大,焊缝和热影响区在高温停留时间长,易产生晶粒粗大和过热组织,焊接接头冲击韧性较低,一般焊后应进行正火和回火热处理,但制造高炉时工件体积和厚度都很大,难以进行热处理,因此焊后质量难于保证。例如宝钢 1 号、2 号和 3 号高炉厚板 (90 毫米) 电渣焊焊缝的侧弯性能评定都没有达到要求,日本没能解决,我国多年来也没能解决,宝钢 3 号高炉最后由焊接专家曾乐签字认可,采用降低侧弯合格率要求的办法进行加工,而在后续高炉的建设中,这一问题依然突出。

表 6-1 BB503 钢材的化学成份及力学性能

Table 6-1 Chemical composition and mechanical property of type BB503 steel

C	Chemical composition (%)							Mechanical properties		
	Mn	Si	P	S	Al	Nb	Ti	σ_s (MPa)	σ_b (MPa)	A_k (J)
0.13	1.3	0.25	0.02	0.01	0.015	0.015	0.01	315	490	>47(0°C)

针对 BB503 高炉钢的电渣焊焊缝晶粒粗大、侧弯合格率低的问题,本文研究了采用振动焊接工艺进行高炉钢的焊接,以期提高电渣焊焊缝的力学性能。从经济角度看,振动焊接工艺是一种低成本、易使用的工艺,振动设备能耗低 (一般小于 1 千瓦),可以在焊接现场与焊接工艺同步进行,不需要搬运和庞大的加热装

置，处理费用明显低于焊接预热、后热等工艺措施。

本次试验对高炉厚板立焊缝电渣焊应用振动焊接工艺。采的焊机型号为 DAIDEN CR-H800，由下到上垂直焊接，母材厚度为 90 毫米，焊接电流 450 安培，焊丝是直径 4mm 的 H08MnMoA，焊接速度 2.5cm/min，焊缝宽 50 毫米。振动设备为黑龙江海伦振动时效设备厂生产的 ZH-A 振动焊接控制仪，振动电渣焊设备布置见图 6-2，图 6-3 是电渣焊焊接现场。

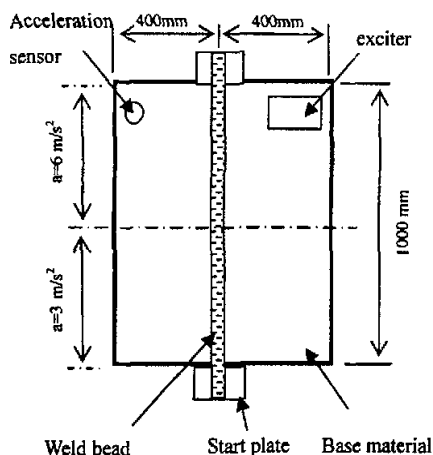


图 6-2 电渣焊焊缝及附加激振装置布置

Fig. 6-2 Layout of weld bead and vibrating equip.

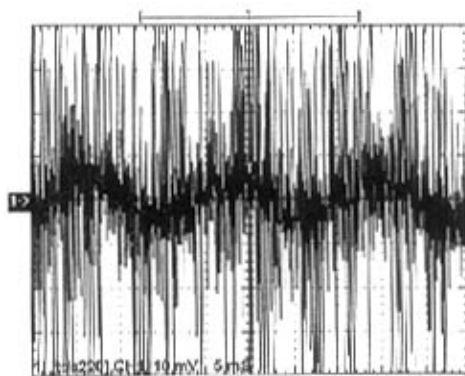


图 6-3 焊接试验的现场

Fig. 6-3 Field of welding experiment

对工件分为上下两部分，分别采用不同的振动加速度予以振动。从工件底部至中线位置，控制振动加速度大约为 3 m/s^2 ，此时激振器转速波动于 3230-3540 转/分之间（频率约 53.8~59Hz）；从中线至顶端位置，控制置振动加速度大约为 6 m/s^2 ，激振器转速波动于 4356-4406 转/分之间（频率约 72.6~73.4Hz）。激振器偏心距设置为档位 8。

常规的电渣焊过程，工件不需要开坡口，一次可完成厚板焊接。在高炉钢 BB503 的焊接时，为了减小近缝区的过热，降低焊接线能量，以改善近缝区组织，采取了双面焊接方式，工件开 X 型坡口。正面焊接时，背面坡口的根部加衬垫，正面焊完后，去除衬垫焊背面的焊缝(图 6-4)。

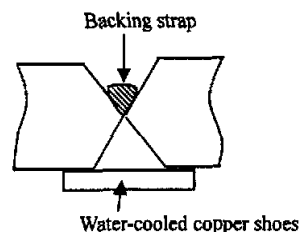


图 6-4 正面焊接方法示意

Fig.6-4 Sketch of front side welding

对工件背面以同样方法施焊， 3 m/s^2 区域的激振器转速波动于 2076-2097 转/

分(约 34.6~35Hz), 6 m/s^2 区域激振器转速维持于 5380 转/分左右(约 89.7Hz)。激振器偏心距设置为档位 6。整体焊缝包括引弧板的长度为 1195mm。焊接过程完毕后激振器机身温度为 52°C , 机头温度为 48°C 。完成一道焊缝的时间为 43 分钟。图 6-5 和 6-6 是安装好的激振装置和实际电渣焊接过程。



图 6-5 安装在工件上的激振器
Fig.6-5 Vibrating exciter on work piece

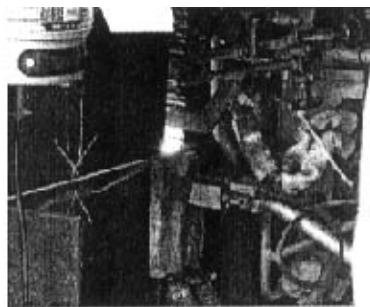


图 6-6 BB503 电渣焊接过程
Fig.6-6 Electroslag welding of BB503

6.1.2 振动电渣焊过程加速度分布

为了解焊接过程中工件整体振动情况,利用振动焊接控制仪及其加速度传感器测量了工件全表面的振动加速度分布。将工件沿垂直焊缝方向分成 10 等分(A~J),沿平行焊缝方向分成 12 等分(1~12),整个工件分成 120 个小区域,见图 6-7,当测量焊缝区振动加速度为 3m/s^2 和 6m/s^2 时,其他区域加速度分布见下表 6-4 和表 6-5。

表 6-4 焊缝振动加速度为 3m/s^2 时工件振动加速度分布 (m/s^2)

Table 6-4 Acceleration distribution on plate when weld point acceleration is 3m/s^2 (m/s^2)

Location	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
A	13	7	7	7	6	6	6	6	5	6	7
B	8	8	8	8	7	6	7	7	7	8	8
C	7	7	7	6	6	6	6	6	6	8	7
D	7	5	7	7	6	5	5	5	6	5	7
E	6		5	4	3	3	3	3	4	4	6
F	6		4	3	5	3	3	3	2	3	4
G	5		3	4	4	3	2	2	2	2	
H	4		3	3	3	3	2	2	2	3	
I	4		3	2	2	2	2	2	2	3	
J	6		3	3	2	2	3	3	3	4	

