

# 热源形状参数对薄板焊接残余应力和变形的影响

王能庆, 童彦刚, 邓德安

(重庆大学 材料科学与工程学院, 重庆 400045)

**摘 要:** 采用热-弹-塑性有限元方法模拟焊接残余应力和变形时, 对于移动热源模型形状参数的选取, 在大多数情况下大都是根据研究者的经验来确定。然而对于热源模型形状参数对焊接残余应力和变形的影响尚不十分明确。基于 ABAQUS 有限元软件, 以高强钢 SM490A 单道 TIG 焊为例, 通过建立三维有限元模型和采用双椭球体积移动热源模型, 研究了热源模型形状参数对焊接残余应力和变形的影响。结果表明, 热源模型形状参数对焊接残余应力影响较小, 而对焊接变形, 尤其是对角变形有一定程度的影响。

**关键词:** 热源模型; 焊接残余应力; 焊接变形; 数值模拟

**中图分类号:** TG115.25 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2012)12-0097-04



王能庆

## 0 序 言

从上世纪 70 年代初, 研究者开始采用数值模拟技术来获得对焊接过程的定量认识<sup>[1]</sup>。针对焊接过程中的热源模型问题, 经历了一个从集中热源模型、平面分布热源模型到体积分布热源模型的发展历程。对于集中热源模型, 主要缺点是在熔化区和热影响区, 计算出的温度误差较大; 同时在该模型中, 在热源中心温度无限大的假设和材料热物理性能对温度的敏感性会增大误差。为了克服上述模型的局限性, Pavelic 等人<sup>[2]</sup>提出了平面高斯热源模型。利用这种模型进行数值计算时, 在熔化区和热影响区可以获得比较合理的温度结果。在此基础上, 为了考虑电弧穿透力的影响, 准确地预测焊件的温度场, Goldak 等人<sup>[3]</sup>又提出了体积分布热源模型——双椭球热源模型。尽管 Goldak 等人提出的双椭球热源模型受到广泛应用, 但是针对焊接移动热源模型形状参数的选取一般还是依靠研究者的经验<sup>[3]</sup>。热源模型形状参数的选取, 对模拟焊缝及熔池形状有较大影响, 很多研究者也做了不少研究<sup>[4]</sup>。但是关于热源模型参数对焊接残余应力和变形影响的研究还很少。鉴于此, 文中基于 ABAQUS 6.9 有限元分析软件, 以高强钢单道 TIG 焊为研究对象, 探讨双椭球体热源形状参数对焊接残余应力和变形的影响, 从而为热源模型形状参数的选取提供参考。

## 1 有限元模型

文中采用热-弹-塑性有限元方法来模拟 SM490A 高强钢单道对接焊温度场、应力和变形, 着重讨论焊接热源模型参数对焊接残余应力和变形的影响。在热弹塑性有限元分析中, 采用顺序耦合的方式进行计算, 即先进行温度场的计算, 然后将温度场的计算结果以热载荷的形式加入到应力计算模型中进行应力、应变和变形的求解。模拟采用的焊件尺寸为 300 mm × 300 mm × 5 mm。由于对称性, 选取一半进行有限元分析。有限元模型如图 1 所示。为了兼顾计算精度和计算效率, 在网格划分时, 近焊缝区划得细密, 远焊缝区划得相对粗大。有限元模型的节点总数 14 847, 单元总数为 10 000。文中运用 ABAQUS/Standard 通用分析模块求解温度场和应力场。在温度场计算的过程中, 采用 8 节点 6 面体单元 DC3D8 来进行计算, 在应力场计算的过程中, 采用与温度场对应的 8 节点 6 面体单元 C3D8I

