鱼 摘

精确预测和控制焊接变形是当今世界造船工艺的重要要求,而控制焊 接变形一直是焊接工艺上的一个难点。通过对结构焊接变形的预测,来改 善焊接工艺,从而减小焊接变形。固有应变等效载荷法是近年来发展的预 测焊接变形的重要方法。本文通过固有应变等效载荷法来预测船体焊接变 形,然后与舷侧分段结构焊接实验所得的数据进行对比,找出变形规律, 进一步提高预测精度。

本文采用基于固有应变等效载荷法计算了 4250 集装箱舷侧分段的焊接 变形,并与实验进行对比。具体工作如下:

遵循分段焊接规范、结构形式,进行焊接温度场模拟,结合实验数据,通过两次单位载荷有限元分析,得出舷侧结构的约束度分布。

2. 根据固有应变产生原理,利用最高温度分布和约束度分布计算出固有应变的分布,然后积分得到等效载荷的分布。

3. 把所得到的等效载荷施加到有限元模型上,通过弹性有限元分析最终得出舷侧结构的焊接变形。

4.设计实验报告,到船厂做舷侧分段实验,学习焊接工艺,记录常用 焊接形式的焊接规范,测量平板对接焊、纵骨自动焊、气体保护焊等焊接 工序后的结构焊接变形。

5. 把实验数据与有限元计算结果进行比较,找出焊接规律,分析误差 原因,提出减小焊接变形的措施和控制变形的方法。通过对比,找出计算 存在的问题,进一步提高预测精度。

关键词:集装箱船;焊接变形;温度场;约束度;固有应变;等效载荷

ABSTRACT

Prediction and control welding deformations of ship hull blocks is the most important work in shipbuilding technology, but it is still difficult to control its deformation. Predicting the welding deformation of hull blocks is a good method, which will improve welding process and reduce the deformation. The equivalent load method based on the inherent strain is a developed prediction method these years. This paper is using the equivalent load method based on the inherent strain to predict the welding deformations of a container vessel, then compare with the experiment data, find out the law of welding deformation, get the prediction of welding deformation more exactly.

The equivalent load method based on the inherent strain is studied to analyze the welding deformations of 4250 container vessel side, and compare with experiment. The details are as follows:

1. Follow the rule of welding and structure, simulate the welding temperature field, and get the constraint distributions degree of vessel side which is obtained by combining experimental data and twice equivalent load FEA.

2. Inherent strain distribution is calculated by the highest temperatures and degrees of constraint, and according to its origin principle, the equivalent load is obtained by integral of inherent strain.

3. Load the equivalent loads to the FEA model, then get deformation of the vessel side by the analysis of spring FEA.

4. Design the experiment report, do some experiments, study of welding techniques and note the experiment data, measure the deformation of fiat fillet seam, WPS, and gas shielded arc welding.

5. Compare the experiment data with the result of FEA analysis, and then find out the law of welding deformations, the way of reducing and controlling welding deformations. Find the problems and get the prediction more exactly.

Key words: Container vessel; Welding deformation; Temperature field; Degree of restraint; Inherent strain; Equivalent load;

哈尔滨工程大学

学位论文原创性声明

本人郑重声明:本论文的所有工作,是在导师的指导 下,由作者本人独立完成的。有关观点、方法、数据和文 献的引用已在文中指出。除文中已注明引用的内容外,本 论文不包含任何其他个人或集体已经公开发表的作品成 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。

作者(签字): 盛振員

日期: 2008年 |月/8日

第1章 绪论

1.1 概述

焊接是将金属材料连接成构件的最重要方法。无论添加或不添加填充金 属,大多数焊接过程的核心技术是被连接表面的熔化,随后是连续的冷却, 局部热输入形成局部熔化,同时尽可能地减少构件内部的热扩散和向周围环 境的热失散。目前国内外造船厂建造的各种大型船舶,都是利用分段焊接建 造而成的。分段建造是把船体分为数十个分段,通过小、大规模的分段工序 制造之后,在船台上合拢各分段。构成船体的分段是通过加工厂和制造厂的 材料加工和小、中、大规模的作业完成的,之后运往前沿装配厂进行造船装 备作业。船体分段是通过连接板构件的对接焊和连接板构件和加筋板的角接 焊加工而成的。各焊接过程必然引起焊接变形,而随着焊接过程变形也将持 续累积,制成的分段肯定与开始的设计图纸有一定的出入,所以必须用火焰 加热法讲行变形矫正。此工序是占造船时间 1/3 的重要工序,所以分段形状 和尺寸的准确性与造船效率有密切的关系。精确预测和控制焊接变形更成为 世界现代造船工艺的重要要求。随着现代造船技术的不断发展,世界各主要 造船企业在 20 世纪 90 年代中期已普遍完成现代化改造。在此基础上又陆续 启动了新一轮的现代化改造计划,投资目标集中于高新技术,其投资力度进 一步加大,大量采用全新的造船焊接工艺流程,有力地保证了这些造船大国 具有竞争中的技术优势^[1]。其中,尤其以世界主要造船大国日本和韩国最为 突出,他们研究和开发了大量的全新焊接工艺,不但提高了焊接质量和使外 形更美观,而且保证了装配中的无余量装配。这些新技术的应用,使得造船 质量提高,生产成本降低,大大提高了造船竞争力。

船体焊接中常用的电弧焊是一个不均匀的、以一定速度移动的加热和冷却过程。在此过程中,在不同的瞬时,有些点有着不同的温度分布,即不同

的焊接热循环。这种情况使物体产生热胀冷缩这一简单的物理现象,在被焊的结构中,产生了复杂的热力学过程:在构件截面是出现了弹性区、弹塑性区、塑性区。由于在加热过程中有塑性的压缩变形,因此,在焊接过程终了 温度恢复到原来的温度时,结构中产生了焊接应力,同时结构的形状及尺寸 也发生了畸变,即焊接变形^[2,3]。

为了确保分段的准确性,造船厂设立精度管理部门来执行对分段的系数 测量及矫正工作,且在板构件切割时给出相应的焊接变形余量来减少变形矫 正工作。焊接余量通常是通过经验、实验及实测资料给出的。经验公式往往 仅是一两个参数的函数,而实验也只是针对很简单的小构件,很难预测由多 种构件组成的复杂分段变形量。为了提高造船效率,必须在设计阶段预测出 分段制造过程中所出现的焊接变形,在制造分段的每一阶段进行焊接变形分 析,且在生产中将使分段的变形量最小的确切的焊接余量赋予进去。因此, 需要给出能够在分段制造过程中预测焊接变形的分析方法,且在设计阶段赋 予相应于各分段最终变形的准确余量。

综上所述,船体分段焊接变形预测与控制技术的研究和开发,对提高焊 接质量和生产效率,从而提高经济效益很有必要,对增强我国造船行业在世 界竞争中的技术优势具有重要的现实和长远意义。

1.2 预测焊接变形的研究方法

由于焊接过程和焊接构件的复杂性,在实际生产中对焊接变形的变化规 律往往难以掌握。多年来国内外学者和专家对焊接变形进行了大量的研究, 特别是近年来随着数值方法和计算机技术的发展,许多原来难以解决的问题, 都有了实现的可能,也取得了不少研究成果,然而离实际焊接生产应用还有 相当大的差距^[4]。目前,焊接变形与应力的预测主要有以下几种方法:

1.2.1 实验法

20 世纪 30 年代的焊接变形研究是以实验和经验来导出各类焊接变形模型的。这种研究方法一般被限制在专门的变形模式上,所以实验法只能用于 估算简单结构的特定变形。

1.2.2 解析法

用解析法研究焊接变形始于 20 世纪 50 年代,是基于经典弹性理论的研 究,忽略热弹-塑性过程。解析法只考虑了残余塑性应变,并假设所有区域(包 括固有应变区)都保持弹性。这种方法把焊接构件与固有应变分布以数学方 式理想化,这也正暴露了解析法的缺点,如弹性理论问题的解决是有限的, 对于大型复杂结构来讲是不可能求解的,为了正确了解固有应变的分布,人 们提出了实验方法和热弹-塑性分析法,即以实验结果和热弹-塑性分析结果 为基础,来求出固有应变的方法。固有应变的大小和区域应该通过实验结果 来获得,说明解析法有较低的应用价值,但是为之后出现的数值分析法和等 效载荷法打下了重要的基础。

1.2.3 数值分析法

真正的焊接变形数值分析法研究可以说是从20世纪60-70年代随着计算 机技术的发展出现了有限差分法、有限元法、边界元法等数值分析法之后开 始的,因为它们使对现实情况的模拟成为可能。数值分析法是模拟焊接的物 理现象,由焊接时的热传导分析和考虑温度分布的热弹-塑性分析构成。热弹 -塑性分析模型由经历温度变化和弹性过程的焊接构件构成,通过焊接构件随 温度变化的弹-塑性过程,求出最终的固有应变。数值分析法从原理上讲,可 以解决复杂焊接结构的变形和应力问题,但需要高性能的计算机和极为耗时 的运算,模拟简单结构的焊接过程就要花超级计算机数百秒的时间来一步步

地分析非线性问题。如果使用普通工作站则要数天。因此从实践的角度讲, 使用数值分析法对大型实际结构的焊接过程进行精确模拟是不可行的。因而 对于大型复杂的船体焊接结构即使可能也是很不经济的,难以在实际生产中 应用。

1.2.4 等效载荷法

等效载荷法是用弹性理论来分析焊接变形时对结构所加的载荷。根据载 荷的计算方法可分为实验等效载荷法与固有应变等效载荷法。

固有应变可以看成是内应力的产生源。焊接结束以后固有应变就是塑性 应变、热应变和相变应变三者残余量之和。当焊接低碳钢等材料不考虑相变 影响时,固有应变就是残余的热应变和塑性应变之和。若假定无坡口焊缝经 受加热过程,由于加热和冷却的热应抵消为零,那么完全冷却后焊缝处存在 残余压缩塑性应变。固有应变存在于焊缝及其附近,固有应变的大小和分布 就决定了最终的残余变形^[5]。固有应变有限元法是一种既能解决大型复杂结 构,又比较经济实用的预测焊接变形的方法,能够直接解决工程实际问题, 有很好的实用意义和发展前途^[6]。

固有应变等效载荷法是求出焊接点附近存在的固有应变,且把得到的数 据在焊接断面上进行积分来求出等效载荷,进而应用有限元技术进行分析, 求得整个结构的焊接变形的方法。Ueda 等发展了基于线弹性有限元的固有应 变模型。在此基础上,Murakawa 等通过分析固有应变的产生机制,认为固有 应变主要是由焊缝各点的最高到达温度和约束度决定的。

针对目前现状,本文采用固有应变等效载荷法分析了集装箱船舷侧分段 焊接变形,并且应用了热弹-塑性模型分析结构的温度场和固有应变,算出了 分段焊接变形量,并与实际焊接分段的试验数据进行对比,改进焊接工艺, 提高预测精度。

1.3 焊接变形分类及影响焊接变形的因素

1.3.1 焊接变形的分类

1. 按结构的残余变形可分为局部变形和整体变形。

(1)局部变形 焊接引起构件某一部分发生的变形。主要包括角变形和 波浪变形两种。局部变形对结构影响较小,也较易矫正,如图 1.1 所示。

(2)整体变形由于焊接引起的结构整体发生形状和尺寸的变化即为整体变形。主要有横向变形、纵向变形、弯曲变形、扭曲变形等,如图 1.1 所示。

 按变形的基本形式可分为纵向变形、横向变形、角变形、弯曲变形、 扭曲变形、波浪变形等几种。



角变形

图 1.1 焊接变形种类

1.3.2 焊接变形的成因及影响因素

一般焊接过程就是在焊丝(条)与母材之间产生焊弧,以同时产生的热 量把焊丝(条)与母材熔化连接的过程。在焊缝附近进行局部加热,会沿焊 接板的长度、宽度、厚度方向形成温度分布,此时焊缝区域会因热而膨胀, 但邻近区域温度相对较低,所以会抑制材料的热膨胀。在此过程中会随着焊 接构件的弹性应变,引发压缩应力,当应力超过弹性极限时,会产生压缩性 塑性应变。而此压缩性塑性应变会继续增加直到焊接构件达到最高温度。反 之,焊接构件温度下降时,焊接构件收缩,邻近区域则抑制收缩,此时焊接 构件会受拉伸应力的作用,应力超过弹性极限时,会产生拉伸性塑性应变。 最终的残余塑性应变由在温度上升时产生的压缩性塑性应变与在温度下降时 产生的拉伸性塑性应变的和决定,而这个就是焊接固有应变^[7-10]。

影响焊接变形的因素很多,往往是综合作用,主要包括以下几个方面:

- 1. 焊接结构的装配顺序。
- 2. 焊接结构的刚性和几何尺寸。
- 3. 焊缝在结构中布置的不对称,是造成焊接结构弯曲变形的主要因素。
- 4. 焊缝在结构中的位置,焊接工艺,焊接方法,材料特性等。

1.4 本文所用的等效载荷方法综述

20 世纪 70 年代,在焊接热弹-塑性理论发展的同时,日本一些学者提出 了固有应变概念。Ueda^[11]等利用这一概念发展了基于线弹性有限元的固有应 变模型。在此基础上,Murakawa^[12]等通过分析固有应变的产生机制,认为固 有应变主要是由焊缝各点的最高到达温度和约束度决定的。根据热弹-塑性有 限元模拟结果以及实验结果的比较,引入弹性约束参数,分别获得弹性约束 参数与固有应变以及最高温度与固有应变的相互关系,建立了简单而准确的 固有应变分布模型。如果知道焊缝区域固有应变的分布,就可以通过弹性有 限元分析预测焊接残余应力和变形。后来, Jang^[13]等通过对材料温度特性的研究,得出了考虑材料非线性的固有应变模型,并提出用单位载荷法计算结构的约束度。