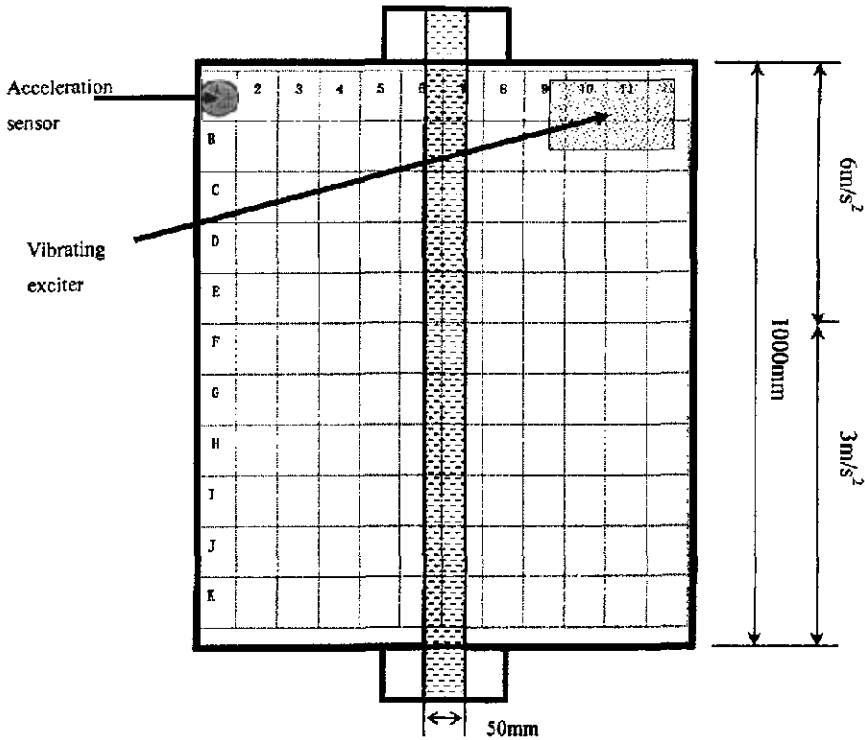


图 6-7 工件振动加速度测点布置示意图

Fig. 6-7 Layout of acceleration measuring points on the work piece

表 6-5 焊缝振动加速度为 6m/s^2 时工件振动加速度分布 (m/s^2):

Table 6-5 Acceleration distribution on plate when weld point acceleration is 6m/s^2 (m/s^2)

Location	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
A	20	12	10	10	8	10	7	8	10	7	8
B	8	9	5	5	4	5	10	6	5	6	6
C	7	5	7	6	6	8	11	4	5	5	10
D	10	7	6	7	7	6	8	6	7	6	8
E	6	8	7	5	8	6	8	6	6	6	7
F	8	8	6	10	7	5	7	7	5	6	
G	7		7	9	7	7	9	6	6	8	
H	9		7	7	4	10	12	6	7	10	
I	9		8	6	6	9	11	7	5	6	
J			7	8	6	7	7	9	7	14	

从表 6-4 和表 6-5 可见, 整个工件的振加速度分布是很不平均的, 为保持焊缝测量区域的振动加速度的基本稳定, 需要在焊缝过程中随时监测加速度的变化, 并及时即使调整激振电机的转速。

6.1.3 振动电渣焊焊缝残余应力测量

焊接完毕后运用盲孔法在后焊的电渣焊焊缝上进行焊接残余应力测量。

振动电渣焊焊缝残余应力的测量点分布如图 6-8 所示，残余应力的测量分

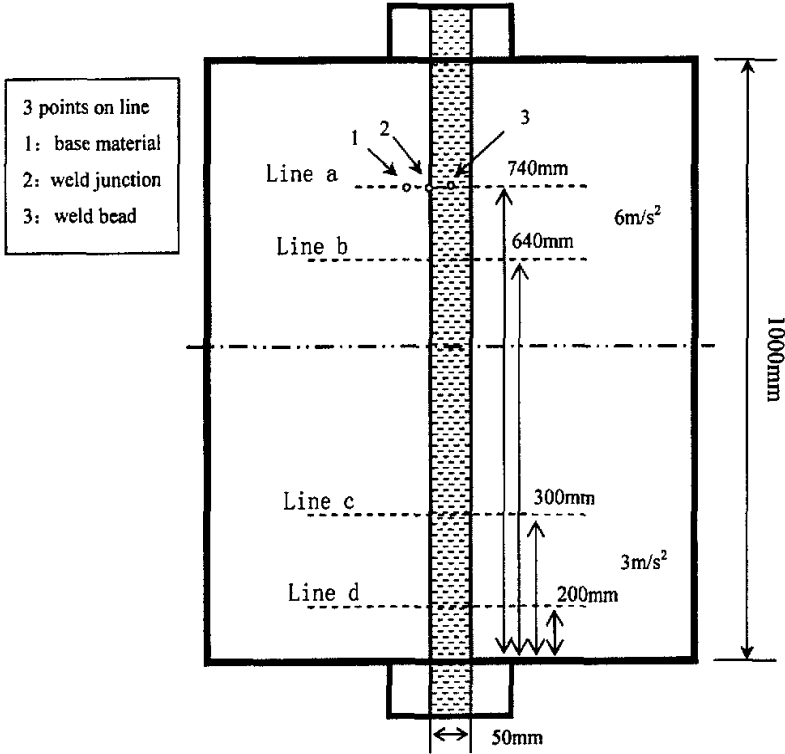


图 6-8 残余应力测量测点布置示意图

Fig. 6-8 Sketch of residual stress measured points

别在振动加速度为 3m/s^2 和 6m/s^2 区域选取，每区域选择 6 个测量点，分属于两条线上（线 a、b 或 c、d），每条线上的三个测量点分别取在母材、熔合区和焊缝上（点 1，2，3），图 6-9 是一条测量线 a 上的三个测量点及应变片，为了减小应力测量时相互影响，三块应变片的位置

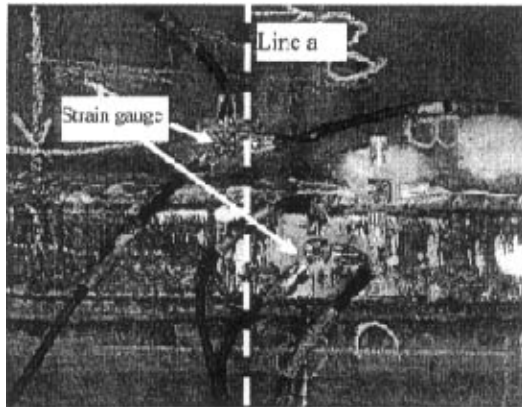


图 6-9 一条测量线 a 上的三块应变片

Fig. 6-9 Three strain gauges on one measured line a

沿测量线 a 有少许错开。应变片采用上海应变计厂 HY120-2CF 型应变片, 电阻 $R = 120 \Omega$, 灵敏度系数 $K = 2.00 \sim 2.25$, 钻孔速度 0.2 mm/min , 孔深度 2 mm 。

四条测量线上的主残余应力测量结果见表 6-6, 其中的测量点号对应图 6-8 中四条测量线上的的相应位置, σ_{\max} 、 σ_{\min} 分别代表相应点的最大、最小主残余应力。