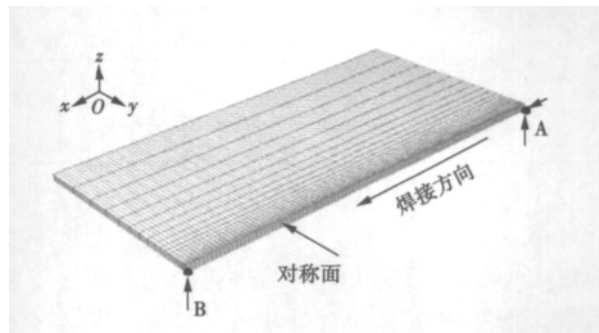


图 1 有限元模型及约束条件

Fig. 1 Finite element model and restraint condition

来进行计算。

### 1.1 温度场计算

为了考虑实际焊接热源的移动特点和电弧的能量分布规律,文中选用 Goldak 等人<sup>[3]</sup>提出的双椭球高斯分布体积热源来模拟 TIG 焊电弧产生的热输入。该热源由两个半椭球组成,前半椭球热源温度梯度陡变,其热流分布为

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{a_f b c \pi^{3/2}} \exp\left\{-3\left[\frac{(x-vt)^2}{a_f^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right]\right\} \quad (1)$$

后半椭球温度梯度变化缓慢,其热流分布为

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{a_r b c \pi^{3/2}} \exp\left\{-3\left[\frac{(x-vt)^2}{a_r^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right]\right\} \quad (2)$$

式中:  $a_f, a_r, b$  和  $c$  分别为双椭球热源的前半椭球长、后半椭球长、椭球的宽度和深度。  $x, y, z, v$  分别表示  $x$  轴坐标、 $y$  轴坐标、 $z$  轴坐标和焊接速度。  $Q$  为热输入功率,用电弧的有效功率来描述,即

$$Q = \eta UI \quad (3)$$

式中: 电弧有效系数  $\eta$  取 0.7; 电弧电压  $U$  取 24 V, 焊接电流  $I$  取 180 A。  $f_f$  和  $f_r$  分别为前后椭球的能量分配系数,且满足  $f_f + f_r = 2$ 。

在此热源模型中,通过调整  $a_f, a_r, b$  和  $c$  可以自由地改变热源模型的形状。正因为如此,在同一焊接条件下,热源形状参数的选取很大程度上依赖于计算者的经验。文中为了澄清热源模型的形状参数对焊接残余应力和变形的影响,选取了如表 1 中所示的三组参数来模拟移动焊接热源。在 Case A 中热源的宽度较大,而深度较浅;在 Case C 中热源的宽度较窄,而深度较大;Case B 的热源宽度与深度都居于 Case A 与 Case C 之间。从 3 组参数的取值来看,热源的总体积几乎完全相等。

表 1 热源形状参数

Table 1 Parameters of welding heat source shape

组别	前半椭球长 $a_f/\text{mm}$	后半椭球长 $a_r/\text{mm}$	椭球宽度 $b/\text{mm}$	椭球深度 $c/\text{mm}$
Case A	6	12	4.0	1.2
Case B	6	12	2.2	2.4
Case C	6	12	1.2	4.0

在温度场的计算时,除了考虑 TIG 焊电弧产生的热输入外,还考虑了材料的热物理性能如热传导系数、比热和密度随温度变化的特性<sup>[5]</sup>。同时有限元模型中也详细考虑了被焊工件表面与周围空气的对流热交换和辐射<sup>[6,7]</sup>。

### 1.2 应力与变形的计算

在焊接过程中,焊缝及其附近的金属经历了快速的加热和冷却过程,焊件内部将产生不协调应变,从而引起焊接残余应力和变形。在热-弹-塑性有限元模型中,假定材料是各向同性的,弹性应力-应变关系遵循胡克定律,且材料的弹性模量和泊松比是温度的函数;热应力通过线膨胀系数来计算;用 Von Mises 准则来描述材料的塑性变形行为,且材料的屈服极限随温度变化而变化<sup>[5]</sup>。在模型中忽略了材料的加工硬化效应和退火效应。由于 SM490A 材料在冷却过程中发生马氏体相变的倾向不大,在应力计算时忽略了固态相变对焊接残余应力和变形的影响。