固有应变概念自从提出便得到广泛的应用。Takeda 应用固有应变理论, 通过弹性分析预测了曲面板对接焊的焊接变形。Hill 在研究长焊缝中残余应 力的分布问题时引入固有应变理论,取得了很好的成果。Kuo 等应用固有应 变法,分析了船体板在不同热源作用下的变形问题。

从上面的讨论,我们可以知道:固有应变是由最高到达温度和约束度决 定的。而最高到达温度则是通过焊件截面热传导分析得到,但其计算方法复 杂、耗费时间长,因此也是很难用于工程实际应用。

为了简化固有应变的计算,Jang^[13]等提出了圆-弹簧模型,把火焰焊接 区域看作是圆,四周约束金属看作是弹簧。通过实验结果分析,将火焰等温 线区域理想化为半椭圆形,并利用 Rosenthal 方程导出了固有应变区的简化 计算公式。Seo^[14]改进了圆-弹簧模型,引入杆-弹簧模型并结合实验结果, 导出了更为合理的固有应变简化计算公式。后来,Seo等利用杆-弹簧模型发 展了一种新的有限元法,并定义和应用了这种具有正交材料属性的线性加热 单元。通过对加热和冷却过程产生的固有应变进行积分得到线性热源的收缩 力和弯矩。

90 年代以来,韩国的 C. D. Chang ^[12]等学者对此技术进行了系统的研究并应用于船厂的生产实践,并用固有应变等效载荷法预测了加筋板的焊接变形, 三星重工在平板角接焊的基础上,对曲板角接焊进行了研究,通过实验及计算机模拟,找出预测曲板焊接变形的方法,日本人也对此做了很多的研究和 大量的实验。曾骥^[16]在以上的基础上,又完善了和发展了该方法在加筋板上 的应用,并对几种常见的焊接方式进行了阐述;李鸿^[17]计算了船体双层底平 板分段的焊接变形及焊接顺序对最终变形的影响,为生产提供了有益的参考, 并研究了不锈钢等材料的焊接变形,通过计算及实际温度场的测量,焊接变 形的预测与实际测量变形值的对比,得出了温度场计算与实测的误差范围,

哈尔滨工程大学硕士学位论文

为今后温度场的模拟做了很好的基础工作;李巧彦^[18]对多参数预测船体焊接 变形进行了模拟研究,通过改变焊接规范中的各个参数,找出影响焊接温度 场、焊接变形的因素,并通过大量计算,总结出了几个经验公式,在对大型 结构(高双层底结构)的焊接变形预测中,与参考文献进行了对比,进一步 验证了该方法的实用性;姜永^[19]对船体曲板焊接变形进行了预测,通过把平 板载荷转化为曲面载荷,实现了曲板焊接变形的预测,并与有关文献中的实 验值进行了对比,得出了很好的吻合结论。

但是目前的研究成果还无法满足船厂焊接生产的要求,精确预测整个分 段焊接变形仍然是船厂亟待解决的问题,并且以上的研究大多数是基于实验 条件下以及一些文献中的结果,与真实的船厂生产工艺还是有一定差距,为 了更好的预测真实分段的焊接变形,本文在前人工作的基础之上,到船厂进 行调研及学习,用分段的焊接规范及大型结构的焊接顺序为依据,对整个分 段进行焊接变形的预测,并与在船厂所测得的焊接变形值进行比较,通过比 较,找出焊接规律,进一步提高预测焊接变形的精度。

1.5 本文的主要工作

鉴于以上论述,本课题拟在现有成果基础上,根据 4250TEU 舷侧图纸及 焊接规范,先模拟出角接焊的温度场,根据集装箱船体舷侧分段的结构形式, 算出约束度,采用固有应变等效载荷法,把载荷施加到有限元模型上,计算 出舷侧分段的焊接变形,并与有关船厂 4250TEU 舷侧焊接变形实验值进行了 比较和讨论,通过对比,找出了一些变形大的关键位置和一些变形规律,并 分析了实验误差存在的原因。

主要内容以及拟采用的方法如下:

1. 理解吸收现有成果和方法

李鸿关于简单双层底模型的焊接变形的计算方法,其中包括:最高温度 分布、约束度的计算,固有应变计算,等效载荷计算。

2. 船体立体分段的参数化简化焊接模型

对有限元软件 ANSYS 进行编程,编写船体分段的参数化建模语言 APDL, 来实现焊接温度场模拟,计算出模型的约束度、固有应变和等效载荷,施加 到模型上,得到该分段的焊接变形。

3. 对船体焊接工艺进行研究

学习焊接基本工艺、焊接方式,知道焊接参数对焊接变形的影响情况。

4. 船厂实验

到工厂进行调研,收集图纸,焊接工艺参数及规范,变形数据,对整个 舱段进行焊接变形测量。

5. 计算并比较

把计算结果与实验值进行比较,找出焊接变形规律并分析焊接变形规律, 进一步提高预测焊接变形的精度,改善船体分段焊接工艺,减小焊接变形。

第2章 焊接温度场

2.1 概述

预测焊接变形中,最为关键的步骤便是对温度场的模拟,只有把模型中 每一层的最高温度算准了,才能把等效载荷算好,进而可以准确地计算出焊 接变形量。焊接过程中使用局部高度集中的瞬时热源,使焊接部位形成熔化 区,这正是引起残余应力和焊接变形的根源。焊接是一个不均匀加热和冷却 的过程,焊件各点的温度分布也不相同,并随着时间而不断变化。某一瞬时 各点的温度可用温度场来描述。由于金属材料中热传播速度很快,焊接时必 须用高度集中的热源,因此焊接时的温度场是非常不均匀和不稳定的。由于 温度场不仅直接通过热应变,而且还间接通过随金属状态和显微组织变化引 起相变、决定焊接残余应力和应变。应该从这两方面考虑均应首先确定焊接 温度场。影响焊接温度场的因素有:焊接热源、焊件材料的热物理性能、焊 接工艺参数、焊接接头形式及板厚等。

本章主要根据实际结构,对结构进行简化,分析焊接中的热传导问题, 并用有限元方法进行数值模拟得到平板角接焊的温度场分布。

2.2 焊接温度场原理

2.2.1 焊接热源的热功率

影响焊接温度场的焊接热源主要参数是在焊接部位的热输入,在瞬时作 用热源中为其热量(或热能)Q,在本专题所选的连续作用热源中为其热流密 度(或热功率)q,此热流在热源作用期间以恒定密度导入构件,这一假设符 合缝焊的实际情况。在这两种情况下,都需要计算的是它们的净值或有效值Q和q,分别相应于其总值 \overline{Q} 和 \overline{q} 乘以焊接过程的热效率 η ,其总值 \overline{Q} 和 \overline{q} 分 别表示热源给出的总能量和总功率[20]。

船体建造中,焊弧能量的总功率等于焊丝(条)与母材间的电势差与两极间电流的积。总焊弧热效率η是包括了对流和辐射造成的向周围环境的耗 散损失、飞溅损失和加热非熔化电极的损失等的系数,由焊接种类和母材种 类的不同取不同的值。对低碳钢进行焊接时,总焊弧热效率η约为0.66~0.70, 本专题取0.7 来讨论角接焊问题。下式表示进入焊接构件的能量。

$$q = \eta U I \tag{2-1}$$

其中焊接温度场计算的不准确很大程度上是由于相关的*Q*和*q*的不准确导致的。

2.2.2 热传播定律

2.2.2.1 热传导定律

金属材料焊接时,局部集中的随时间而变化的热输入(熔化焊接部位所 需要的热),以高速度传播到构件边远部分。在多数情况下,辐射和对流在 热输入过程中起着重要的作用;因而也是构件表面热损失的主要因素。首先, 以定律形式表示的是瞬时局部热源和瞬时温度场之间的关系。

热传导的傅里叶定律表明,物体等温面上的热流密度 $q[J'_{mm^2s}]$,通过 导热系数 $\lambda [J'_{mmsK}]$ 与垂直于该处等温面的负温度梯度 $\frac{\partial T}{\partial n} [K'_{mm}]$ 成比例, 即

$$q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \tag{2-2}$$

固体内具有相同温度的所有点的几何位置定义为等温面。 2.2.2.2 对流传热定律

在气体和液体中热的传播主要借助于物质微粒的运动。如果这种运动仅 仅是由于温度不同引起的密度不同而造成的,会产生自然对流;如果依靠外 力维持这种运动,则产生强迫对流。根据牛顿定律,对于某一与流动的气体 或液体接触的固体表面微元,其热流密度 q_e 通过对流传热系数 $\alpha_e[J_{mmsK}]$ 与固定表面温度T和气体或液体温度 T_0 之差成比例

$$q_c = \alpha_c (T - T_0) \tag{2-3}$$

2.2.2.3 辐射传热定律

加热体的辐射传热是一种空间的电磁波辐射过程,可穿过透明体,被不 透光的物体吸收后又转变成热能,因此,任何物体均处于相互热交换的状态。 在重要的焊接情况下,相对比较小的物体(温度为*T*),在相对较宽阔的环 境中(温度为*T*₀)冷却,通过热辐射发生的热损失按以下公式计算:

$$q_r = \varepsilon C_0 (T^4 - T_0^4)$$

其中 ε 为物体表面的发射率, C_0 为 Stephan-Boltaman 常数。 上式的线性化形式为

$$q_r = \alpha_r (T - T_0) \tag{2-4}$$

式中α,为热辐射传热系数。

2.2.2.4 热传导微分方程

在特定的时刻,温度分布越不均匀,其温度的变化越迅速。对均匀、各向同性的连续体介质,且其材料特征值与温度无关时,在能量守恒原理的基础上,假设微元体中有热源的存在且已知单位体积产生的热量为Q,,可得到下面的热传导微分方程式

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c\rho} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{c\rho} \frac{\partial Q_v}{\partial t}$$
(2-5)

式 (2-5) 中T 是温度, c 为质量比热容, ρ 为密度, λ 为导热系数。

令
$$a = \frac{\lambda}{c\rho}$$
; a 称为热扩散系数。

如果没有内热源($Q_v = 0$),温度不随时间变化($T^* = 0$),则热传导 方程可以简化为

$$\nabla^2 T = 0 \tag{2-6}$$

热传导方程(2-6)在给出合适的初始条件和边界条件时可以求解。初始 条件是指给出指定的时间段内的温度场分布。边界条件通常是属于下面的五 种类型:

(a) 给定物体 B 的表面温度

$$T(P,t) = f(P,t), \qquad (2-7)$$

P是表面的一点,t是时间,f(P,t)是某一个指定的函数。

(b) 给定热流量

$$q(P,t) = -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n}(P,t) = g(P,t)$$
(2-8)

n表示沿着表面的外法线方向,g(P,t)是一个指定函数。

如果物体还受到温度为*T*₁的外部热源辐射,引入斯蒂芬一波尔兹曼定律, 此边界条件可以变为:

$$\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n} = C(T_1^4 - T^4) \tag{2-9}$$

这里C为一个常系数。

(c)绝热壁面是类型(b)的一种特殊情况

$$\frac{\partial I}{\partial n} = 0 \tag{2-10}$$

(d) 对流边界条件

$$\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n} = h[T_1 - T(P, t)]$$

这里h和T,分别表示对流换热系数和周围流体介质的温度。

(e) 两物体接触边界

$$T_1(P,t) = T_2(P,t)$$
 (2-11)

$$\lambda_1 \cdot \frac{\partial T_1}{\partial n}(P,t) = \lambda_2 \cdot \frac{\partial T_2}{\partial n}(P,t) \quad (\text{ \mathbb{E} P is t th} 3) \quad (2-12)$$

这里的 P 点是两物体接触面上的一点, n 是接触面的公共法线方向, 下标 1 和 2 分别指的是第一和第二个物体。

2.2.2.5 准稳态温度分布

在静态(稳定态)温度场中,所有各点的温度在不同时刻均为常数,对 于作用于无限板上以恒定速度^v 沿 x 轴直线运动的连续热源,如果忽略过程运 行的开始和结尾,在热源周围形成准稳定温度场,将此温度场放在随热源移 动的坐标系 ^{x'y'z'}中,即呈现为具有固定场参数的稳定温度场。也就是在无限 板上取固定直角坐标系 ^{x,y,z},再取一个相对于固定坐标系 ^{x,y,z} 匀速直线移 动的直角坐标系 ^{x',y',z'},把一个常数热源固结在运动坐标系 ^{x',y',z'}的原点 O'。如图 2.1 所示。热源运动速度沿 x 轴正向,两个坐标系是平行的且 ^{y'=y}, z'=z。当热源经过时,观察者若处在固定坐标系中,会看到周围温度场的 改变,但观察者若处在运动坐标系中,则观察到的温度场随热源的移动没有 任何改变。



准稳态时,在运动的坐标系中 $\frac{\partial T}{\partial t}\Big|_{x'=c} = 0$

所以在运动的x'y'z'坐标系中热传导方程可表示为

$$-v\frac{\partial T}{\partial x'} = \frac{\lambda}{c\rho} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) - \frac{v}{c\rho} \frac{\partial Q_v}{\partial x'}$$
(2-13)

在由焊接输入热量产生的板构件温度分布的热传导方程中,材料内部不 存在体能,则热传导方程为

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c\rho} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right)$$
(2-14)

其准稳态温度场的热传导方程为

$$-\nu \frac{\partial T}{\partial x'} = \frac{\lambda}{c\rho} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right)$$
(2-15)