表 6-6 四条测量线上残余主应力分布

Table 6-6 Principal residual stresses on four line

Principal stress (MPa)	Number of measuring point											
	a1	a2	a3	b1	b2	b3	c1	c2	c3	d1	d2	d3
σ_{\max}	55	70	98	75	143	66	25	58	52	38	41	24
σ_{\min}	6	-27	43	5	79	0	-20	-44	-1	26	17	-20

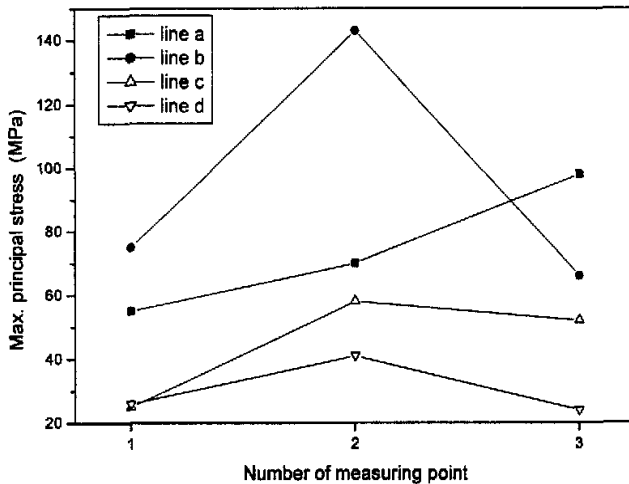


图 6-10 四条测量线上残余最大主应力分布

Fig. 6-10 Max. principal residual stresses on four line

图 6-10 显示了不同位置的最大主残余应力。从测量结果可以看到, 两种振动加速度下, 焊缝及近缝区的最大主残余应力都较低, 最大值也只有材料屈服强度 (σ_s : 315 MPa) 的 $1/2$ 左右。如第 2 章所述, 焊接残余应力与近缝区的不均匀塑性变形有关, 电渣焊焊接速度比较慢 (本试验约 2.5 cm/min), 附加振动更加剧了熔池的振荡, 加速了热传导, 使近缝区的温度分布均匀, 温度梯度降低, 不均匀塑性变形减少, 这直接导致振动电渣焊焊缝残余应力处于比较低的水平。此

外,文献^[6]提到振动焊接时,晶粒的细化可消除由于粗大晶体聚集焊缝而引起的应力集中,降低残余应力。

图 6-10 显示振动加速度为 3m/s^2 比 6m/s^2 时的残余应力水平更低,由于加速度 3m/s^2 处是先焊焊缝,受到后焊焊缝的热处理作用,这表明焊接顺序对电渣焊焊缝残余应力也有影响。

6.1.4 振动电渣焊工艺与焊缝金相组织

与一般电弧焊方法比,电渣焊焊接热输入量大,焊接线能量高,因此焊缝晶粒粗大成为电渣焊焊缝的主要问题之一^[7],这也是导致焊缝力学性能差的重要原因。文献^[8]在研究 16Mn 材料的振动埋弧焊时,指出机械振动焊接可细化焊缝和热影响区的金相组织,焊接试样疲劳寿命提高 35%。

BB503 振动电渣焊工艺的主要目的之一就是细化焊缝晶粒,改善焊缝及热影响区的金相组织。本文对比了不同振动状态下焊缝及热影响区的金相组织。

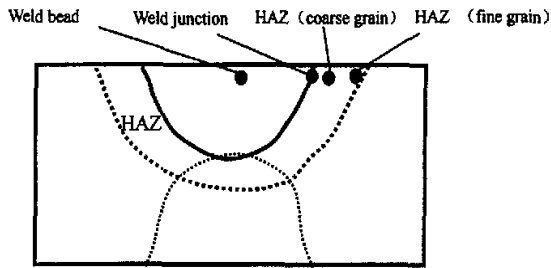


图 6-11 金相组织的取样位置示意图

Fig.6-11 Sketch of the sample metallograph location

一个完整的焊接接头组织包括焊缝、熔合区、热影响区粗晶区,细晶区等,在不附加振动、附加弱振动、附加强振动三种工况下,对 BB503 进行电渣焊接头金属取样,观察了振动对焊接接头金相组织的影响,取样位置见图 6-11。三种工况下焊缝的振动加速度分别为 0m/s^2 (不振动)、 3m/s^2 、 6m/s^2 。

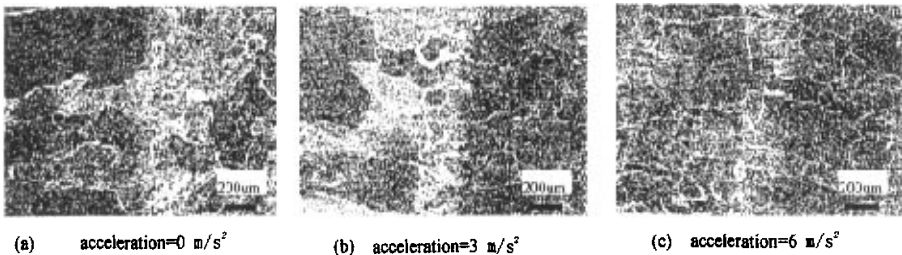


图 6-12 三种振动加速度工况下的焊接接头熔合区组织

Fig.6-12 Metallograph of weld junction at three different vibrating acceleration

图 6-12 是三种工况下熔合区附近的金相组织，可以看到振动焊接工艺下熔合区两侧的组织都比不振动焊接工艺的组织细化，采用振动加速度 6 m/s^2 工况的组织细化程度优于 3 m/s^2 ，更优于不附加振动的情况。

图 6-13 是三种工况下的焊缝组织金相。14MnNbTi 的含碳量较低，焊缝组织大部分是铁素体加珠光体，由于铁素体一般首先沿奥氏体晶界析出，因此勾画处柱状组织的轮廓，比较三种工况下的焊缝组织可以发现，随振动幅度的加大，电渣焊焊缝组织的细化程度也加大。

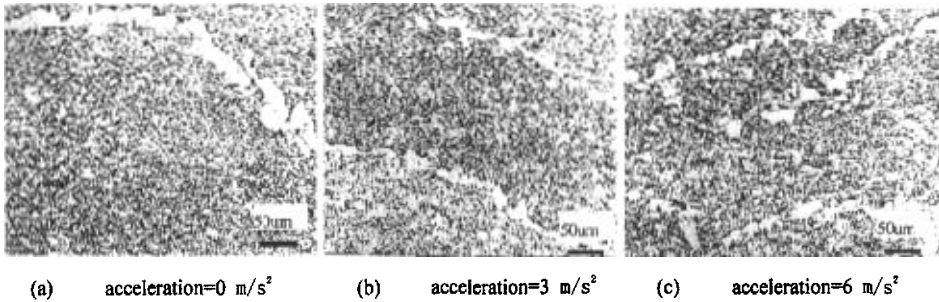


图 6-13 三种振动加速度工况的焊接接头焊缝组织

Fig.6-13 Metallograph of weld bead at three different vibrating acceleration

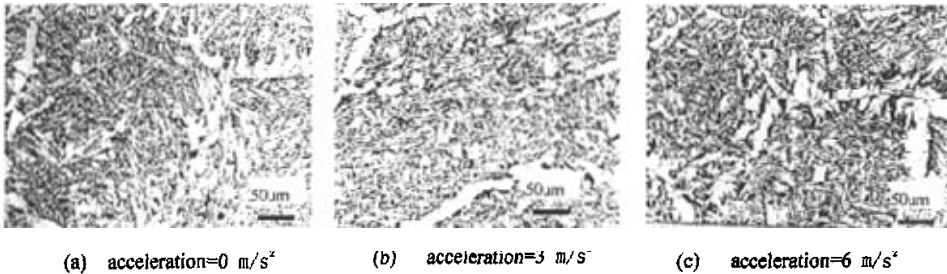


图 6-14 三种振动加速度工况的焊接接头热影响区粗晶区组织

Fig.6-14 Metallograph of HAZ (coarse grain) at three different vibrating acceleration