在应力和变形计算时,采用与温度场相同的有限元模型。其力学边界条件如图 1 的箭头和对称面所示。在 A 点处施加  $x$  和  $z$  方向的约束,在 B 点处施加  $z$  方向的约束,在对称面的所有节点上施加  $y$  方向的约束。

## 2 计算结果与讨论

### 2.1 熔池形态

图 2、图 3 分别表示了采用三种热源参数得到的焊接过程中的熔池纵向和横向的断面形貌。这里假定最高温度大于 1450 °C 的区域即为熔化区域。在温度场计算时三种情况下采取了相同的焊接电流、电弧电压和焊接速度。此外从表 1 中知道三组热源的体积也基本相同,只是形状有较大的变化。从图 2 可以看出,Case A 的熔化深度最小,Case C 的最大,而 Case B 居中。因此可以很自然地得到如下结论:随着热源深度的增加,熔深也随之增加。与图 2 类似,从图 3 中可以看到随着热源的宽度减少,在横断面上的熔化宽度也相应减少。从上述计算结果可以知道,热源形状参数对焊接熔池的形状有较大的影响。

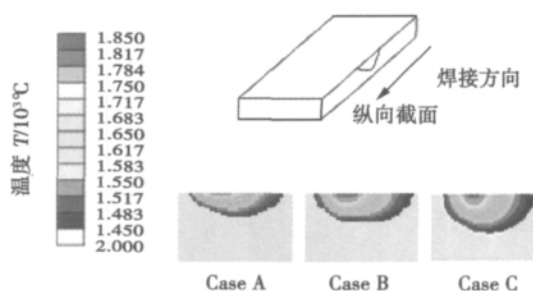


图 2 熔池纵向截面形貌

Fig. 2 Longitudinal section of weld pool

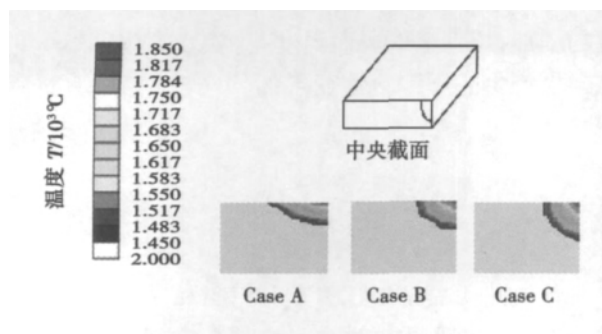


图 3 熔池横向截面形貌

Fig. 3 Transverse section of weld pool

## 2.2 焊接残余应力

文中选取具有代表性的中央截面上的残余应力为分析和比较对象,着重讨论热源形状参数对焊接残余应力的影响. 图 4a、b 分别是中央截面上、下位置处的纵向残余应力分布. 由图 4 可知,尽管三组热源参数及由它们产生的熔池形状都有较大区别,但 Case A、Case B 和 Case C 的中央截面上的纵向残余应力分布、大小及峰值应力都基本一致,没有明显区别. 结果表明,在模拟薄板 TIG 重熔焊产生的残余应力时,纵向残余应力似乎对焊接热源参数不敏感. 热源形状对纵向焊接残余应力影响很小.