2.3 热源模型

2.3.1 热源模型的特征

对于大部分焊接而言,焊接热源是实现焊接过程的基本条件。由于焊接 热源的局部集中热输入,致使焊件存在十分不均匀、不稳定的温度场,进而 导致焊接过程中和焊后出现较大的焊接应力和变形。因此,焊接热源模型是 否选取适当,对焊接温度场和应力变形的模拟计算精度,特别是在靠近热源 的地方,会有很大的影响。在焊接过程的数值模拟研究中,人们提出了一系 列的热源计算模式,以下简要加以介绍。在用有限元求解时,原则上允许考 虑任何复杂的情况,但实际上,经济上的要求给予了限制,所有模型共同的 一点是:焊接熔池中复杂的热过程用导热连续体中的焊接热源加以近似。

基于热传导基本公式的温度场计算需要一些反映材料的热物理性质的参数,包括导热系数,比热容,密度,综合考虑热对流和热辐射带来热损失的换热系数等,这些系数是温度场的特征值,在焊接过程中这些特征值均随温度而变化^[21-23],而在研究温度场时应区分材料的特征值中随温度变化的瞬时 值和在一定温度范围内的平均值。前者更适合于有限元分析,后者可供函数 解析求解。本专题利用有限元求解算例时,所选参数随温度变化特征如表 2.1 所示。

表 2.1 低碳钢随温度变化的材料性能参数表									
温度 T (°C)	20	200	400	600	800	1000	1300	1482	2227
密度 ρ (kg/m ³)	7820	7740	7710	7650	7620	7580	7500	7200	7200
比热容 <i>c</i> (<i>J / kg · ℃</i>)	460. 0	491. 7	557.8	667. 1	1108.	626.4	637. 9	645. 5	645. 5
导热系数 λ (J/m·sec°C)	50. 0	51. 1	44. 4	39.4	31.8	26.4	2 9. 7	105	105
换热系数 h _c (J/m ² ·sec·°C)	1.00	1. 50	1. 70	1. 86	1. 98	2. 09	2. 22	2. 29	2. 32

哈尔滨工程大学硕士学位论文

2.3.2 高斯函数分布的热源模型

焊接时,电弧热源把热能传给焊件是通过一定的作用面积进行的,这个面积称为加热斑点^[24-25]。加热斑点上热量分布是不均匀的,中心多而边缘少。费里德曼将加热斑点上热流密度的分布近似地用高斯数学模型来描述,如图 2.2。离热源中心距离r的地点的热量的分布式如下:

$$q(r) = q_{\max} \exp(-\gamma r^2)$$
 (2-16)

$$q_{eff} = \int_{0}^{\infty} \int_{0}^{2\pi} q(r) r d\theta dr = \eta V I$$
(2-17)

$$q_{\max} = \frac{\gamma}{\pi} q_{eff} \tag{2-18}$$

式中 $q_{eff}[J'_{S}]$ 为热源的有效热功率, $\gamma[J'_{mm^2}]$ 为热源的集中系数,r表示圆 形热源内某点与中心的距离,也表示带状热源内某点在横向与中心线的距离。 热量分布的集中系数 γ 表明热源集中的程度,即高斯分布曲线的宽度。



图 2.2 正态分布热源的热源密度 q

2.3.3 半球状热源模型和椭球型热源模型

对于高能束焊接如激光焊、电子束焊等,必须考虑其电弧穿透作用。在 这种情况下半球状热源模型比较合适。半球状热源分布函数为:

$$q(r) = \frac{6Q}{\pi^{3/2} R^3} \exp(-3\frac{r^2}{R^2})$$
(2-19)

这种分布函数也有一定局限性,因为在实践中,熔池在激光焊等情况下 不是球对称的,为了改进这种模式,人们提出了椭球型热源模型。

椭球形热源分布函数可表示为:

$$q(r) = \frac{6\sqrt{3Q}}{\pi^{3/2}abc} \exp(-3((\frac{x}{a})^2 + (\frac{y}{b})^2 + (\frac{z}{c})^2))$$
(2-20)

式中:a、b、c为半轴长。

2.3.4 双椭球型热源模型

用椭球形热源分布函数计算时发现在椭球前半部分温度梯度不像实际中 那样陡变,而椭球的后半部分温度梯度分布较缓。为克服这个缺点,提出了 双椭球形热源模型,这种模型将前半部分作为一个 1/4 椭球,后半部分作为 另一个 1/4 椭球。设前半部分椭球能量分数为 *f*₁,后半部分椭球能量分数为 f_2 , 且 $f_1 + f_2 = 2$,则在前半部分椭球内热源分布为:

$$q(r) = \frac{6\sqrt{3}f_1Q}{\pi^{3/2}abc} \exp(-3((\frac{x}{a})^2 + (\frac{y}{b})^2 + (\frac{z}{c})^2))$$
(2-21)

在后半部分椭球内热源分布为:

$$q(r) = \frac{6\sqrt{3}f_2Q}{\pi^{3/2}abc} \exp(-3((\frac{x}{a})^2 + (\frac{y}{b})^2 + (\frac{z}{c})^2))$$
(2-22)

此二式中的 a、b、c 可取不同的值,它们相互独立。在焊接不同材质时, 可将双椭球分成 4 个 1/8 的椭球瓣,每个可对应不同的 a、b、c 值。

2.3.5 热源模型的选取

通常解析方法较简单,意义明确,容易计算,但由于其假设太多,难以 提供在焊接热影响区的精确计算结果,而且考虑不到电弧力对熔池的冲击作 用。采用有限元和有限差分法,应用高斯分布的表面热源分布函数计算,可 以引入材料性能的非线性,可进一步提高高温区的准确性,但仍未考虑电弧 挺度对熔池的影响。从球状、椭球到双椭球热源模型,每一种方案都比前一 种更准确,但也伴随着计算量的增加,使这些热源分布函数更利于应用有限 元法或差分法在计算机上进行计算,而且实践也证明能得出较满意的模拟结 果。对于通常的焊接方法如手工电弧焊、钨极氢弧焊,采用高斯分布的函数 就可以得到较满意的结果。对于电弧冲力效应较大的焊接方法,如熔化极氢 弧焊和激光焊,常采用双椭球形分布函数。为求准确,还可将热源分成两部 分,采用高斯分布的热源函数作为表面热源,焊件熔池部分采用双椭球形热 源分布函数作为内热源。

本文是以角接焊为研究对象,没有区分由焊接金属和焊弧产生的热量, 而均模拟为输入热流。输入热量模型利用了高斯模型。由于以式(2~16)描述的高斯分布曲线仅在无限远处才趋近于零,因此本文分析过程假设了焊接 热量的 97%集中在有效半径为*r*,的圆形区域内。集中系数y可由式(2-19)

求出。电弧焊时,针对电极斑点直径大约5mm的电弧,测量得出其有效半径为7~18mm。

$$r_h = \sqrt{\frac{3}{\gamma}} \tag{2-23}$$

2.4 相变潜热

焊接过程中存在两类相变问题,即固态相变和固液相变,材料在发生相 变时,会吸收或释放一定的能量,因此在计算焊接温度场时,必须考虑相变 潜热问题^[26],固态相变潜热一般比固液相变潜热小得多,通常可将其忽略。 而只考虑固液相变潜热,具体计算时,本专题采用了比热容突变法。比热容 突变法是将潜热的作用以比热容在熔化范围内的突变来代替,当熔化过渡区 较大时,很容易实现这一点,当熔化发生在很小的温度范围内时,比热容接 近δ函数,在计算时容易错过熔化区,可引入热焓的概念,其数学定义为:

$$H = \int_{T_0}^T \rho c dT$$

无论比热容怎样变化, H 总是一个光滑函数

2.5 舷侧结构焊接温度场分析

2.5.1 焊接温度场模拟

本文通过平板角接焊算例的热传导分析模拟了由焊接输入热量产生的温 度上升和冷却过程,并计算出了固有应变分布区域内各位置的最高温度。最 高温度是焊接点附近的任意位置在焊接过程中所达到的最高温度,其大小受 焊接条件、板厚、邻近材料等的影响。焊接热源假设为具有正态分布的移动 热源,故焊接热传导是3维现象,因此本文对整个焊接结构进行了3维热传

哈尔滨工程大学硕士学位论文

导分析,对热源流入模型到完全通过的时间进行分割,进行了瞬态热传导分 析。

2.5.2 平板角接焊有限元分析算例

2.5.2.1 有限元模型尺寸

根据 4250 集装箱舷侧图纸,选取焊接模型。选取如图 2.3 所示的角接焊 结构,由于对称,温度分布分析对象只模拟了一半。图 2.4 是有限元模型, 由母材面板和加筋板组成,应用 ANSYS 进行有限元分析,所采用的单元是八 节点六面体单元 SOLID70,焊缝附近固有应变分布区域的单元大小为 2mm,远 离焊接点的区域单元大小为 20mm。



图 2.3 角接焊计算模型

本算例面板尺寸为: 600mm×868mm×11mm, 加筋板尺寸为: 600mm×260 mm× 11mm。使用电弧焊进行双面连续焊接, 其焊接工艺参数为: 焊接电流 I=300A、焊接电压 U=36V、焊接速度 v = 0.02m/s, 焊接热效率 $\eta = 0.7$, 面板 有效加热半径为 $R_2 = 20mm$, 纵骨有效加热半径为 $R_1 = 15mm$, 焊接室温 20°C。

哈尔滨工程大学硕士学位论文



图 2.4 热传导分析的有限元模型

焊接热源为正态分布,以热流密度的形式施加,焊件表面离热源中心为r 的某点的热流密度按公式(2-16),(2-17),(2-18)计算,对于焊接热源 的移动性,通过 ANSYS 软件的 APDL 语言来实现。具体方法是:沿焊接方 向将焊缝长度 N 等分,将各段的后节点作为热源中心,每段加载后进行计算, 当进行下一段加载时,需消除上一段所加的热流密度,把上一次加载所计算 得到的各点温度作为下一步计算的初始条件,依次沿焊缝各点加载即可模拟 热源的移动。除了电弧所在的圆面加热流密度以外,其它表面为对流换热表 面。

2.5.2.2 准稳态温度场

本算例焊接速度为v=0.02m/s,焊接热源从焊缝一端移到另一端需要 30 秒的时间,经过一段时间后,面板上出现了准稳定温度场,温度场中心点以固定的速度跟随热源移动,在面板上的等温线也以相同的形状随热源移动, 分别如图 2.5(a),图 2.5(b),图 2.5(c),图 2.5(d),图 2.5(e)所示, 各图依次是焊接时间为 1s, 5s, 10s, 20s, 26s 时的焊件上的温度场分布, 其最高温度非常接近,分别为 938.133°C, 984.188°C, 984.366°C, 985.216°C, 989.863°C。面板上的等温线近似为封闭的椭圆形,在热源前 方密集,后方稀疏,等温线以热源移动线为对称轴对称分布。从计算结果可 以看出,当焊缝长度足够长时,在与焊缝垂直的断面上分布的温度在全长度 范围内基本上是不变的。



图 2.5 (a) 温度场分布图 (t = 1s)

哈尔滨工程大学硕士学位论文



图 2.5 (b) 温度场分布图 (t = 5s)



图 2.5 (c) 温度场分布图 (t=10s)

哈尔滨工程大学硕士学位论文



图 2.5(d) 温度场分布图(t = 20s)



图 2.5(e) 温度场分布图(t=26s)

2.5.2.3 准稳态温度场中的最高温度

整个焊接过程中,焊件上的各个点都经历了温度升高再降低的变化,除 去焊缝的两端效应,因温度场的准稳态特点,垂直焊缝的各横剖面上的各点 的温度变化曲线是相似的。取距离焊接起端 300mm 处的横剖面来研究。沿着 该横剖面平板上表面,距离焊缝中心 4mm, 6mm, 8mm 处取各点研究,温度变 化如图 2.6 所示,沿着厚度方向分别取距离面板上表面 3mm, 6mm, 9mm,以 及平板表面处研究,温度变化如图 2.7 所示。从图中可以看出,各个点的温 度经历了先从低到高升温,达到最大值后,再从高到低冷却的循环过程,而 且升温速度明显大于冷却速度,面板表面上各点在几乎相同的时间达到各自 的最大值后,逐渐冷却趋近于某一值。距离焊缝中心越远,所能达到的最大 值越小。沿着厚度方向分布的各点温度达到最高值的时间比表面略有滞后, 面板表面处以及 3mm, 6mm, 9mm 各点温度达到最高值的时间分别为 15.62s, 16.54s, 17.72s, 19.16s。各点达到各自的最大值后,逐渐冷却趋近于 某一值。





图 2.6 板面上各点热循环图



厚度方向各点热循环

图 2.7 厚度方向上各点热循环图

从整个焊接过程上看,随着焊接热源的移动,平行于焊缝方向线上的点 依次达到最大值,选取距离焊缝中心线 3mm 的纵剖面来研究,在平板表面上 取距焊接起始端分别为 200mm, 300mm, 400mm 的点, 其温度变化如图 2.8 所 示。由图可见,各点都经历了升温冷却的过程,其热循环规律是一样的,所 达到的最高温度值也是一样的,只是热循环达到最大值的时间不同,这是由 热源移动的速度决定的,所以研究准稳态温度场各点在焊接过程中所达到的 最高温度时,用一个横剖面上各点的最高温度分布就能代替整个焊件上各点 的最高温度分布。在任意时刻,总有一横剖面上的各点达到最高温度值,如 图 2.9 所示,是焊接时间为t = 15.62s时,各点温度达到最大值的焊件中剖面 (距起端 300mm) 上的温度分布。因此可知, 剖面上点的温度升到最大值时, 焊接热源已通过该剖面,也就是各点达到局部最高温度的时间与热源通过该 点所在的横截面的时间相比有些滞后。图 2.9(b) 中各点从焊缝中心线沿板面 取,曲线表明随着各点逐渐远离焊缝中心线,其最高温度迅速降低,温度变 化是不均匀的,邻近焊缝的区域温度变化梯度大,远离焊缝的区域温度变化 梯度小,在距热源较大的距离处各点的温度近似相等。图 2.9(a)中各点从焊 缝中心线沿板厚度取,曲线表明随着沿厚度离开热源,其最高温度降低,沿 板厚度方向上板表面的温度最高。