图 6-14 是三种工况下电渣焊接头热影响区粗晶区组织。无振动的常规电渣焊焊缝，粗大的针状铁素体（魏氏组织）比较明显（图 6-14a）；在振动加速度为 3 m/s^2 下的振动电渣焊焊缝，魏氏体针状组织有打乱的现象，魏氏组织减少（图 6-14b）；在振动加速度 6 m/s^2 时打乱的现象更加明显，难见到粗大的魏氏组织。

图 6-15 是三种振动工况热影响区细晶区的组织。可以看到三种工况的组织基本都是铁素体加珠光体组织，差别不明显，表明振动电渣焊对远离熔合区的组织影响作用减弱。

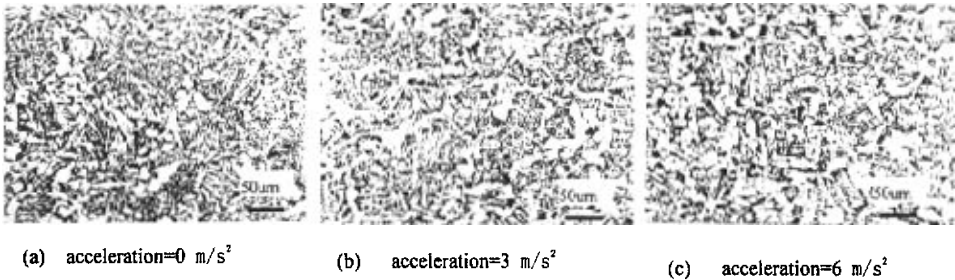


图 6-15 三种振动加速度工况的焊接接头热影响区细晶区组织

Fig.6-15 Metallograph of HAZ (fine grain) at three different vibrating acceleration

金相试验表明, 不管对焊缝还是热影响区, 焊接过程附加机械振动都降低了晶粒的尺寸, 有较明显的细化晶粒作用。振动电渣焊导致的晶粒细化可以从以下几个方面分析。首先, 高温下的金属强度很低, 焊缝熔池内成长中的柱状树枝晶及枝晶受到机械振动力的作用, 柱状晶及枝晶被捣碎, 这种不停顿的机械破碎作用使得晶粒尺寸减小。其次, 焊缝的凝固伴随着晶粒的形核和长大, 振动加剧了液态焊缝金属中的能量起伏, 使满足结构条件的晶核稳定存在的几率增大, 形核率提高, 导致晶粒细化。第三, 振动电渣焊焊缝凝固过程中, 机械振动的搅拌作用减少了液固界面的溶质的富集, 使液固界面溶质溶度分布梯度下降, 降低了凝固界面的成分过冷, 抑制了树枝晶的长大^[9]。由于晶粒细化, 使焊接接头的力学性能有明显的变化。

6.1.5 振动电渣焊工艺对接头力学性能的影响

振动焊接工艺对焊缝和热影响区组织的改善, 影响到接头的力学性能^[10]。为了解振动对焊接接头力学性能的影响, 测量了不附加振动的常规电渣焊焊接接头和振动电渣焊焊接接头的抗拉强度、侧弯性能以及冲击韧性。如前所述, 高炉钢 BB503 常规电渣焊焊接接头的侧弯性能很差, 侧弯试验的合格率基本在 20% 左右, 因此侧弯性能是本研究中一个重点考察参数。

(1) 抗拉强度

焊接接头拉伸试样包括了母材、热影响区和焊缝三部分。拉伸试验按 GB2651—89《焊接接头拉伸试验方法》进行^[11], 采用横向拉伸, 接头各部分承受相同的应力。表 6-7 显示了不附加振动(加速度 0 m/s^2)、振动加速度为 3 m/s^2 和 6 m/s^2 三种电渣焊工艺下焊接接头的抗拉强度。

表 6-7 不同振动加速度下接头的抗拉强度试验结果 (σ_b 单位 MPa)

Table 6-7 Tensile strength of joint under different vibrating acceleration

No	0 m/s ² σ_b (MPa)	3m/s ² σ_b (MPa)	6 m/s ² σ_b (MPa)
1	550	555	545
2	555	560	550
3	515	550	570
4	570	560	565
5	545	565	540
6	547	570	565
Ave	547	560	556

从拉伸试验结果看, 常规电渣焊与振动电渣焊焊接, 焊接接头的抗拉强度基本不变。从三种电渣焊工艺下焊接接头拉伸试样断裂部位分析, 大部分塑性变形都发生在热影响区靠母材一侧, 缩颈和断裂也发生在这一区域, 由上节的金相分析知道, 振动焊接对靠近母材的热影响区组织影响很小, 这是导致三种焊接工艺下接头抗拉强度基本相同的主要原因。文献^[12]在振动堆焊试验中也得到同样的结论。

(2) 180° 侧弯性能

侧弯是试样受拉面为焊缝纵剖面的弯曲, 如前所述, 侧弯性能是高炉钢电渣焊焊缝的重要指标之一, 提高侧弯合格率是采用附加振动工艺的重要原因。

对不附加振动 (加速度 0 m/s²)、振动加速度为 3 m/s² 和 6 m/s² 三种情况下焊缝

的 180 度侧弯性能进行了试验, 试样取样及尺寸按 GB2653-89 焊接接头弯曲试验国家标准进行^[13], 取样位置见图 6-16, 试验结果见表 6-8。

侧弯试验表明, 采用附加振动工艺, 焊接接头的侧弯性能有明显提高, 达到预期目标。一般认为焊缝区和热影响区晶粒粗大导致电渣焊焊缝力学性能, 特别是侧弯性能不佳, 侧弯合格率很低, 通过附加振动工艺, 在一定程度上细化了这两个区域的晶粒, 从而使侧弯性能明显上升。表 6-8 显示, 附加 6 m/s² 的振动, 接头侧弯合格率达到 100%, 而不加振动时只有 25%, 提高非常明显。

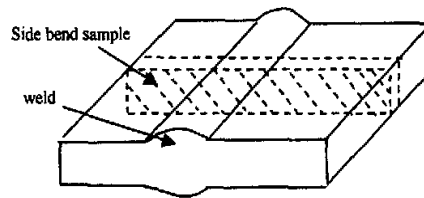


图 6-16 侧弯试验取样示意图

Fig.6-16 Sketch of side bend sample

表 6-8 三种工况的试样侧弯合格率(开裂数/试样数)

Table 6-8 Qualified rate of side bend test sample (failure/total)