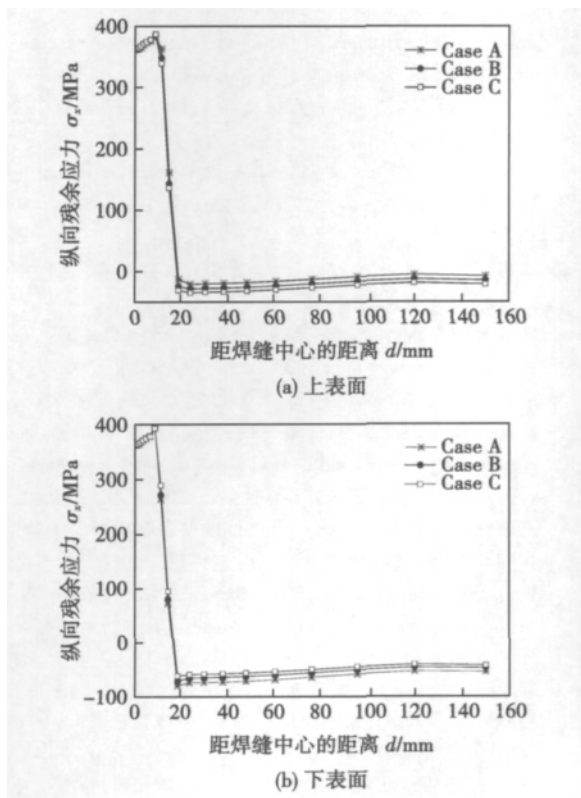


图 4 中央截面纵向残余应力分布

Fig. 4 Longitudinal stress distribution in middle section

图 5a、b 分别是中央截面的上、下位置处的横向

残余应力分布. 从图 5a 可以看出,热源形状参数几乎对中央截面处上表面的横向残余应力没有影响. 从图 5b 可知,下表面的横向残余应力分布也没有明显的差异,只是局部位置有些细微差别. 仔细比较 Case A、Case B 和 Case C,发现三者的横向残余应力的峰值几乎一样. 因此可以得到如下结论:热源参数似乎对薄板焊接时的横向残余应力没有明显影响. 综上所述,热源形状参数对薄板焊接时的纵向残余应力和横向残余应力都没有明显的影响.

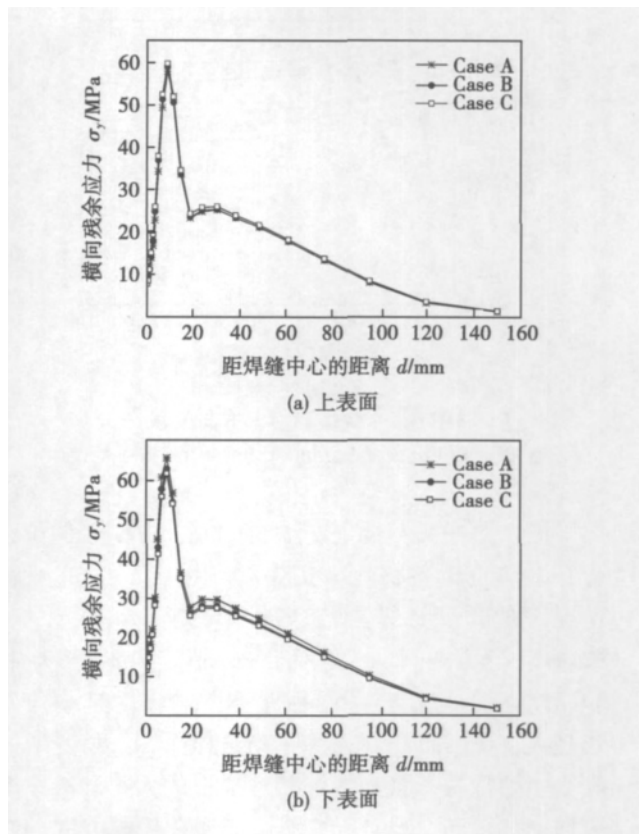


图 5 中央截面横向残余应力分布

Fig. 5 Transverse stress distribution in middle section

## 2.3 焊接变形

对于焊接变形的考察,与残余应力类似,文中重点分析中央截面上的横向收缩和角变形. 图 6 是中央断面的上下表面处沿  $y$  方向的位移分布曲线. 从图 6 可知,上表面的  $y$  方向位移明显较下表面大. 这主要是由于在计算模型中采用了椭球热源模型,因此上表面被加热到超过力学熔点(约  $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) 高温的区域大,而下表面的高温区域小. 横向收缩的大小与被加热到力学熔点以上温度的范围有关<sup>[1]</sup>.