平行焊缝各点热循环图





图 2.9 (a) 剖面沿板厚最高温度

哈尔滨工程大学硕士学位论文



图 2.9 (b) 面板表面最高温度分布图

从以上数据结果以及以往经验,不难发现,同一垂直位置,焊接温度随 厚度增加而下降,随着远离焊缝而下降,在焊缝的不同位置,都能达到最高 温度,并且最高温度基本相同,只是时间不同。如果略去两端效应,应该可 以把焊接模型再取小一些,对计算应该没有影响。

2.6本章小结

本章选取了高斯热源,通过对温度场的数值模拟对角接焊的温度场进行 了详细的研究。并通过模拟角接焊的焊接温度场,确定了焊接温度场的分布 状态,得到的结论如下:

 焊接温度场在沿焊缝方向存在准稳态现象,除了焊缝起始位置温度变 化非常明显外,其它时刻温度场分布保持不变,沿焊缝垂直的剖面所能达到 的最高温度相同,因此只要求得任意一个剖面的在焊接过程中各点的最高温

度分布即可;

2. 任意点的最高温度到达时间和热源加载时刻之间存在一个滞后。即焊 接热源通过后该剖面才达到最高温度。同一剖面厚度不同达到最高温度的时 间不同,下表面比上表面达到最高温度的时间略有滞后。

3. 本文所选用的焊接参数与以往的焊接参数有所不同,其中最为明显的 是焊接速度比以前的算例都大,因此所得的最高温度偏小,从而也证明了最 高温度与速度的关系。

第3章 舷侧结构的约束度

3.1 概述

对船体结构进行焊接时,以焊接点为中心,整个船体结构会由于局部区 域的不均匀热膨胀与热收缩而产生收缩变形、弯曲变形及角变形,各部分结 构之间会对热变形有制约和影响^[27,28]。把结构对焊接输入热量产生的热变形 的抑制作用称作约束,表示约束强度的物理量叫做约束度。约束度的大小影响 固有应变、焊接变形及残余应力。

约束可分为内部约束和外部约束。内部约束是由于焊接构件内部的温度 分布不均匀产生的,其强度在各位置的值是不同的,在同一位置上各方向的 约束程度也是有差别的,垂直于等温线的方向有最小值,在其切线方向上有 最大值。所以,由于温度等温线切线方向不同,约束度也取不同的值。平行 于焊缝的约束度要大于垂直方向的约束度。外部约束是由于抑制焊接构件的 热变形和结构变形,因邻近构件的支持条件、自重等产生的约束。外部约束 因构件属性、邻近构件的位置、焊接构件的支持条件等有着复杂的分布。

C. D. Jang 为了求出约束度的确切分布,开发了新的约束度计算方法,其 方法是把基本焊接构件变形的实验结果和 Seo 提出的单位载荷法结合起来。 具体说就是为了求出约束度,内部约束和外部约束都应当给予考虑。对于船 体结构,计算内部温度影响的内部约束时,由随时间变化的温度分布得出其 准确值是很困难的。因此,为了反映内部约束的影响,利用实验结果求出基 本焊接构件的约束度,然后通过弹性分析估算出外部约束,最后综合两项结 果计算出焊接结构的约束度分布^[29]。

综合内部约束和外部约束可知,约束度受温度变化和结构形状及支持条件的影响,各位置在不同的方向取不同的值。本论文采用 CD. Jang 提出的结 合实验结果和单位载荷法的约束度计算方法。

3.2 焊接构件的约束度

3.2.1 平板堆焊

对平板堆焊的研究, CD. Jang 利用了 Satoh 和 Terasaki 的实验资料。 Satoh 和 Terasaki 对 GMAW, GTAW, SMAW, SAW 焊接法进行了关于多种板厚和输 入热量的焊接变形测量实验, CD. Jang 把对低碳钢的 GMAW 焊接角变形实验结 果应用到基本焊接构件约束度的计算当中得到了基本焊接构件的约束度。其 中平板厚度为 6 mm~20mm 范围的基本焊接构件的约束度计算结果^[30]如下图。



图 3.1 基本焊接构件平板堆焊的约束度 图中*Q* 是每单位长度输入的热量 $Q = \frac{\eta UI}{v}$, h是板厚。

3.2.2角接焊

研究角接焊, CD. Jang 利用了 Kim 和 Lee 进行的对低碳钢的焊接角变形 的测量实验结果。通过分析导出了角变形和焊接条件的关系式。以此为基础, CD. Jang 把面板厚度为 6 mm~20mm 范围的基本焊接构件的约束度计算结果示 于图 3.2。



图 3.2 基本焊接构件角接焊的约束度

3.3 约束度计算方法

计算外部约束之前,首先要知道本文分析焊接产生的固有应变分布是用 简化的热-弹塑性分析模型来表达的,把产生固有应变的焊接构件内部的微小 区域模型化为一个杆,抵抗变形的邻近区域模型化为一个弹簧。约束度表示 对焊接区域热变形的约束强度,用β表示:

$$\beta = \frac{k_s}{k_s + k_B} \tag{3-1}$$

式中, k_a表示杆的刚度, k_s表示弹簧的刚度。将它应用到实际焊接结构, k_a 是固有应变区的刚度, k_s是抵抗变形的邻近区域的刚度,在杆-弹簧模型分 析过程中,约束度由杆和弹簧的刚度决定。所以,在焊接结构内的各点,约 束度大小由于温度及外部约束的不同而取不同的值。本论文假设与焊缝垂直 的断面上有恒等的约束度,只考虑了约束度沿焊缝长度方向的变化。

为了求出纵向及横向的固有应变成分,引入杆-弹簧模型的方法如下。如 图 3.3 所示,先设定焊接点附近固有应变区域内的微元 ds 和约束其变形的周 边区域。这样的微元沿着板厚度方向构成多个层,从而对各层利用杆-弹簧模
型可得沿板厚方向的固有应变的分布。各微元 ds 同时受到纵向和横向的约束,故处于二维变形及应力状态,但为了利用一维杆-弹簧模型,把纵向和横向各设成杆-弹簧模型,如图 3.4 所示,纵向固有应变 $\varepsilon_x^*(x,y,z)$ 表示为最高 温度分布 $T_{\max}(x,y,z)$ 和纵约束度 β_x 的函数,横向固有应变 $\varepsilon_y^*(x,y,z)$ 表示为 最高温度分布 $T_{\max}(x,y,z)$ 和横约束度 β_y 的函数,此时的纵向约束度和横向约 束度,如下式所示,由各方向的杆与弹簧的刚性决定。

$$\beta_x = \frac{k_{Sx}}{k_{Sx} + k_{Bx}} \tag{3-2}$$

$$\beta_{y} = \frac{k_{Sy}}{k_{Sy} + k_{By}} \tag{3-3}$$



图 3.3 焊接变形问题的杆-弹簧模型



图 3.4 分离的纵向和横向模型

3.3.1 结构刚度计算

为了求出约束度,要知道对应于杆-弹簧模型的焊接点和邻近区域的刚 性,为此利用了单位载荷法^[31]。单位载荷法是对焊接点加上单位载荷,进行 弹性分析,且通过得到的变形量求出刚性的方法,是准确算出邻近构件、支 持条件及自重等外部约束因素的方法。单位载荷的方向与作用点的位置分布 于板的表面。把单位载荷加于面板的表面是因为面板表面的温度最高,而且 固有应变的大小及分布区域宽度也最大,因此把表面的刚性与约束度的值取 为断面的代表值。设分布载荷 *p*_µ 均匀作用于板的表面,相当于分布载荷 *p*_µ 与 *m*_µ 作用于板的中心。此时*m*_µ 的大小为:



图 3.5 沿焊缝的单位载荷

按上述方法施加分布载荷,然后通过弹性分析,在各个位置求出收缩量 和转角。设面板中心的收缩量和转角为*δ*,*θ*,表面上的收缩量*δ*,和刚性*R*,可 由式(3-5),(3-6)求出。这样求得的刚性*R*,等于杆-弹簧模型中杆与弹 簧刚性之和,见式(3-7)。外部约束的强度沿焊缝方向变化,因此刚性的大 小可表示为在焊缝区域上各位置的分布函数。用于求外部约束的单位载荷法 可以应用于结构的各装配阶段,从而求出各阶段的刚性,也可以分析各装配 阶段的约束度变化。

$$\delta_s = \delta + \frac{h}{2} \cdot \theta \tag{3-5}$$

$$R_s = \frac{p_u}{\delta_s} \tag{3-6}$$

$$R_s = k_s + k_B \tag{3-7}$$

3.3.2 约束度计算

在此介绍利用基本焊接构件的约束度和单位载荷法在任意装配阶段求出 约束度分布的方法^[32]。各装配阶段约束度的计算需要进行两次单位载荷弹性 分析,这是因为不仅要对自然状态进行分析,还要对约束状态进行分析。自 然状态包括贴于面板的加筋板,此时的约束度等于具有相同面板厚度和输入 热量的基本焊接构件的约束度。设自然状态的约束度为β_t,根据定义表示为:

$$\beta_{f} = \frac{k_{Sf}}{k_{Sf} + k_{Bf}} = \beta_{u}(h,Q)$$
(3-8)

式中 k_{sf} , k_{Bf} 各表示自然状态邻近区域及焊接点的刚性。设利用单位载荷法求出的刚性为 R_{f} ,可用下两式求出 k_{sf} , k_{Bf} 。

$$k_{Sf} = \beta_f \cdot \left(k_{Sf} + k_{Bf}\right) = \beta_f \cdot R_f$$
(3-9)

$$k_{Bf} = R_f - k_{Sf} = (1 - \beta_f) \cdot R_f$$
 (3-10)

为了求出各装配阶段的约束度分布,要在包括邻近材料、自重及支持条件等的约束状态下进行约束度计算。设约束状态下的约束度为 β, ,其表达式 为:

$$\beta_r = \frac{k_{Sr}}{k_{Sr} + k_{Br}} \tag{3-11}$$

式中, k_B, 是约束状态下焊接点的刚性, 其大小是由面板板厚与输入热量所决定, 故可以看成与自然状态下的值相同。再用单位载荷法计算约束状态下的 刚度 R_e, 则约束状态下的 k_w, k_B, 为:

$$\boldsymbol{k}_{Br} = \boldsymbol{k}_{Bf} \tag{3-12}$$

$$k_{Sr} = R_r - k_{Br} = R_r - k_{Bf}$$
(3-13)

最后把结果代入到式(3-11),可求出各装配阶段的约束度。

为了清晰地表示出约束度的计算过程,图 3.6 表示在已有 2 个横隔板的 状态下,焊接隔板时的约束度计算过程。



自然状态的刚度 R,

约束状态的刚度 R_

图 3.6 约束度的计算过程

3.3.3温度对约束度的影响

焊接点温度上升的影响不仅在计算内部约束时要考虑到,而且在计算外 部约束时也要考虑。焊接点的局部温度变化会引起热变形,被邻近区域抑制 而产生塑性应变,产生塑性应变的温度区域大部分属于高温区域。在高温下, 材料的弹性系数急剧减小,外部约束强度比在低温时大。外部约束及焊接点 的温度上升的影响,可由在两端有约束的角接焊模型的实验结果来确认。

本文采用 C.D. Jang 的结构约束度计算方法来计算内部约束和外部约束 的综合影响,在分析的时候考虑焊接点温度上升弹性系数减小的现象,在计 算与焊缝垂直的横向约束度时,把焊接点的弹性系数设为常温下的 1/25;在 计算与焊缝平行的纵向约束度时,把焊接点的弹性系数设为常温下的 1/2。

3.4 舷侧结构的约束度

本节从实船上选取一段舷侧板架大型结构,采用本章介绍的方法,进行 两次单位载荷有限元分析——自然状态和约束状态。基于不同的焊接顺序,

36

分别针对三甲板焊缝和隔板焊缝,计算了隔板对三甲板和三甲板、纵骨对隔 板的横向约束度β_x和纵向约束度β_y沿焊缝方向的分布。

3.4.1 模型简介

该模型为集装箱舷侧部分结构,包括外板、两个强框架隔板、一个三甲板、十一根纵骨和一块内板所组成,如图 3.7 所示。为了提高计算效率,根据以往经验,对模型进行简化,计算各构件尺寸、焊接规范如下。



焊接模型的构件尺寸为:外板 3000mm×4000mm×11mm、三甲板 3000mm×2000mm×11mm、隔板 4000mm×2000mm×11mm。

焊接规范为:外板与三甲板焊接时,电压 36V、电流 300A、焊接速度 20 mm/s 焊接效率 0.7,外板与隔板焊接时电压 36V、电流 300A、焊接速度 20 mm/s 焊接效率 0.7。