振动加速度(m/s ²)	试样数量	开裂数	合格率
0.0	8	6	25%
3.0	8	2	75%
6.0	8	0	100%

(3) 冲击韧性

焊接接头的韧性是其力学性能的一个重要指标,接头熔合区附近热影响区由于粗晶脆化,常常是整个焊接接头韧性最低的部位^[14]。为了了解附加振动对该区的冲击性能的影响,取了不同振动加速度工况下的三组试样,按 GB2650—89 标准测量热影响区的粗晶区 0℃冲击韧性 A_k , 结果见表 6-9。

表 6-9 不同振动加速度下接头热影响区粗晶区的冲击韧性

Table 6-9 Impact value of HAZ(coarse graine) under different acceleration

Acceleration (m/s ²)	A_k (J)			Ave.
	group 1	group2	group3	
0	28	42	51	40.3
3	85	84	94	87.6
6	96	92	106	98

试验结果表明振动电渣焊接头热影响区的粗晶区的冲击韧性比常规电渣焊由明显的提高,从前面金相组织的比较可知,振动细化了该区的晶粒,这是导致冲击性能提高的主要原因。

总体上看,采用振动电渣焊工艺改善了焊接接头的力学性能,尤其在焊缝侧弯性能方面取得了突破。

6.2 振动埋弧焊接

埋弧焊是一种靠电弧在焊剂层下燃烧进行焊接的方法,本质上与使用焊条的弧焊一样,属于以熔渣保护为主的气—渣联合保护的电弧焊。埋弧焊的焊接过程如图 6-17 所示,首先通过焊剂漏斗在工件焊接处铺撒一层粒状的焊剂,送丝机构将焊丝经导电嘴送到焊剂层下,并引燃电弧。电弧除了加热工件和焊丝形成熔池及熔滴外,其辐射热还熔化周围的焊剂形成熔渣。随电弧的向前移动,熔池前部也向前延伸,熔池后部则逐渐冷却凝固,形成焊缝,比重较轻的熔渣浮在熔池

表面，冷却后成为渣壳，包裹焊缝。

振动埋弧焊接工艺是在常规的埋弧焊工艺过程中，通过对被焊工件施加机械振动而成。在振动埋弧自动焊过程中，焊剂漏斗、焊丝盘、送丝机构、导电嘴和电源控制系统等不参与振动，激振器只强迫工件机械振动，振动控制系统与焊接控制系统分离。

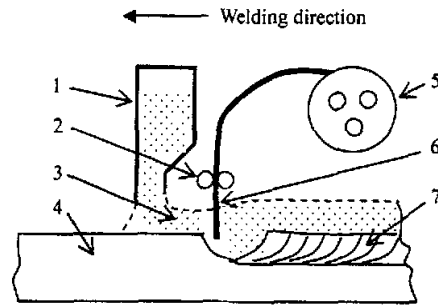


图 6-17 埋弧焊接过程示意图

Fig.6-17 The process of submerged arc welding

1: flux container 2:guide roller 3: flux 4: base material
5: rolled wire 6: electrode 7: weld bead

由于埋弧焊常用于大构件直长焊缝的焊接，焊接变形是需要关注的问题之一，本节针对 Q235B 材料 H 型钢的焊接，研究了振动埋弧焊工艺在降低焊接变形方面的应用。

6.2.1 常见的焊接变形形式

上一章提到，由于焊接过程的局部高温加热和快速冷却，在焊缝及热影响区的金属发生塑性变形，产生残余应力，最终导致构件的残余变形。根据变形的成因和外观形态，常见的焊接变形形式有：纵向收缩变形、横向收缩变形、挠曲变形、角变形和波浪变形等。

(1) 纵向收缩变形

构件焊后沿焊缝长度方向上发生的收缩变形。构件的纵向变形取决于构件的长度、截面和构件焊接时产生的压缩塑性变形，对于一定的构件，焊接变形与焊接方法、焊接工艺，以及材料的热物理参数有关。

(2) 横向收缩变形

横向收缩变形是指垂直于焊缝方向的收缩变形。对接焊接头的横向变形与焊接线能量、焊缝的坡口形式有关，坡口角度越大，焊缝截面积越大，横向焊接变形则越大。

(3) 弯曲变形

当焊缝在构件中的位置不对称时，焊缝的收缩会使构件产生弯曲，另外，生

产中，如果装配焊接顺序不恰当，也会引起较大的弯曲变形，如图 6-18 (a)。

(4) 角变形

焊后由于焊缝横向收缩不均匀，导致两连接构件之间相对角度发生变化，形成角变形。在对接、搭接和丁字接头的焊接时，容易产生角变形，如图 6-18 (b)。

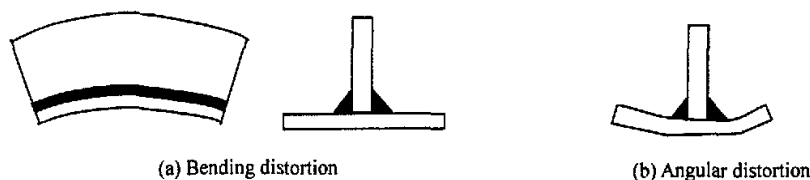


图 6-18 焊接变形示意图

Fig.6-18 Sketch of weld distortion

(5) 波浪变形



图 6-19 波浪变形

Fig. 6-19 Buckling distortion

平板焊接时，一般在焊缝附近沿焊缝产生拉应力，远离焊缝区域为压应力，在这种复杂应力作用下，平板可能失稳，产生波浪变形(图 6-19)，波浪变形不仅外形不美观，而且结构的承载能力也会降低。更为重要的是，由于整个平面变形不均匀，变形方向也不同，采用通常的火焰消除变形方法，很难消除波浪变形，成为工程应用中的一个难题，本课题主要研究了振动埋弧焊下的波浪变形。

6.2.2 H 型钢的振动焊接及变形

H 型钢是常见的钢结构，由钢板组合后，采用埋弧焊焊接而成。对于大型 H 型钢，焊后容易产生波浪变形，而且矫形困难，严重影响钢结构的质量。为了降低焊后波浪变形，研究了采用振动焊接工艺进行 H 型钢的焊接。

H 型钢规格为：H900 × 200 × 6/8，长 6m，材质为 Q235B。先在平台上用平板进行点焊组立。组立好的工件放置在工装上，采用埋弧焊对 H 型钢的四条角焊缝进行焊接，振动焊接方法及四条焊缝焊接顺序见图 6-20。

采用 DAIDEN CR-H800 焊机进行埋弧焊接，焊接电压 32~33V，焊接电流 500A，焊接速度 0.60m/min；焊丝为 H08A：φ4mm，焊剂用 HJ431，应用国产