Case A、Case B 和 Case C 三种情况中,上表面的  $y$  方向位移差别很小,而下表面的位移差别相对较大. 前者主要是由于三种热源参数在有限元模型的上表面上产生的峰值温度高于力学熔点的区域相

差不大,因此冷却后产生的横向收缩差别也较小。下表面上的横向收缩较大的原因是下表面峰值温度高于力学熔点的区域的大小对热源深度较敏感。热源越深,下表面上的高温区域越大,相应地产生的横向收缩也随之增大。因此在图6中可以看到,Case A的下表面的横向收缩最小,而Case C的最大。由图6还可知,中央截面处的上下表面的平均横向位移相差很小。也就是说,文中计算的三情况的板厚方向上的平均横向收缩没有明显的区别。

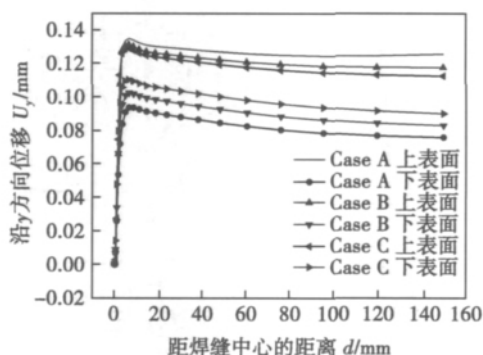


图6 中央截面沿y方向位移

Fig. 6 Y-direction displacement in middle section

图7是中央截面处(上表面)沿z方向上的位移分布。z方向的位移代表角变形。由图7可知,三种情况下的角变形差别比较明显。与Case A相比,Case B与Case C的角变形分别减少约30%和54%。也就是说,热源在板厚方向的深度越小角变形越大。一般而言,在板厚一定的情况下,角变形的大小主要取决于横向压缩塑性变形的大小和沿厚度方向上的分布。横向压缩塑性变形在板厚方向分布的均匀程度与焊接过程中板上下表面的最高到达温度的差有关<sup>[1]</sup>。在Case A中,由于热源比较浅,可以推断在焊接过程中板上下表面温差较大,因此产生的角变形也较大。从图3可以看出,随着热源深

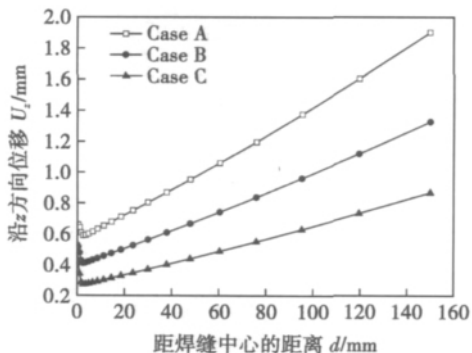


图7 中央截面沿z方向位移

Fig. 7 Z-direction displacement in middle section

度的增加,焊件上下表面温度差越小,冷却后在厚度方向上产生的压缩塑性变形的均匀性增加,从而使得角变形也减小。

### 3 结 论

(1) 热源模型形状参数对纵向和横向残余应力的分布和大小影响很小。

(2) 热源模型形状参数对横向收缩变形的分布和大小有一定的影响,但是对其在截面处的平均横向收缩变形影响较小。

(3) 热源模型形状参数对角变形有一定程度的影响,随着热源深度的增加角变形减小。

(4) 采用热-弹-塑性有限元方法进行焊接数值模拟时,在侧重焊接残余应力的情况下,可以不需特别精确地选取热源模型形状参数;然而对于侧重焊接变形的预测时,则需要参考实际熔深的形状,慎重选取热源形状参数。