3.4.2 三甲板约束度

利用本章介绍的方法,计算该外板架结构上,已焊好的隔板对三甲板热 变形的约束度 *β*₁。

3.4.2.1 自然状态的刚度

通过简化,计算三甲板焊缝时的基本焊接构件只有外板和三甲板,如图 3.8 所示。通过单位载荷法求出自然状态焊接点及邻近区域的刚性。



图 3.8 自然状态刚度的计算模型

由于模型形状沿纵向保持不变,单位载荷的施加也是,所以每个横剖面 的变形必然相同。自然状态时,除了两端效应,焊接点附近的刚度基本不随 X 坐标变化。而本文所选分段长度达约 6.00m,为了减小模型单元的数量和规 模,又不影响分析结果的精度,本节将只取长度 L=3.00m 来计算。

采用 SHELL63 板单元来模拟,均匀网格大小为15mm。施加的边界条件

为: 三甲板与外板的相交线上的节点限制横向和垂向的位移, 在该相交线的 中点限制纵向位移, 如图 3.9。



图 3.9 基本焊接构件的边界条件

沿焊缝施加载荷的方法如图 3.10 所示,在板上表面沿焊缝施加的线载荷 值为 $p_u = 1000KN / m$ 。但是由于采用的是板单元,只能在板的中性面上加载 荷,所以将载荷转化为加在中性面上的分布力 p_μ 和弯矩 m_μ 。最后,用一个 作用在板下表面的等效分布力 p来代替弯矩 m_μ ,其值为:



图 3.10 单位载荷的转化方法

则该构件只在焊缝的起端和终端有两端效应,离开两端的垂直于焊缝的 各横截面的横向收缩是相等的,在同一横剖面内各点垂直焊缝方向的收缩也 是基本相同的,如图 3.11 为板的中性面上的变形量沿焊缝方向的分布。



图 3.11 沿焊缝的变形量

分别取其平均值,横向收缩量为 δ =2.146×10⁻⁴*m*,横向转角为 θ =2.82×10⁻²弧度。将这两个数代入式(3-5)、(3-6)得,表面上的收缩 量 δ ,和刚性*R*.分别为:

$$\delta_s = \frac{h}{2} \cdot \theta + \delta = 3.697 \times 10^{-4} (m)$$
$$R_s = \frac{p_u}{\delta_s} = 2.705 \times 10^9 (N/m)$$

根据图 3.2 及焊接条件选取自然状态的约束度 $\beta_f = 0.24$,代入式(3-9)、 (3-10) 即可求得自然状态邻近区域及焊接点的刚性 $k_{sf} = 0.3787 \times 10^6 KN / m$, $k_{Bf} = 2.3263 \times 10^6 KN / m$ 。 3.4.2.2 约束状态的刚度

有限元模型采用 SHELL63 板单元模拟外板、三甲板、隔板。由于模型规 模太大,网格划分采用疏密过渡。施加的边界条件为:隔板与外板相交线上 的节点约束横向和垂向的位移;三甲板与外板相交线上的节点约束纵向位移。 有限元模型和施加的边界条件见下图: 哈尔滨工程大学硕士学位论文



图 3.12 有限元模型及边界条件

沿焊缝方向施加单位载荷,方法同 3.4.2.1 节。然后进行有限元弹性分析,得到这个加筋板结构在各个方向的变形分量,对 x 轴的转角如图 3.13。



图 3.13 模型的横向角变形

提取外底板中性面的横向收缩和转角沿焊趾处的分布,然后代入式 (3-5)、(3-6)得,表面上的收缩量δ,和刚性R,随 x 位置的变化,如图



图 3.14 表面收缩量和表面刚度的纵向分布

3.4.2.3 横向约束度

将前两节得到的自然状态时杆的刚度 k_{Bf} 和约束状态板表面刚度 R_s (x), 代入公式 (3-12)、 (3-13)、 (3-11)得约束状态下的横向约束度,见下 图。

横向约束度



图 3.15 约束状态下的约束度沿焊缝的分布

沿焊缝方向观察横向约束度,可以发现:

(1)在约束状态下,约束度沿焊缝方向是变化的量,略去其两端效应的 影响,其值在0.25~0.85的范围内波动;

(2)在隔板的位置具有最大值,而在两端具有最小值,距离隔板越近, 约束度明显越大;

(3)隔板位置x=1.892, 5.148m处对应的约束度的值各为 0.85, 0.85。

(4)在两隔板之间的约束度低至 0.25,等于不受约束的自由状态时的 约束度 β_f。这是由于隔板间距达到 3m,所以在两隔板中间焊缝处的约束度 几乎不受隔板的约束影响。

3.4.2.4 纵向约束度

纵向约束度的计算过程同横向约束度类似。不同之处在于:

 1)如3.3.3节所述,考虑到焊接点温度上升导致弹性模量的减小,在计算与焊缝垂直的横向约束度时,把焊接点的弹性模量设为常温下的1/25;在 计算与焊缝平行的纵向约束度时,把焊接点的弹性模量设为常温下的1/2。

2) 施加的载荷不是沿横向,而是沿纵向加在始焊端和止焊端的固有应变 区域;边界条件的设置只是在自然状态时有所不同,具体如图 3.16 至图 3.19。



3)有限元计算后,提取的变形不是横向,而是纵向收缩量和纵向角变形。

图 3.16 自然状态的边界条件和载荷





图 3.18 约束状态的边界条件和载荷



图 3.19 约束状态的纵向收缩图

经 过 第 一 次 有 限 元 计 算 , 得 到 自 然 状 态 时 杆 的 刚 度 *k_{Bf}* = 2.3263×10¹¹ N/m ; 第二次有限元计算,纵向收缩见图 3.19,得到约束 状态时板表面的刚度*R_s*(x)。然后代入公式(3-12)、(3-13)、(3-11) 得约束状态下的纵向约束度如图 3.20 所示。

纵向约束度



图 3.20 约束状态下的约束度沿焊缝的分布 由上图可见,隔板对三甲板的纵向约束度有以下规律:

1) 两端约束度很小, 甚至出现负值。这是由于载荷集中在焊趾两端, 根

据圣维南原理,载荷的施加方式对附近区域有较大影响,而稍远处几乎不受 加载方式的影响。故可以忽略两端效应;

2)中间部分从 x=1.892m(第一隔板)到 x=5.148m(第二隔板)之间,
约束度曲线平稳,其值保持在 0.97-1.00 范围内。

可见,隔板的存在对纵桁纵向约束度影响很大,即使隔板间距达到了 3m, 在隔板之间处的约束度仍然接近 1.00。这点不同于横向约束度。

3.4.3 隔板约束度

基于不同的焊接顺序,采用同样的方法,计算已焊好的三甲板和纵骨对 隔板热变形的约束度 β,。

3.4.3.1 横向约束度

本节计算隔板焊缝上的横向约束度。第一次有限元计算,得自然状态时 杆的刚度为*k_{Bf}* = 2.3263×10⁹ N/m 。第二次有限元计算,约束状态的边界条件 设定为隔板焊缝上约束纵向和垂向位移,与纵骨和纵桁相交处约束横向位移。 边条、载荷和变形分别见下图。







从上图可见,隔板焊缝上横向约束度的分布规律:

1) 很明显,约束度曲线沿焊缝方向分成三段,波动范围分别为 0.55~
1.0,0.42~1.0,0.56~1.0;

 2)不同于纵桁焊缝,在两端处约束度达到最高值1.0,可能是因为端部 约束的施加造成的; 3) 中间出现峰值处是与隔板和三甲板相交处。

3.4.3.2 纵向约束度

本节计算隔板焊缝上的纵向约束度。

第一次有限元计算,得自然状态时杆的刚度为k_{bf} = 2.3263×10°N/m。第 二次有限元计算,约束状态的边界条件同计算横向约束度时的情况。载荷和 变形如图 3.24、图 3.25。



图 3.24 约束状态的边界条件和载荷





从上图结果可见,略去两端效应,隔板焊缝上纵向约束度的变化范围在 0.997 以上,非常接近 1.0。可见,纵向约束度的值沿焊缝一直都很大,纵向 构件的约束就显得不突出了。

3.5本章小结

首先给出了基本焊接构件约束度的概念;然后详细介绍了船体分段结构 的约束度沿焊缝分布的计算方法:参考平板堆焊及角接焊的实验结果,通过 两次单位载荷法有限元弹性分析,分别计算结构在自然状态和约束状态下的 刚度,然后在焊接构件内部任意点取研究微元,由方向性分离成 x,y 方向的 两个杆-弹簧模型,根据公式计算出横向约束度和纵向约束度。

进行约束度计算的实例分析:针对船体舷侧板架结构,分别计算了两种 焊接顺序时,结构的纵向约束度和横向约束度沿焊缝的分布。并对结果进行 了合理的分析,该结果将用于下一章固有应变和等效载荷的计算。

49

第4章 舷侧结构的等效载荷及焊接变形

4.1 概述

物体因外力而变形时物体内部的位移是连续的,各点的应变满足相容方程。固有应力是从没有应力和变形的初始状态,由于外力以外的某种原因产生应变,而由此产生的应力。把应变的各成分设为($\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_w, \gamma_x, \gamma_x$), 各成分都有自己独立的值,这不同于外力作用的情况。若此应变的成分满足 相容方程,那么物体的位移是连续的,但如果不满足相容方程,为了保持位 移的连续性,要添加其他应变成分,而由于这些添加的应变,物体就产生了 应力。不难看出,固有应力是由于物体内部相互独立的任意应变成分 ($\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_w, \gamma_x, \gamma_x$)而产生的,这点与由外力产生的应力有根本的差别。 Reissner 把由此产生固有应力的应变称为固有应力源,Watanabe 则称此为固 有应变。

焊接热应力就是固有应力的代表性例子,由于对物体内部的局部加热, 形成了不均匀的温度分布,加热点的热膨胀和邻近领域的约束导致了热应力 的 产 生 。 此 热 应 变 成 分 可 归 纳 成 : $\epsilon_x^* = \epsilon_y^* = \epsilon_z^* = \alpha T(x, y, z)$, $\gamma_{xy}^* = \gamma_{yz}^* = \gamma_x^* = 0$,由于局部加热产生的不均匀温度分布,热应变的成分不 满足相容方程,因此要添加弹性应变,所以就产生应力。由于构件的形状变 化而产生的应变也属于固有应变。除了热应变,还有塑性应变。

4.2 固有应力与固有应变

固有应力与固有应变的概念可适用于如焊接等发生热应变和热应力的问题。由焊接产生的固有应变是在焊接过程中发生的热应变和塑性应变。特别 是当焊接完毕,焊接构件完全冷却后,热应变为零,所以此时,固有应变等 于塑性应变,这是焊接完毕后残余的应变,所以叫残余塑性应变,式(4-1) 表示焊接状态下的固有应变,式(4-2)表示焊接完毕后在完全冷却的状态下的 固有应变。焊接完毕后,由残余塑性应变产生的,分布于焊接构件内部的应 力叫做焊接残余应力。因为这是在不作用外力的状态下由固有应变产生的, 所以也是固有应力的一种。

$$\varepsilon^* = \varepsilon - \varepsilon^e = \varepsilon^{th} + \varepsilon^p \tag{4-1}$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^* = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^e = \boldsymbol{\varepsilon}^p \tag{4-2}$$

4.3 焊接固有应变分析模型

为了求出固有应变分布,先分析由焊接产生的固有应变发生原理,本文 采用杆-弹簧模型的热弹-塑性进行分析,计算出固有应变。此时,固有应变 由杆的最高温度和关于约束效应的约束度函数所决定。

4.3.1 焊接固有应变的成因

一般焊接过程就是在焊条与母材料之间产生焊弧,以同时产生的热量把 焊条与母材料熔化连接的过程。在焊缝附近进行局部加热,因此沿板的长度, 宽度,厚度方向形成温度分布。此时焊缝区域因热而膨胀,但邻近区域温度 相对较低,所以抑制材料的热膨胀。此过程随着焊接构件的弹性应变,引发 压缩应力,当此应力超过弹性极限时,会产生压缩性塑性应变。而此压缩性 塑性应变会继续增加直到焊接构件达到最高温度。焊接构件温度下降时,与 上升时相反,焊接构件收缩,邻近区域则抑制收缩。此时焊接构件受拉伸应 力,此应力超过弹性极限时,会产生拉伸性塑性应变。最终的残余塑性应变 由在温度上升时产生的压缩性塑性应变与在温度下降时段产生的拉伸性塑性 应变的和所决定,而这个就是焊接固有应变。

为了说明塑性应变发生过程的力学现象,如图 4.1 进行一维杆-弹簧模型的简化热弹-塑性分析。杆是代表焊接构件,经历 $T_0 \rightarrow T_{max} \rightarrow T_0$ (常温)的

51

哈尔滨工程大学硕士学位论文

温度变化,弹簧代表邻近约束区域,且假设没有温度变化。



图 4.1 一维杆-弹簧模型

4.3.1.1 固有应变随温度变化的过程

简化热弹-塑性分析是观察由杆的温度变化产生的应力及塑性应变的温度变化过程,求出最终残余塑性应变的方法。此过程应该满足应变关系(4-3), 应变-变形关系(4-4),应力-应变关系(4-5),力平衡方程(4-6)等基本 方程。确定杆变形量的总应变等于弹性应变、塑性应变、热应变的和。本文 不考虑蠕变现象及由形状变化产生的体积变化。

应变关系
$$\varepsilon = \varepsilon^{\epsilon} + \varepsilon^{*} = \varepsilon^{\epsilon} + \varepsilon^{th} + \varepsilon^{p}$$
 (4-3)

应变-变形关系
$$\varepsilon = \frac{\Delta l_B}{l_B}$$
 (4-4)

- 应力-应变关系 $\sigma = E \cdot \varepsilon^{\epsilon}$ (4-5)
- 力平衡方程 $F_B = F_S$ (4-6)