N2000 振动时效装置进行附加振动，激振器固定在型钢顶部翼板中央，偏心旋转面与腹板平行，见图 6-21。图 6-22 显示了振动焊接进行过程。

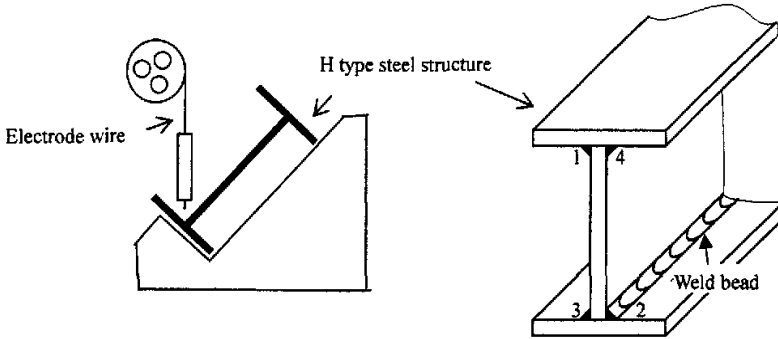


图 6-20 H 型钢的振动焊接及焊缝顺序

Fig. 6-20 Vibrating welding and welding sequence of H type steel structure



图 6-21 H 型钢及激振器

Fig.6-21 H type structure and exciter

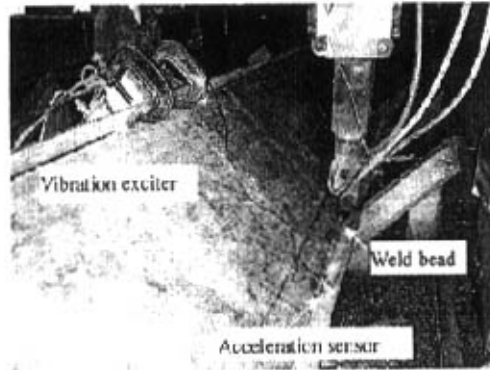


图 6-22 H 型钢振动焊接过程

Fig.6-22 vibrating welding of H type steel structure

在整个焊接过程，通过人工移动振动加速度传感器，使其一直检测熔池附近的振动强弱，通过调节激振器的旋转速度控制焊缝的振动加速度。图 6-23 显示了焊缝 2 振动焊接时，测量到的熔池附近振动加速度和相应的激振器转速，激振

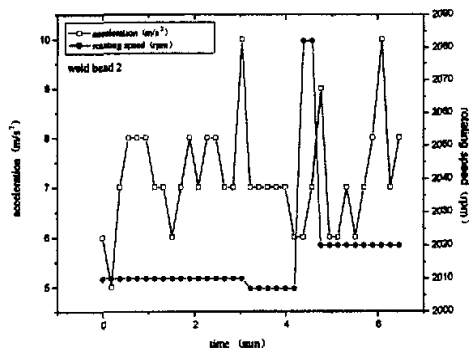


图 6-23 焊缝 2 的振动加速度和激振器旋转速度

Fig.6-23 Acceleration and rotating speed during welding bead 2

器的转速在 2040 转/分左右, 对应的振动频率约为 34Hz。四条焊缝振动埋弧焊时振动加速度基本控制在 $7\sim 9\text{m/s}^2$ 左右。

H 型钢制造中的一个主要问题是焊接波浪变形的控制, 为了研究附加振动对焊接变形的影响, 在两根 H 型钢的制造中分别采用常规埋弧焊和振动埋弧焊工艺, 对比两种焊接工艺下的波浪变形, 两种工艺下的焊接工艺参数均相同。

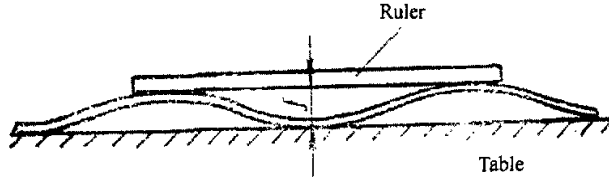


图 6-24 波浪变形的测量方法

Fig. 6-24 measurement of buckling distortion

实际工程中波浪变形一般在构件表面上采用长直尺测量, 如图 6-24, 图中 f 的大小是该位置波浪变形量。焊后在 H 型钢的腹板上测量波浪变形, 由于 6 米长的腹板上各处波浪变形不均匀, 因此在常规埋弧焊(SAW)和振动埋弧焊(Vibrating SAW)两种焊接工艺下, 通过测量 6 米长腹板各处的波浪变形, 得到了腹板上波浪变形最大的四个值, 列于表 6-10 中。

表 6-10 两种焊接工艺下 H 型钢腹板焊后波浪变形

Fig.6-10 Buckling distortion of H type steel web after two welding methods

Point No.	Buckling distortion f (mm)	
	SAW	Vibrating SAW
1	12	8
2	21	9
3	22	16
4	22	12
Ave.	19.3	11.3

从测量结果看, 采用振动埋弧焊接工艺, 测量得 H 型钢腹板波浪变形的最大值为 16mm, 波浪变形最大四点的平均值是 11.3 毫米; 采用不附加振动的常规埋弧焊工艺, 腹板波浪变形的最大值为 22mm, 波浪变形最大四点的平均值是 19.3 毫米, 显然, 常规埋弧焊接工艺下, 焊后波浪变形更为严重。

焊接变形的产生与焊接过程不均匀加热有关, 机械振动加剧了焊缝熔池金属的运动, 加速了焊接过程的热传导, 使焊缝及热影响区金属的温度分布比不加振

动时更均匀,接头金属的不均匀塑性变形减少,导致焊接残余应力和焊接变形降低;另外,振动焊接工艺由于对接头晶粒的细化,也降低了金属凝固过程的相变应力,这也对焊接变形的减少有影响。

6.3 振动电渣焊与振动埋弧焊比较

埋弧焊的主要特点是埋弧,与电渣焊比较,焊接速度快,效率高。图 6-25 示意表示了电渣焊与埋弧焊的热循环过程^[7],资料显示电渣焊的线能量约是埋弧焊的 50 倍左右

对振动埋弧焊和常规埋弧下焊缝的金相组织进行了观察比较,结果显示,振动埋弧焊焊缝的晶粒也存在一定的细化现象,但没有振动电渣焊明显,其中的差别与焊接方法有关。BB503 高炉钢厚板的电渣焊时,焊接速度约 2.5cm/min,焊接线能量高,焊缝高温停留时间长,容易产生粗大晶粒;

Q235B 钢板 H 型钢的埋弧焊时,焊接速度约 60cm/min,焊接线能量低,焊缝高温停留时间短,因此机械振动对细化晶粒的效果没有电渣焊时明显。

电渣焊一般用于超厚板件的焊接,振动电渣焊工艺的应用主要是为了改善焊缝和热影响区的组织,提高接头的力学性能,由于构件本身刚性良好,焊接变形不作为主要考察对象。埋弧焊一般用于中厚板长焊缝的焊接,振动埋弧焊工艺的应用不仅可以改善焊缝的力学性能,更重要的是降低了焊接变形,这在大型构件的焊接中有重要意义。

6.4 本章小结

(1) 对高炉钢 14MnNbTi 电渣焊的试验表明,振动电渣焊工艺可以有效细化焊缝和热影响区粗晶区的晶粒,进而提高焊接接头的力学性能。

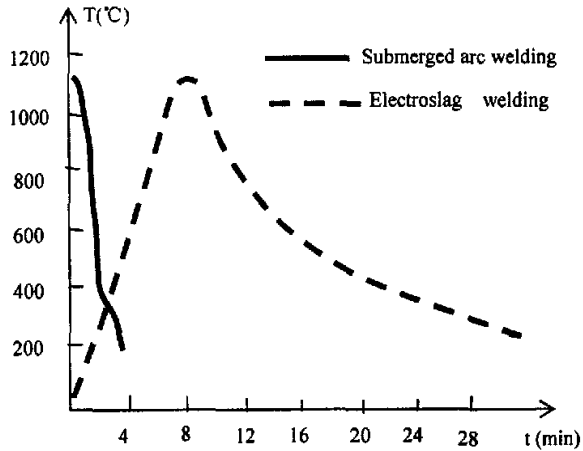


图 6-25 电渣焊与埋弧焊热循环比较示意图

Fig.6-25 heat cycle of electroslag welding and submerged arc welding

(2) 与常规电渣焊接头比, 振动电渣焊接头的拉伸强度无明显变化, 而接头热影响区的粗晶区冲击韧性有明显提高。本试验条件下, 14MnNbTi 常规电渣焊接头侧弯合格率只有 25%, 而振动电渣焊接头侧弯合格率达到 100%, 显示了振动电渣焊工艺在提高接头侧弯性能上有明显的优点。