### 参考文献:

- [1] 上田幸雄,村川英一,麻宁绪. 焊接变形和残余应力的数值计算方法与程序[M]. 罗宇,王江超,译. 四川: 四川大学出版社,2008.
- [2] Pavelic V, Tankbakuchi R, Uyehara O A, et al. Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates [J]. Welding Journal Research Supplement, 1969, 48: 295-305.
- [3] Goldak J, Chakravarti A, Bibby M. A new finite element model for welding heat sources [J]. Metallurgical Transactions, 1984, 15: 229-305.
- [4] 莫春立,钱百年,国旭明,等. 焊接热源计算模式研究进展[J]. 焊接学报,2001,22(3): 93-96.  
Mo Chunli, Qian Bainian, Guo Xuming, et al. The development of methods about welding heat source calculation [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2001, 22(3): 93-96.
- [5] Kazuo Ogawa, Shizuo Nakada, Satoru Nishikawa, et al. Influences of materials properties and FEM elements on welding residual stress analysis [C]// 溶接構造シンポジウム,2006: 705-712.
- [6] 邓德安,童彦刚,周中玉. 薄壁低碳钢管焊接变形的数值模拟[J]. 焊接学报,2011,32(2): 81-84.  
Deng Dean, Tong Yangang, Zhou Zhongyu. Numerical modeling of welding distortion in thin-walled mild steel pipe [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(2): 81-84.
- [7] 邓德安,清岛祥一. 焊接顺序对厚板焊接残余应力分布影响的研究[J]. 焊接学报,2011,32(12): 55-58.  
Deng Dean, Shoichi Kiyoshima. Influence of welding sequence on welding residual stress distribution in thick plate joint [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(12): 55-58.

作者简介: 王能庆,男,1985年出生,硕士研究生. 主要从事金属材料焊接与焊接数值模拟方面的研究. Email: wnq\_2005@163.com

通讯作者: 邓德安,男,博士,教授. Email: deandeng@cqu.edu.cn.

**Abstract:** Based on the section analysis of three-dimensional model of friction stir welding , the evolution of the joint section of the welding process was established. The forming process of friction stir welding was divided into extrusion stage , migration stage , backfilling stage and shoulder effect stage. The first three stages which were affected by stir pin were analyzed. The analysis of the material migration processes of the first three stages pointed out that the original surface and the residual oxides were migrated to the retreat side in the extrusion stage , the onion ring structure was formed , the oxides were fragmented and dispersed in the migration stage and the onion ring structure was fully formed in the backfilling stage. The studies showed that if the above three stages could not effectively complete the forming processes , the superposition effect of a variety of defects forming mechanisms would lead to the formation of the final defects. The results show that the four stages of the forming process established by using the section analysis can be used to explain the forming mechanisms of FSW joints and the causes of the “S line” and other defects.

**Key words:** friction stir welding; section analysis; joint forming; defect

**Effects of welding heat source parameters on residual stress and distortion in thin plate joint** WANG Nengqing , TONG Yangang , DENG Dean ( College of Materials Science and Engineering , Chongqing University , Chongqing 400045 , China ) . pp 97 – 100

**Abstract:** The thermo-elastic-plastic finite element method ( FEM ) has been widely used to predict temperature field , residual stress distribution and deformation. However , how to choose the parameters of moving heat source model for given welding conditions heavily depends on a analyst's experience. It is necessary to clarify the influence of heat source parameters on residual stress and deformation. Therefore , an attempt was made to examine the influence of heat source parameters on residual stress and deformation in a thin plate joint using thermo-elastic-plastic FEM with Goldak heat source model in the current work. The simulation results show that the heat source parameters have no significant effect on residual stress , but have effect on welding deformation to some extent.