最高温度足够高时,杆由温度 $T_0 \rightarrow T_{max} \rightarrow T_0$ 变化产生的应力和塑性应 变变化过程,如图 4.2,图 4.3 所示,分成四个阶段。图中横轴为杆的温度, 纵轴各为应力和塑性应变。 $O \rightarrow A = A \rightarrow B$ 阶段是温度上升时的弹性及塑性 阶段, $B \rightarrow C = C \rightarrow D$ 阶段是温度下降时的弹性及塑性阶段。

杆的初始温度T₀ = 0℃,杆与弹簧的材料常数也是T₀温度下的值。各阶段的应力与应变可由上述基本方程求得。各阶段的分析如下:



图 4.3 塑性应变热过程

1) *0*→*A*阶段

 $O \rightarrow A$ 阶段是杆从初始温度被加热,受到热膨胀和由弹簧约束产生的压缩应力,到达产生屈服的温度 T_1 的阶段。此时,杆的压缩应力没有达到屈服,所以此阶段是不产生塑性应变的弹性阶段。图 4.4 的 (a), (b), (c) 各表示杆的初始状态,无弹簧时自由膨胀的伸长量,有弹簧时约束膨胀的伸长量。如 (b),若没有弹簧,温度升到 T,杆的长度膨胀量为 $l_g \alpha T$,且不产生应力。但是由于弹簧热膨胀被抑制,所以为了求出杆实际膨胀的长度 Δl_g ,要利用杆与弹簧之间的平衡方程。杆对弹簧所加的力 F_g 由杆的弹性应变所决定,其大小等

于从自然状态的伸长量减去约束状态的伸长量,如式(4-7)所示。弹簧对杆 所加的力F,则只是由弹簧的收缩量所决定的,如式(4-8)所示。

$$F_B = k_B (l_B \alpha T - \Delta l_B) \tag{4-7}$$

$$F_s = k_s \Delta l_B \tag{4-8}$$



图 4.4 杆-弹簧模型的热膨胀

利用上式和基本方程求出杆的应变和应力,得出式(4-9)至(4-14)。式中的β表示焊接构件的约束度。式(4-13)中,温度上升时,作用的是压缩应力。 当温度上升量相同时,应力的大小与约束度之间存在正比关系。

热应变	$\varepsilon^{th} = \alpha T$	(4-9)
弹性应变	$\varepsilon^{\epsilon} = \varepsilon - \varepsilon^{th} - \varepsilon^{p} = -\beta \alpha T$	(4-10)
塑性应变	$\varepsilon^{P}=0$	(4-11)
总应变	$\varepsilon = \frac{\Delta l_B}{l_B} = (1 - \beta) \alpha T$	(4-12)
应力	$\sigma = E\varepsilon^{\epsilon} = -\beta E\alpha T$	(4-13)

约束度
$$\beta = \frac{k_s}{k_s + k_s}$$
 (4-14)

杆的温度持续上升,产生压缩屈服,从此开始产生压缩性塑性应变,随着温度的升高其大小也增加。设产生压缩屈服的温度为*T*₁,其值可由式(4-15)求出。

$$T_1 = \frac{\sigma_Y}{\beta E \alpha} \tag{4-15}$$

A→B阶段

杆产生压缩屈服后,温度上升过程为塑性过程。直到杆的温度达到最高 温度T_{max}为止,杆都处于屈服状态,压缩性塑性应变则持续增加。此时杆的 应力是压缩屈服应力,杆对弹簧所加的力F_B则等于杆的屈服载荷σ_yA。F_s则 与式(4-8)相同,利用基本方程求出应变和应力则如式(4-16)至式(4-21)所 示。杆的温度达到T_{max}时的塑性应变如式(4-25)所示。

- 热应变 $\varepsilon^{h} = \alpha T$ (4-16)
- 弹性应变 $\varepsilon^{\epsilon} = -\varepsilon_{v}$ (4-17)
- 塑性应变 $\varepsilon^{P} = \varepsilon \varepsilon^{th} \varepsilon^{\epsilon} = \frac{\varepsilon_{Y}}{\beta} \alpha T$ (4-18)

总应变
$$\varepsilon = \frac{\Delta l_B}{l_B} = \frac{k_B}{k_S} \varepsilon_{\gamma}$$
 (4-19)

应力 $\sigma = E\varepsilon^{\epsilon} = -E\varepsilon_{\gamma} = -\sigma_{\gamma}$ (4-20)

塑性应变
$$(T = T_{max})$$
 $\varepsilon_{max}^{p} = \frac{\varepsilon_{Y}}{\beta} - \alpha T_{max}$ (4-21)

ć

3) *B*→*C* 阶段

杆的温度从Tmax下降,由此产生热收缩,压缩应力的大小也减小,此过

程也可以说是"卸载"过程。在此阶段杆则处于弹性状态,塑性应变的大小则跟*T_{max}*时的值相同。温度开始下降到*T₃*时,压缩应力变为拉伸应力,拉伸应力增加,当温度到*T₂*时,就发生屈服。利用基本方程求应变和应力如式 (4-22) 至式(4-26) 所示。

热应变
$$\varepsilon^{h} = \alpha T$$
 (4-22)

弹性应变
$$\varepsilon^{\epsilon} = \varepsilon - \varepsilon^{th} - \varepsilon^{p} = -\beta \alpha (T + T_1 - T_{max})$$
 (4-23)

塑性应变
$$\varepsilon^{P} = \varepsilon_{\max}^{P} = \frac{\varepsilon_{Y}}{\beta} - \alpha T_{\max}$$
 (4-24)

总应变
$$\varepsilon = \frac{\Delta l_B}{l_B} = \alpha (1 - \beta) (T + T_1 - T_{\max})$$
 (4-25)

应力
$$\sigma = E\varepsilon^{\epsilon} = -E\beta\alpha(T + T_1 - T_{\max})$$
 (4-26)

由式(4-26)、式(4-15),求出产生拉伸屈服的温度 T_2 ,如式(4-27)所示。

$$T_2 = T_{\max} - 2T_1 \tag{4-27}$$

即,在 T_{max} 处于压缩屈服状态的杆,通过卸栽过程达到拉伸屈服时所需的温度变化量是从初始温度达到压缩屈服所需的温度变化量的两倍。因此,在温度下降阶段,为了产生拉伸屈服, T_{max} 要大于 $2T_1$ 。 4) $C \rightarrow D$ 阶段

产生杆的拉伸屈服后,温度下降阶段是塑性阶段,直到杆的温度达到初 始温度*T*₀为止,杆都处于屈服状态,拉伸性塑性应变则增加。此时杆的应力 是拉伸屈服应力,杆对弹簧加的力*F*_B则等于杆的屈服载荷-σ_yA。*F*_s则与式 (4-8)表示的相同,故利用基本方程求出应变和应力,则如式(4-28)至式(4-32) 所示。

- 热应变 $\varepsilon^{h} = \alpha T$ (4-28)
- 弹性应变 $\varepsilon' = \varepsilon_v$ (4-29)

塑性应变	$\varepsilon^{p} = \varepsilon - \varepsilon^{th} - \varepsilon^{e} = -\frac{\varepsilon_{Y}}{\beta} - \alpha T$	(4-30)
总应变	$\varepsilon = \frac{\Delta l_B}{l_B} = -\frac{k_B}{k_S} \varepsilon_Y$	(4-31)
应力	$\sigma = E\varepsilon^{\epsilon} = E\varepsilon_{r} = \sigma_{r}$	(4-32)

杆的温度达到 T_0 时的塑性应变则由式(4-30)求得,这就是最终残余塑性 应变,如式(4-33)所示。

塑性应变
$$(T = T_0)$$
 $\varepsilon^* = -\frac{\varepsilon_Y}{\beta}$ (4-33)

4.3.1.2 最高温度和固有应变

在实际焊接问题中,材料内部会形成局部的温度分布,所以材料内部各 位置的最高温度也会存在差异。关于最高温度差异的应力及应变随温度变化 的情况可分成三个方面,其两个参考温度设为产生杆压缩屈服的温度*T*₁和温 度下降时满足拉伸屈服产生条件的温度 2*T*₁。把*T*₁和 2*T*₁作为参考点,研究关 于最高温度下应力和应变随温度变化的情况,得到图 4.5,图 4.6 的结果。 下面是关于最高温度变化情况的特性和固有应变的计算结果。

1) $T_{\text{max}} < T_1$

因为最高温度比压缩屈服温度要低,所以杆处于弹性状态,不产生塑性 应变。应力与塑性应变随温度的变化情况由图中的 0-A-0 阶段表示,完全冷 却后,残余应力和固有应变的大小为 0。

$$\varepsilon = 0 \tag{4-34}$$

2) $T_1 < T_{max} < 2T_1$

最高温度处于中间位置时,应力和塑性应变随温度的变化情况由图中的 0-B-C-D 阶段表示。在温度上升阶段产生的压缩应力在 B 点到达屈服,在 B-C 阶段压缩性塑性应变增加。在温度下降阶段,通过压缩屈服应力的卸载过程, 拉伸应力增加,但是不能达到屈服。此时固有应变与最高温度时的塑性应变 用下式求出。

$$\varepsilon^* = \varepsilon_{\max}^p = \frac{\varepsilon_Y}{\beta} - \alpha T_{\max} \qquad (4-35)$$

3) $2T_1 < T_{max}$

最高温度足够高时,温度上升过程中产生压缩屈服,温度下降过程中产 生拉伸屈服。此时的温度变化过程由 0-B-G-H-F 表示,完全冷却后残余应力 等于拉伸屈服应力,固有应变则等于在 B-G 阶段和 H-F 阶段产生的塑性应变 之和。固有应变可由式(4-33)求出。/

整理这三个结果,得到式(4-36),通过对一维杆-弹簧模型的热弹-塑性 分析可知,固有应变的大小是由杆的最高温度和反映约束强度的约束度决定 的。



图 4.5 最高温度全部变化范围的应力热循环



图 4.6 最高温度全部变化范围内的塑性应变热循环

4.3.2 考虑材料常数非线性的热弹-塑性分析模型

观察一维杆-弹簧模型的热弹-塑性过程,验证固有应变的特性和产生机 理,把固有应变表示成杆的最高温度和约束度的函数。但是此过程没有考虑 材料常数,所以为了应用于实际焊接构件,要考虑材料常数随温度的变化。 对杆-弹簧模型来说,因为杆的热膨胀系数、弹性系数及屈服应力都随着温度 的变化而变化,所以应力与应变也随着温度非线性变化。

设在任意温度 T,杆-弹簧处于平衡状态,对微小温度变化 ΔT 的方程式 如下所示。式中 ΔI₈ 是从温度 T 到T + ΔT 时产生的杆的变形量。

应变关系	$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon^{e} + \Delta \varepsilon^{th} + \Delta \varepsilon^{p}$	(4-37)

应变-变形关系
$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta l_B}{l_B} = \frac{(l_B)_{T+\Delta T} - (l_B)_T}{l_B}$$
(4-38)

应力-应变关系
$$\Delta \sigma = \Delta (E\varepsilon^{\epsilon}) \approx \Delta E\varepsilon^{\epsilon} + E \Delta \varepsilon^{\epsilon}$$
 (4-39)

力平衡关系 $\Delta F_{B} = \Delta F_{S}$ (4-40)

此方程式的解法类似于一般的非线性问题的解法。即,把杆的温度变化 从初始温度到最高温度分成多个微元,用上面的方程求出每个部分应力及应 变的变化量,然后进行累积。此时由温度变化引起的杆的力学状态则分为弹 性区域与塑性区域,应力及应变的关系式也随之改变。举例来说,在弹性区 域塑性应变的变化量是 0,在塑性区域应力的大小与屈服应力相同。故,在 各温度下,先判定弹塑性,然后再由对应的关系式来求解。特别是在温度下 降过程,产生拉伸屈服后,还可能随着温度的继续下降回到弹性状态,故弹-塑判定是很重要的。

为了把杆-弹簧模型应用于实际焊接固有应变的计算,本文研究温度上升 -下降模型,即模型经历T₀→T_{max}→T₀的温度变化区域。模型的力学状态可 分为温度上升-弹性、温度上升-塑性、温度下降-弹性、温度下降-塑性四个 区域。从现在开始要研究由温度的变化产生的应力和应变随温度的变化过程。 本文采用的材料是广泛被船体分段采用的低碳钢,其温度依存性示于图 4.7。



图 4.7 材料特性随温度变化值

1) 温度上升-弹性区域

在杆的温度上升过程,处于弹性状态的杆和弹簧,在温度 T 下,处于平 衡状态。此时由微小温度变化 ΔT 产生的杆-弹簧的相互作用力的变化量如 下:

$$\Delta F_{B} = \Delta \sigma A = \left(\Delta E \varepsilon^{\epsilon} + E \Delta \varepsilon^{\epsilon} \right) A \qquad (4-41)$$

$$\Delta F_s = -k_s \Delta l_B = -k_s (l_B \Delta \varepsilon) \tag{4-42}$$

利用基本方程式求得应变与应力,进行累积,得到在温度 $T + \Delta T$ 下的应变与应力。

热应变
$$\Delta \varepsilon^{h} = \alpha \Delta T$$
 (4-43)

弹性应变
$$\Delta \varepsilon^{\epsilon} = \Delta \varepsilon - \Delta \varepsilon^{th} - \Delta \varepsilon^{p} = \frac{\Delta E}{E} (1 - \beta) \varepsilon^{\epsilon} - \beta \alpha \Delta T$$
 (4-44)

塑性应变
$$\Delta \varepsilon^{P} = 0$$
 (4-45)

总应变
$$\Delta \varepsilon = -\frac{\Delta EA}{l_B} \frac{\varepsilon^{\epsilon}}{k_s + k_B} + (1 - \beta) \alpha \Delta T \qquad (4-46)$$