(3) 对 Q235B 材料 H 型钢的振动埋弧焊试验表明, 振动埋弧焊工艺降低了焊后型钢的波浪变形, 当振动频率在 34 赫兹, 振动加速度在 $7\sim 9\text{m/s}^2$ 时, 腹板的波浪变形控制在常规埋弧焊工艺的一半左右, 型钢的焊接质量得到提高。

参考文献

- [1] 张国福, 宋天民, 尹成江 等. 机械振动焊接对焊缝及热影响区金相组织的影响. 焊接学报, 2001, 22 (3): 85~87
- [2] A.S.M.Y. Munsi, A.J.Waddell, C.A. Walker. Vibratory weld conditioning-the effect of rigid body motion vibration during welding. Strain, 1999 (Nov.): 139~142
- [3] Tso-Liang Tenga, Chih-Cheng Linb. Effect of welding conditions on residual stresses due to butt welds. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1998, 75: 857~864
- [4] 陈祝年. 焊接工程师手册. 北京: 机械工业出版社, 2002 年 1 月
- [5] 中国机械工程学会焊接学会. 焊接手册第一卷焊接方法及设备. 北京: 机械工业出版社, 1992 年 11 月
- [6] 张德芬, 宋天民, 陈孝文, 张国福, 尹成江, 管建军. 机械振动焊接对残余应力的影响及机理分析. 抚顺石油学院学报, 2001, 21 (1): 53~56
- [7] 何德孚. 焊接工艺人员手册. 上海科学技术出版社, 1991
- [8] 宋天民, 张国福, 管建军, 尹成江, 万发廷, 程万奎. 振动焊接对焊件疲劳寿命的影响及机理分析. 西安石油学院学报(自然科学版), 2001, 16 (3): 60~63
- [9] 胡庚祥, 钱苗根. 金属学. 上海: 上海科学技术出版社, 1980
- [10] 陈金涛, 宫照坤, 曲牡, 于群, 曲延安, 房德馨. 振动焊接对焊缝力学性能影响. 大连理工大学学报, 2001, 41(1): 35~27
- [11] 中华人民共和国机械工业标准 GB2651-89. 焊接接头拉伸试验方法 1989
- [12] 赵建明, 张夔. 振动堆焊工艺的初步研究. 机车车辆工艺, 1994, (6): 5~9
- [13] 中华人民共和国机械工业标准 GB2653-89 焊接接头弯曲及压扁试验方法 1989
- [14] 田锡唐. 焊接结构. 北京: 机械工业出版社, 1997

第七章 结论

- (1) 焊缝金属在焊接热循环过程的收缩塑性变形和近缝区金属的压缩塑性变形的共同作用导致焊接结构的残余应力，分析和实际测量的结果都表明，焊缝的残余应力水平达到材料的屈服强度。
- (2) 振动时效过程动应力（拉、剪应力）与构件残余应力的叠加使构件局部微小的塑性变形，导致残余应力的降低。微观上看，热时效导致材料内部晶粒位错密度降低，恢复材料塑性；振动时效导致材料内部晶粒位错密度增加，材料抗变形能力提高。对磁浮轨道梁的振动时效工艺进行的幅-频参数曲线评价和应力实测评价，结果都表明工艺有效，振动时效后焊缝最大主应力平均值下降率为 35%。
- (3) 结构阻尼（材料阻尼）是振动时效过程的非粘性阻尼，提出了结构阻尼的受迫振动模型；基于结构阻尼模型理论分析表明，加速度的共振峰值、共振频率在振动处理后分别升高、左移。焊接结构振动时效过程有多种阻尼耗能机制，主要包括滞弹性阻尼与形变阻尼，它们与材料中的位错、晶界运动和塑性变形有关。
- (4) 应用动态机械分析（DMA）对 14MnNbTi 和 304L 不锈钢基于应变幅度的应变阻尼（ADIF）测量表明，不同焊缝区域阻尼不同，预应变对阻尼影响显著。激光焊接小试样的 ADIF 测量表明，焊接试样阻尼随应变幅度增加较快，显示有焊缝试样内位错密度、位错增殖更明显。焊接工艺参数对振动阻尼也有影响。试样焊接速度越高，阻尼越大，显示阻尼与位错的钉扎方式有关，高焊接速度下，位错被气团的弱钉扎导致阻尼的升高。
- (5) 采用小试样多次动态机械分析（DMA）试验模拟了材料振动时效过程。连续三次的振动测量试验表明，不同激振力（应变）幅值下，阻尼变化不相同。激振力较大时，阻尼的变化有一个先增加后降低的过程。
- (6) 振动时效的幅频曲线变化规律与振动阻尼的复杂变化有关。HT-7U 核聚变装置的振动时效表明，不同的振峰，振动时效后的变化规律并不相同，共振峰有可能降低、右移，振后低幅振峰增值比较常见，采用 JB/T10375-2002 标准对振动时效效果进行评价更具有实用性。

- (7) 研究了不锈钢振动时效的循环蠕变机理。在循环载荷作用下, 循环蠕变导致残余应力的动态松弛, 降低结构的残余应力。304L 在循环动载荷下的试验表明, 循环蠕变与加载速度、次数, 动应力幅值有关, 循环应力幅值越高, 蠕变越大, 循环蠕变达到稳定所需要的时间越长。
- (8) 基于实验和理论分析, 构建了不锈钢振动时效效果的动应力评价模型。该模型考虑了动应力幅值和加载周次对消应力效果的影响, 验证试验表明该模型可以用于振动时效过程消应力效果的评价, 与应力实测法比较, 评价误差在 15% 的范围内。
- (9) 在 HT-7U 核聚变装置的不锈钢大底板振动时效过程中, 采用基于动应力的数学模型对消应力效果进行了评价, 与残余应力实测法比较, 误差是 10.8%, 显示了这种实时定量的评价方法有良好的实用性。
- (10) 对高炉钢 14MnNbTi 电渣焊的试验表明, 振动电渣焊工艺可以有效细化焊缝和热影响区粗晶区的晶粒, 显著提高接头侧弯性能和热影响区冲击韧性, 而接头的拉伸强度无明显变化。
- (11) 对 Q235B 材料 H 型钢的振动埋弧焊试验表明, 振动埋弧焊工艺降低了焊后型钢的波浪变形, 其中腹板的波浪变形控制在常规埋弧焊工艺的一半左右, 提高了型钢的焊接质量。