**Key words:** heat source; welding residual stress; welding deformation; numerical simulation

**Effects of laser shock wave on salt spray corrosion of X70 pipeline steel welded lines** WU Yongzhong , KONG Dejun , LONG Dan , FU Guizhong ( College of Mechanical Engineering , Changzhou University , Changzhou 213016 , China ) . pp 101 – 105

**Abstract:** The surface of X70 pipeline steel welded line was treated by laser shock wave , and the corrosion performances before and after laser shock processing were analyzed by salt spray corrosion test in artificial atmosphere. The surface morphologies , chemical elements and phase constituent were observed with SEM ( scanning electron microscope ) , EDS ( energy dispersive spectrometer ) and XRD ( X-ray diffraction ) , respectively , and the effects of laser shock processing on the corrosion mechanism were discussed. The results show that tensile residual stress exists in the surface of X70 pipeline steel welded lines in

primitive state , which improves stress corrosion crack with the interaction of corrosive medium  $\text{Cl}^-$ . Spalling corrosion occurs with the interaction of boundary corrosion. The grain refinements are produced in the welded lines by laser shock processing , and the strengthened layer is formed on the surface , which improves corrosion resistance of the welded lines.

**Key words:** laser shock processing; X70 pipeline steel; welded line; salt spray corrosion

**Characteristics of Ni-Cr-Co-W-Mo-Ta-B brazing filler**

LI Wen<sup>1,2</sup> , JIN Tao<sup>2</sup> ( 1. College of Materials Science and Engineering , Shenyang Ligong University , Shenyang 110159 , China; 2. Institute of Metal Research , Chinese Academy of Sciences , Shenyang 110016 , China ) . pp 106 – 108

**Abstract:** Ni-Cr-Co-W-Mo-B alloy powder was prepared by gas atomization. The particle morphology and element distribution of the powder were investigated by SEM. The melting characteristics of the Ni-Cr-Co-W-Mo-Ta-B powder were evaluated by DSC. The Ni-Cr-Co-W-Mo-Ta-B flexible insert alloy cloth was obtained through a thermal rolling technology. The bonding strength at room temperature and stress rupture life at 1 010 °C / 248 MPa were measured. The results indicate that Ni-Cr-Co-W-Mo-Ta-B particles exist as ball-shape and the element distributions are homogeneous in the particles. The liquidus temperature of the alloy is 1 127 °C. The tensile strength at room temperature and stress rupture life at 1 010 °C / 248 MPa of the completed joints are almost identical to those of the superalloy substrate when the Ni-base superalloy was bonded by the transient liquid phase ( TLP ) bonding using Ni-Cr-Co-W-Mo-Ta-B powder as an insert alloy.

**Key words:** Ni-Cr-Co-W-Mo-Ta-B powder; Ni-base superalloy; TLP bonding; mechanical properties

**Study of pulse combustion welding rod for vertical weld**

WU Yongsheng , WANG Jianjiang , XIN Wentong , LIU Haodong ( The Institute of Advanced Materials , Ordnance Engineering College , Shijiazhuang 050003 , China ) . pp 109 – 112

**Abstract:** A new type of manual SHS welding rod called the pulse combustion rod is introduced , which is used in the urgent repair of war. Firstly , the problems and insufficiency of the normal manual SHS welding rod ( normal combustion rod for short ) are analyzed in the vertical weld. The pulse combustion rod is designed with structure and constitution presented. Then vertical weld experiment is carried out , in which low carbon steel is used as the base metal. By analysis with SEM , XRD and EDS , the results show that weld seam is composed of Fe-riched phase and Cu-riched phase , with a few of  $\alpha$ -Fe but a little of Fe-Ni ,  $\epsilon$ -Cu and Cu<sub>0.81</sub>Ni<sub>0.19</sub> contained in Fe-riched phase , and with much  $\epsilon$ -Cu but a little of Cu<sub>0.81</sub>Ni<sub>0.19</sub> ,  $\alpha$ -Fe and FeNi contained in Cu-riched phase. Dendritic Fe-riched phase distributes in the solid solution of Cu-riched phase. The weld seam alloy has a good bond with the base metal. The aim of double sides forming is obtained by single side welding. The mechanical properties test of weld joint presents that tensile strength is up to 367MPa and the hardness of weld alloying zone is 143.8 HV.

**Key words:** pulse combustion welding rod; vertical weld; microstructure and property