应力
$$\Delta \sigma = \Delta E \varepsilon^{\epsilon} + E \Delta \varepsilon^{\epsilon} = \Delta E \varepsilon^{\epsilon} (2 - \beta) - E \beta \alpha \Delta T \qquad (4-47)$$

2) 温度上升-塑性区域

杆的压缩应力达到屈服限时,杆的应力是压缩屈服应力,杆对弹簧加的力 F_B 等于屈服载荷 $\sigma_Y A$,所以 F_B 的微变量 $\Delta F_B = \Delta \sigma_Y A$ 。 ΔF_S 等于式(4-42)所示,故利用基本方程求出应变和应力。

热应变
$$\Delta \varepsilon^{h} = \alpha \Delta T$$
 (4-48)

弹性应变
$$\Delta \varepsilon^{\epsilon} = \Delta \left(\frac{\sigma_Y}{E} \right) = \left(\frac{\sigma_Y}{E} \right)_{T+\Delta T} - \left(\frac{\sigma_Y}{E} \right)_T$$
 (4-49)

塑性应变
$$\Delta \varepsilon^{P} = -\frac{k_{B}}{k_{S}} \frac{\Delta \sigma_{Y}}{E} - \Delta \left(\frac{\sigma_{Y}}{E}\right) - \alpha \Delta T$$
 (4-50)

总应变
$$\Delta \varepsilon = -\frac{k_B}{k_s} \frac{\Delta \sigma_Y}{E}$$
 (4-51)

应力
$$\Delta \sigma = \Delta E \varepsilon^{\epsilon} + E \Delta \varepsilon^{\epsilon} = \Delta E \varepsilon^{\epsilon} + E \Delta \left(\frac{\sigma_{\gamma}}{E} \right)$$
 (4-52)

3) 温度下降-弹性区域

杆的温度从*T_{max}*下降时产生热收缩,压缩应力减小(卸载)。在此温度 区域内杆处于弹性状态,塑性应变大小等于*T_{max}*时的值。在此区域方程的解 等于"温度上升-弹性区域",故利用式(4-43)至式(4-47)求出应变与应力。 在此过程中,产生拉伸应力,其大小随着温度大小而增加,故产生拉伸屈服。 4)温度下降-塑性区域

杆产生拉伸屈服,进入塑性区域,拉伸性塑性应变也随之增加。此时方 程的解与"温度上升-塑性区域"相同。杆的温度继续下降,屈服应力增大, 故杆的应力可能要比屈服应力小些。所以在各温度状态下,要判定弹-塑性, 若为弹性要利用"温度下降-弹性区域"的结果。

4.4 舷侧结构等效载荷

4.4.1 平板焊接固有应变的等效载荷

利用固有应变分布求出焊接变形的方法有固有变形法和等效载荷法。固 有变形法是把对固有应变进行积分而求出的收缩量及角变化定义为固有变形, 从而求出存在有固有变形的连续体的弹性理论解的计算方法。。等效载荷法 是把对固有应变进行积分而得到的收缩力和弯曲力矩定义为等效载荷,将此 作用于结构物,通过弹性有限元分析求出变形的方法。

等效载荷,如图 4.8 所示,包括沿焊缝垂直方向作用的横向收缩力和横 向弯曲力矩,还有作用于两端的纵向收缩力和纵向弯曲力矩。通过这样的等 效载荷可对主要焊接变形模量一横向收缩,角变形,纵向收缩,纵向弯曲变 形—都进行考虑。如图 4.9 所示,对断面内分布的固有应变进行积分求出了 等效载荷。等效载荷作用于焊道的焊角的位置。等效载荷由式(4-53)-式 (4-56)表示。

62



图 4.9 横向等效载荷计算

分布在焊接区的固有应变产生的等效载荷与母材区一样需要考虑。固有 应变引起的等效载荷按下式计算。图 4.9 中显示了横剖面的有限元模型的网 格划分。在这个模型中,每一层网格被看作是一个杆,把杆收缩看作是固有 应变的和。因此,每一层的收缩力 f,通过下面的方程计算:

第i 层的横向载荷

$$f_{yi} = \frac{A_{y}E}{l} \sum_{j=1}^{N_{i}} \varepsilon_{yj}^{*} l_{yj}$$
(4-57)

式 (4-57) 中 A_y 表示沿焊缝一个单元的剖面积; l表示沿y方向一层的长度; N_i 表示一层中y方向单元的数量; l_{yi} 表示一层中y方向第j单元的长度; ε_{yi}^* 表示一层中y方向第j单元的固有应变。

第i 层的纵向载荷

$$f_{xi} = \frac{A_{x}E}{L} \sum_{j=1}^{M} \varepsilon_{xj}^{*} l_{xj}$$
(4-58)

式(4-58)中 A_x 表示垂直焊缝一个单元的剖面积; L表示沿x方向焊缝长度的一半; M_i 表示一层中x方向单元数量的一半; l_{xj} 表示一层中x方向第j单元的长度; ε_x^i 表示一层中x方向第j单元的固有应变。

对各层收缩力相加,使用下面方程可计算横向等效力 f_y 和弯矩 m_y ,其中 f_y 和 m_y 沿焊缝施加:

$$f_{y} = \sum_{i=1}^{N} f_{yi}$$
 (4-59)

$$m_{y} = \sum_{i=1}^{N} f_{yi} z_{i}$$
 (4-60)

纵向收缩力 f_x 和纵向弯曲力矩 m_x 使用下面方程计算,其中 f_x 和 m_x 作用在焊缝的两端:

$$f_x = \sum_{i=1}^{N} f_{xi}$$
 (4-61)

$$m_x = \sum_{i=1}^{N} f_{xi} z_i$$
 (4-62)

4.4.2 舷侧结构的等效载荷

根据以上所述的平板固有应变的等效载荷,把焊缝范围用单元来划分, 按照最高温度,计算出每一层的力及弯矩,然后积分,求出每处的等效载荷, 下面举例说明平板固有应变等效的计算方法,模型如下图所示。



图 4.10 计算模型

对于如图 4.10 所示的平板角接焊纵向焊缝(焊缝 1),其等效载荷的计 算方法用上述方法,由公式(4-58)、(4-59)、(4-60)、(4-61)、(4-62) 计算可得。

对于两道横向焊缝(焊缝2、3)其中两道横向焊缝纵向载荷仍按照平板 方法计算,通过计算,将载荷施加到模型上,如下图4.11所示。



图 4.11 载荷转化示意图

第*i* 层的横向载荷

$$f_{li} = \frac{A_y E}{L} \sum_{j=1}^{M_i} \varepsilon_{lj} l_{lj}$$
(4-63)

式(4-63)中 f_{ii} 为横向载荷; A_y 表示垂直焊缝一个单元的剖面积; L表示沿 y方向焊缝长度的一半; M_i 表示一层中y方向单元数量的一半; l_{ij} 表示一层 中y方向第j单元的长度; ε_{ij} 表示一层中y方向第j单元的固有应变;

其横向收缩力和横向弯曲力矩使用下面方程计算,其中 f_b、 f_b和 m_x 作用在焊缝的两端:

$$f_{l} = \sum_{i=1}^{M} f_{li} \tag{4-64}$$

$$m_x = \sum_{i=1}^{N} f_{ii} z_i \tag{4-65}$$

由上面公式可以得到厚度方法向每一层的载荷,然后把它们相加则可以 得到施加在模型上的等效载荷。

算例仍然选用第3章的算例,如图3.7所示,焊接工艺与第2章算例相同。通过对第2章对温度场的分析可知整个焊接过程中最高温度沿着焊缝取

哈尔滨工程大学硕士学位论文

不变的值,从而可以得到焊件最高温度分布。而通过第3章的分析可知约束 度在垂直于焊缝的断面内也具有同一值,其分布为沿着焊缝方向变化,运用 单位载荷法计算得到焊接构件的约束度分布。故利用第2章和第3章的计算 结果,可以求出沿焊缝方向以及与焊缝垂直方向的固有应变分布,进而可以 求出各个方向的等效载荷。

本文编写了等效载荷的计算程序,对纵向焊缝 1,计算得到的等效载荷 结果如下列图 4.12 和 4.13 所示,由计算结果可以看出横向载荷的变化趋势 与约束度正好相反,在构件约束度最大的位置等效载荷具有最小值,而在约 束度最小的位置,等效载荷具有最大值。纵向载荷在焊缝区域存在最大值, 远离焊缝区域载荷迅速减少。





由于焊缝 2、3 的等效载荷相同,取焊缝 2 研究其横向载荷,根据 4.4.2 节所述,计算得焊缝 2 横向载荷如下图 4.14,纵向载荷如图 4.15。



图 4.14 焊缝 2 横向载荷变化趋势图


哈尔滨工程大学硕士学位论文

图 4.15 焊缝 2 纵向载荷变化趋势图

4.5 预测焊接变形计算流程

本文首先根据工厂实际工艺及船体舷侧实际结构,依据焊接规范,对温 度场进行模拟,根据自由状态及约束状态角接焊的基本方法,求出结构的约 束度,利用固有应变原理,算出临界温度,对每一截面的各层载荷及弯矩进 行积分,从而求出模型的等效载荷,把载荷施加到模型上,算出模型的变形。 这种方法也就是一种能够准确预测船体结构焊接变形并且便于工程实际应用 的有效方法,因此,本文章节是围绕怎样求出焊缝区域的等效载荷展开的。



哈尔滨工程大学硕士学位论文

图 4.16 焊接变形预测计算流程图

4.6 舷侧结构模型加载及变形分析

根据第二章的温度场分布及第三章的约束度分布,可以算出第四章的等效载荷,这时的载荷,就是接下来模型所要施加的外载荷。模型的尺寸完全按照图纸上所给出的尺寸,焊接规范选用隔板、甲板与内外壳的 CO₂ 气体保护焊规范,由于内外壳的厚度有点不同,而实验时由于工厂限制,只测了内板的变形,因此,有限元模型中,只选用内板的厚度进行计算。把由固有应变分布计算出的非均布等效载荷施加在焊接结构上,利用三维有限元进行模拟,通过弹性分析求出了结构的焊接变形。

-



图 4.18 舷侧几何模型图







4.7本章小结

本章介绍了焊接固有应变和等效载荷的含义和计算方法,以及各种影响 因素。根据固有应变及等效载荷计算方法,对 4250TEU 舷侧结构进行计算, 由于结构对称及为了提高计算效率,把焊接分为焊缝1、焊缝2、焊缝3,这 三道主要焊缝,对于一些不关键的位置,在此不去考虑,而焊缝2 与焊缝3 的结构及焊接规范基本相同,因此,可以认为是一样的等效载荷,这样节省 了计算时间。把所得到的等效载荷加载到有限元模型上,算出变形量及收缩 量。通过本章计算,可以算出构件各个位置的变形情况,为下一章与实验结 果进行对比做了很好的准备工作。

第5章 焊接实验及比较结果

5.1 概述

为了与预测焊接变形计算做比较,需要对实际结构进行焊接后的变形进 行测量。在前一章计算结果的基础上,设计实验报告,学习焊接工艺,到大 连船厂做 4250 集装箱船舷侧焊接变形实验。实验的主要部分为:到船厂分段 车间记录几种焊接形式的焊接规范,对纵骨焊、气体保护焊进行焊接变形的 测量,分析测量结果,略去一些跳跃性太大的测量值。把计算结果与测量值 进行对比,找出焊接规律,提出减小焊接变形的方法。

5.2 舷侧焊接实验

5.2.1 平板对接焊

平板对接焊时,首先把预留好变形余量的5块整板进行对接,焊接选用 的为埋弧自动焊,由于埋弧焊底部垫有铜片,可以使焊接后的结构一次成型, 省去了多次焊接的工艺,其工艺上为单面自动焊(FCB),有4个焊头同时 焊接。各个焊头的作用不同,第一个为引弧(由于室温较低,引弧可以起到 提高焊件温度的作用),第二个焊头和第三个焊头为加热熔化作用,第四个 为收尾弧。这种焊接方法的焊接速度比较快,线能量也比较高,并且在底面 加了强制成型的铜垫,一次焊接即可成型,一般此种方法适合的板厚为9~32 mm。焊接顺序为依次焊接完成。

平板对接焊,焊接规范及模型如下

焊接电压	焊接电流	焊接速度
36V	320A	80cm/min

表 5.1 平板对接焊规范





5.2.2 纵骨自动焊

纵骨自动焊(WPS),首先把纵骨点焊固定到平板对应位置上,然后利用 纵骨自动焊设备,在纵骨的两侧(一左一右)同时进行焊接,其焊接原理为 气体保护焊。对于多根纵骨需要焊接时,应间隔同时进行焊接。

本模型为在对接后的平板上,根据已画好的纵骨位置,先点焊固定纵骨, 然后用纵骨自动焊设备,对纵骨进行焊接。为了减小焊接变形,对于每根纵 骨,一般靠板边缘的 300~400mm 不进行焊接,等大的分段合拢时,对齐后进 行焊接。

由于骨材型号不同,因此焊接的规范也不同,如果骨材的厚度较小,应 把焊接电压、焊接电流都降低一些,以节约能源。多根骨材同时进行焊接时, 应间隔骨材进行焊接,即奇数骨材一起焊接,然后在偶数骨材焊接,这样焊 接后的变形相对小一些,省去了较平的工序。