论文创新点

1. 研究了振动时效效果幅频曲线评价法的理论基础，指出了结构阻尼是振动时效过程的重要非粘性阻尼，提出了基于结构阻尼的受迫振动分析模型。应用动态机械分析仪（DMA）测量了小试样基于应变幅度的阻尼（ADIF），提出了采用激光焊接小试样，通过对 ADIF 多次测量，模拟焊接结构振动时效的试验方法，应用位错理论分析了阻尼变化的机理。
2. 研究了不锈钢焊接试样在循环载荷下，应变的变化规律，提出了不锈钢振动时效过程的循环蠕变机理。建立了基于动应力的不锈钢焊接结构振动时效过程残余应力变化的数学模型。
3. 首次将振动时效工艺应用在磁浮交通的 16Mn-软磁钢高精度焊接箱形轨道梁及 HT-7U 超导核聚变装置 304L 超低碳不锈钢焊接结构制造的重大工程中，幅频曲线定性分析和应力实测定量分析都显示工艺有效。
4. 针对高炉钢 14MnNbTi 的常规电渣焊焊缝晶粒粗大，侧弯合格率低的问题，提出了采用振动电渣焊工艺，改善焊接接头组织，降低焊接残余应力，提高接头力学性能，为解决高炉钢焊接的技术难题找到突破口。

攻读博士学位期间发表的学术论文

- [1] Rao Delin, Zhu Zhengqiang, Chen Ligong etc. Reduce the Residual Stress of Welded Structures by Postweld Vibration. *Materials Science Forum*, 2005, 490-491: 102~106 (SCI 源)
- [2] Delin Rao, Jingguo Ge, Ligong Chen. Vibratory stress relief in manufacturing the rails of a maglev system. *ASME: Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2004, 126 (2): 388~391 (EI 已检索)
- [3] Rao Delin, Chen Ligong, Ni Chunzhen. The Effectiveness Evaluation of Vibratory Stress Relief by Dynamic Stress. *International Journal of Fatigue*. (submitted, SCI 源)
- [4] Ligong Chen, Delin Rao, Chunzhen Ni. Vibratory stress relief of welded structure in China. *International Conference WELDS2005: Design, Testing, Assessment and Safety of High Temperature Welded Structure*. GKSS (Hamburg), Germany, Sep. 2005 (录用, 国际会议)
- [5] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍. LD10CS 铝合金点焊质量的神经网络质量估测. *上海交通大学学报*. 2003, 37 (2): 167~170 (中文核心, EI 已检索)
- [6] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍 等. 超声冲击对焊接结构残余应力的影响. *焊接学报*. 2005, 26 (4): 48~50 (中文核心, EI 已检索)
- [7] 饶德林, 朱政强 等. 振动时效消除拼焊不锈钢板的残余应力. *振动与冲击*. 2005, 24 (2): 140~142 (中文核心, EI 源)
- [8] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍. 振动时效技术的研究状况. *焊接*. 2004, (11): 5~7 (中文核心)
- [9] 饶德林, 陈立功, 朱政强 等. 振动对电渣焊接头机械性能的影响. *机械科学与技术*. 2004 增刊, 23 (12): 101~104 (中文核心, EI 源)
- [10] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍, 朱政强. 结构阻尼变化与振动时效效果的评定. *焊接学报*. (录用, 中文核心, EI 源)
- [11] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍, 朱政强. 不锈钢振动时效过程的循环蠕变机理. *焊接学报*. (录用, 中文核心, EI 源)

- [12] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍 等. 基于结构阻尼的振动时效力学分析. 十一届全国焊接学术会议. 上海, 2005. 5
- [13] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍 等. 304L 不锈钢振动时效过程的循环蠕变机理. 2004 全国博士生学术论坛(哈尔滨)论文集(材料类). 2004, 8: 330~335
- [14] Rao Delin. Zhu Zhengqiang. Chen Ligong Ni Chunzhen. Reduce the Residual Stress of Welded Structures by Postweld Vibration. ICRS7 第七届国际残余应力大会论文(西安). 2004 年 7 月
- [15] 饶德林, 陈立功, 倪纯珍 等. 机械振动对电渣焊接接头性能的影响. 2004 上海焊接学会年会论文集. 2004.11: 173~177
- [16] 饶德林, 葛景国, 朱政强 等. 超大不锈钢板的振动时效研究. 上海焊接(第七届华东地区焊接技术交流会). 2003, (5): 138~140

攻读博士学位期间参加的科研、工程项目：

序号	项目名称	合作单位	时间	职责
1	磁浮轨道梁的振动时效（国家重大工程项目：上海磁浮轨道建设）	江南重工，江苏沪宁钢机股份有限公司	2001～2002	项目研究生组长
2	HT-7U 超导核聚变试验装置壳体的振动时效（国家重大科学项目：HT-7U 超导托克马克装置）	上海锅炉厂核化公司，中国科学院等离子体物理研究所	2003～2004	项目研究生组长
3	西气东输大直径全焊接球阀制造研究	上海耐莱斯·詹姆斯伯雷阀门有限公司	2003～2005	项目组成员
4	宝钢高炉钢 BB503 厚板振动电渣焊工艺	上海宝山冶金建设总公司工业安装分公司	2002～2004	项目组成员
5	JB/T10375-2002 焊接构件振动时效技术要求	哈尔滨焊接研究所 西安理工大学	2001	参与编写
6	旅客列车振动舒适度测量及评价	上海铁路局	2002～2003	项目研究生组长
7	大型吊机卷筒的振动时效	上海振华港机股份有限公司	2002～2003	项目研究生组长
8	新北京电视塔塔柱构件超声冲击消应力工艺	江苏沪宁钢机股份有限公司	2004	项目研究生组长
9	H 型钢振动埋弧焊工艺	上海宝山冶金建设总公司轻钢分公司	2004	项目研究生组长
10	140 吨行车大梁进行振动时效	上海五钢设备工程有限公司	2003	项目研究生组长
11	蕴藻浜大桥拼焊焊接残余应力测试	上海船厂	2003	项目研究生组长

致谢

本文的工作是在导师陈立功教授的悉心指导下完成的，从论文的选题、开展到论文的撰写都得到了陈老师的细致、严格的指导，尤其在论文的理论研究方向上给了本人许多重要的建议、指导，与他的频繁讨论使我获益匪浅。在论文撰写过程中，陈老师细致地审阅了本文的初稿，提出了许多中肯的意见，使本文得以顺利完成。在此谨向陈老师表示衷心的感谢！

倪纯珍副教授在本文的许多试验中给予了全力的支持和指导，她的指导和帮助使我的许多试验都有事半功倍的效果，倪老师耐心认真的工作态度给我印象深刻，她在工作、生活上对本人的关心照顾我难以忘怀，在此谨向她深表谢意！

感谢上海交大材料学院张帆、李小瑾、郑登惠老师，感谢上海交大焊接所唐新华、包晔峰等老师，感谢上海锅炉厂核化公司顾振波高工，他们在本文的试验中给予了积极的帮助和配合。上海交大焊接所姚舜教授对本文的修改提出了许多有益的建议，在此深表谢意。感谢课题组共同学习、工作的师兄弟们，他们在科研活动中和日常生活上都给予我莫大的关心、支持和帮助。

最后要感谢我的妻子罗凡、我的儿子饶硕芃和我的父母，在我攻读博士学位的四年间，他们为我所付出的一切我难以忘怀，他们是我完成学业的精神支柱，他们的理解、支持和鼓励将激励我不断进步。

饶德林

2005年5月