纵骨焊1	焊接电压	焊接电流	纵骨焊 2	焊接电压	焊接电流
1LL	26.5 V	300-320A	2LL	29.5 V	320 A
1LT	31.5 V	300 A	2LT	31.5 V	300 A
1RL	27 V	300 A	2RL	32.5 V	300 A
1RT	31 V	280 A	2RT	31 V	320 A
焊接速度	80cm/min	焊接速度	90cm/min		
纵骨焊3	焊接电压	焊接电流	纵骨焊 4	焊接电压	焊接电流
3LL	27 V	360 A	4LL		
3LT	31 V	300 A	4LT		
3RL	27 V	380 A	4RL		
3RT	31 V	280 A	4RT		
焊接速度	90cm/min	焊接速度			

表 5.2 纵骨自动焊规范



图 5.4 纵骨焊照片

5.2.3 隔板、甲板与内外壳CO2气体保护焊

当内外壳的纵骨焊接完成后,把两个隔板和三甲板拼接在一起,放在外 壳板上,用点焊把他们先固定,然后把内壳板扣到隔板和甲板上。之后进行 CO₂气体保护焊,焊接的原则为:先焊接四个垂直方向的焊缝,也就是甲板 与隔板的相交位置,焊接顺序为对角线互焊,即焊接完一条,要到其对应的 对角线位置焊,然后再进行下一个对角线焊接顺序,这样可以降低焊接变形。 也就是有1、2、3、4,四条焊缝,如果焊接完焊缝1后,不要进行焊缝2的 焊接,而应进行焊缝3的焊接。同样,对于四个垂向的总焊缝,也应该这样 对角线焊。

CO,气体保护焊,焊接规范及模型如下:

2B	1 A 2		2		3		1		LRA
£	=11	1	1	13	. 5	13	. 5	11	. 5mm
		A				1	J		
焊缝	L	T1	T2	T3	L	T1	T2	Т3	速度 Ⅴ
1	1350	1180	700	720	36	40	40	42	120-122
2	1300	1080	700	720	36	40	40	42	120
3	1400	1180	720	740	36	40	40	42	120

表 5.3 CO,气体保护焊规范





哈尔滨工程大学硕士学位论文



图 5.7 CO, 气体保护焊照片 2

5.3 舷侧焊接实验测量位置及数据

5.3.1 纵骨自动焊测量位置及数据

下图为纵骨焊时所选的测点位置,因为工厂环境限制,只能用有限的测量工具,本次实验所用的为平尺和米尺,平尺长为 820mm,所以选距离纵骨410mm 的位置选取测量点,用平尺和米尺测量其垂向位移,进而求出其角变形和横向收缩。由于有些纵骨距离平板对接焊时的焊缝太近,如果进行测量,会导致测量的不准确,所以舍去了一些离焊缝较近的纵骨。

哈尔滨工程大学硕士学位论文



图 5.8 纵骨焊选点位置

哈尔滨工程大学硕士学位论文

表 5.4 纵骨焊测量	数	芿
-------------	---	---

		<u> </u>	Ì 	
位置编号	位置	垂直变量	收缩量	角变形
211	距边 0.43m	4. 5	0. 025	0. 63
212	距前点 1m	5	0.030	0. 70
213	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
214	距前点 1m	6. 5	0. 052	0. 91
215	距前点 1m	6	0.044	0.84
216	距前点 1m	7	0.060	0. 98
221	距边 0.43m	7	0.060	0.98
222	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
223	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
224	距前点 1m	4.5	0. 025	0.63
225	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
226	距前点 1m	4.5	0. 025	0. 63
231	距边 0.43m	4	0. 020	0. 56
232	距前点 1m	4.5	0. 025	0. 63
233	距前点 1m	4. 5	0. 025	0. 63
234	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
235	距前点 1m	3	0.011	0. 42
236	距前点 1m	2. 5	0.008	0.35
241	距边 0.43m	6	0. 044	0.84
242	距前点 1m	7.5	0.069	1.05
243	距前点 1m	6	0. 044	0. 84
244	距前点 1m	6	0. 044	0. 84
245	距前点 1m	6	0. 044	0.84
246	距前点 1m	5.5	0. 037	0.77

251	距边 0.43m	3. 5	0.015	0. 49
252	距前点 1m	3	0. 011	0. 42
253	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
254	距前点 1m	7.5	0.069	1.05
255	距前点 1m	7.5	0.069	1.05
256	距前点 1m	9.5	0. 110	1.33
261	距边 0.43m	5	0. 030	0. 70
262	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
263	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
264	距前点 1m	5	0. 030	0. 70
265	距前点 1m	6	0.044	0.84
266	距前点 1m	6	0.044	0.84
271	距边 0.43m	4	0. 020	0. 56
272	距前点 1m	4	0. 020	0. 56
273	距前点 1m	4.5	0. 025	0.63
274	距前点 1m	4.5	0. 025	0.63
275	距前点 1m	6	0.044	0.84
276	距前点 1m	7.5	0.069	1.05

哈尔滨工程大学硕士学位论文

5.3.2CO2气体保护焊测量位置及数据



图 5.9 CO2气体保护焊选点位置

表 5.5 CO2 气体保护焊测量数据					
位置编号	位置	垂直变量	收缩量	角变形	
311	距边 0.5m	2.5	0.008	0. 35	
312	距上点 0.5m	0.5	0.000	0.07	
313	距上点 0.5m	1.5	0.003	0. 21	
314	距上点 0.5m	4	0. 020	0. 56	
315	距上点 0.5m	1	0.001	0.14	
316	距上点 0.5m	0. 5	0.000	0. 07	
317	距上点 0.5m	0.5	0.000	0. 07	
318	距上点 0.7m	0.5	0.000	0.07	
319	距上点 0.5m	0.5	0.000	0.07	
320	距上点 0.5m	1.5	0.003	0. 21	
321	距上点 0.4m	1.5	0.003	0. 21	
322	距上点 0.4m	1.5	0.003	0. 21	
323	距上点 0.6m	2	0.005	0. 28	
324	距上点 0.4m	2.5	0.008	0. 35	
325	距上点 0.4m	2	0.005	0. 28	
326	距上点 0.6m	3	0. 011	0. 42	
327	距上点 0.8m	1	0.001	0. 14	
328	距上点 0.4m	0. 5	0.000	0. 07	
329	距上点 0.4m	1	0. 001	0. 14	
330	距上点 0.4m	1.5	0.003	0. 21	
331	距上点 0.9m	2	0.005	0. 28	
341	距边 0.5m	3	0.011	0. 42	
342	距上点 0.5m	1.5	0. 003	0. 21	
343	距上点 0.5m	2.5	0.008	0.35	

哈尔滨工程大学硕士学位论文

344	距上点 0.5m	4	0.020	0.56
345	距上点 0.5m	0.5	0.000	0. 07
346	距上点 0.5m	1.5	0.003	0. 21
347	距上点 0.5m	0. 5	0.000	0. 07
348	距上点 0.7m	0. 5	0.000	0. 07
349	距上点 0.5m	0. 5	0.000	0. 07
350	距上点 0.5m	1.5	0.003	0. 21
351	距上点 0.4m	1.5	0.003	0. 21
352	距上点 0.4m	1.5	0.003	0. 21
353	距上点 0.6m	1.5	0.003	0. 21
354	距上点 0.4m	2.5	0.008	0. 35
355	距上点 0.4m	2	0.005	0. 28
356	距上点 0.6m	2. 5	0.008	0. 35
357	距上点 0.8m	4. 5	0.025	0.63
358	距上点 0.4m	1.5	0.003	0. 21
359	距上点 0.4m	1	0.001	0.14
360	距上点 0.4m	1. 5	0.003	0. 21
361	距上点 0.9m	1. 5	0.003	0. 21
391	距边 0.5m	2	0.005	0. 28
392	距前点 0.8m	3. 5	0.015	0. 49
393	距前点 0.8m	3. 5	0.015	0. 49
394	距前点 1m	3	0.011	0. 42
395	距前点 0.8m	3. 5	0.015	0. 49
396	距前点 0.8m	4	0. 020	0. 56
397	距前点 0.8m	5.5	0.037	0. 77

哈尔滨工程大学硕士学位论文

5.4 计算与实验结果对比

把算出的等效载荷加到模型上,所得到的变形如上,选取部分实验所测 点位置,在有限元模型中,读出结果,与实验值进行对比,通过对比,找出 焊接变形规律。

在实验中,有些测量值跳跃性太大,不符合实际的焊接情况,这是由多 种原因造成的,在此略去。

 位置编号	垂直变量实验值	垂直变量计算值	误差
311	2.5	2. 36	5.60%
313	1.5	1. 47	2.00%
315	1	1. 19	19.00%
316	0.5	0. 65	30.00%
317	0.5	0. 62	24.00%
318	0.5	0. 49	2.00%
319	0.5	0. 53	6.00%
321	1.5	1. 32	12.00%
322	1.5	1.62	8.00%
323	2	1. 77	11.50%
324	2.5	2.02	19.20%
325	2	1.93	3. 50%
327	1	1.03	3.00%
329	1	1. 33	33.00%
330	1.5	1. 78	18.67%
331	2	2.17	8. 50%
341	3	2. 35	21.67%
342	1.5	1.69	12.67%

表 5.6 垂直变量实验值与计算值比较表

347	0.5	0.62	24.00%
348	0. 5	0. 49	2.00%
349	0.5	0. 53	6.00%
350	1.5	1. 37	8.67%
351	1.5	1. 41	6.00%
352	1.5	1.52	1.33%
353	1.5	1.67	11.33%
354	2.5	2. 32	7.20%
355	2	1.93	3. 50%
356	2.5	1.98	20.80%
358	1.5	1.29	14.00%
359	1	1.23	23.00%
360	1.5	1.68	12.00%
361	1.5	2.07	38.00%
391	2	1.93	3.50%
392	3. 5	2.89	17.43%
393	3. 5	3.15	10.00%
394	3	2.96	1.33%
395	3. 5	3. 41	2.57%
396	4	4.06	1.50%
397	5. 5	5. 37	2.36%
	表 5.7 收缩量实	验值与计算值比较表	र्र

哈尔滨工程大学硕士学位论文

.

•

位置编号	收缩量实验值	收缩量计算值	误差
281	1.3	1.46	12. 31%
282	1.2	1. 45	20. 83%
283	1.6	1. 45	9. 38%

284	1.3	1. 45	11.54%
285	1.2	1. 45	20. 83%
286	1.4	1.46	4. 29%
287	2.2	2.18	0.91%
288	2. 1	2.13	1.43%
289	2. 1	2. 21	5.24%
290	2. 0	2. 22	11.00%
291	2. 1	2.13	1.43%
292	2. 2	2. 21	0. 45%
293	2. 2	2. 23	1.36%
294	2.2	2.18	0.91%
295	2. 1	2.13	1. 43%
296	2.1	2. 21	5.24%
297	2.1	2. 22	5.71%
298	2.0	2.13	6. 50%
299	2.1	2. 21	5. 24%
280	2. 2	2.23	1.36%

哈尔滨工程大学硕士学位论文

通过对比,可以看出,基本能反映出焊接变形的趋势,但有些地方误差 偏大,分析原因:

- (1) 在用平尺及米尺测量时,人眼必定存在一定的误差。人工操作时也 存在误差。
- (2)由于工厂环境的限制,温度场没有实际测量,只是根据以往经验, 套用现有的焊接规范,进行模拟所得到的,因此存在一定的误差。
- (3)有限元计算的模型,认为隔板、甲板与内外板合拢时,原有的变形都已经矫正,但实际工程中,每一次的焊接变形都要保留一部分到接下来的焊接过程中,因此实验所测量的数值与计算所得的数值有

一定差异,但基本都能反映出焊接趋势。

虽然两者有差异,但是在数量级上则区别不大,因此,该计算方法是可 行的,它能通过简单的焊接构件准确的计算出复杂结构的焊接变形,有效的 指导工程上焊接变形控制。

5.5 减小变形和控制变形方法

为了提高钢材利用率,节约成本,有目的的减小焊接变形是十分有必要 的,现将控制变形的方法总结如下:

 1. 焊接结构的合理设计。在焊接结构设计时,一般除了考虑到结构的强度、稳定性以及经济性以外,还必须考虑到焊接结构在焊接时,不致出现过 大的焊接应力与焊接变形。

 2. 防止和减少焊接结构应力的工艺措施。选择合理的焊接顺序,尽可能 考虑焊缝能自由收缩。

3. 先焊收缩量最小的焊缝。对一个焊接构件来说,往往先焊的焊缝其约束度小,即焊缝收缩时受阻较小,故焊后变形较大。这样,如果将收缩量小的,焊后可能会产生较小的焊接变形的焊缝,置于先焊的地位,那么势必会减小焊接变形。

4. 采用不同的焊接方向和顺序对称焊接。一般焊接结构设计如果是对称的话,那么它的焊缝基本上也是对称布置的。可是由于焊接总有先后,随着焊接过程的进行,刚性也在不断地提高。所以,一般先焊的焊缝容易使结构产生变形,后焊的焊缝则影响小一些。这样就造成即使对称的焊件,焊后也还会出现变形的现象。为了减少这种变形的现象,故应尽可能采用对称焊接。对某些对称的焊接结构,实际上不能完全做到对称地、同时地进行焊接,可允许焊缝焊接有先后,但在顺序上应尽量做到对称,以能最大限度地减小结构变形。

5. 不对称焊缝先焊焊缝少的一侧。这是因为后焊焊缝多的一侧, 在焊后

91

的变形足以抵消前一侧的变形,以使总体变形减小。

6. 对于结构中的长焊缝,如果采用连续的直通焊,将会造成较大的变形, 这是因为对焊缝加热时间过长的缘故。因此,在可能的情况下,将连续焊改 成分段焊,并适当地改变焊接方向,以使局部焊缝造成的变形适当减小或相 互抵消,从而达到减少总体变形的目的。

5.6本章小节

利用第四章的计算结果,把所得的有限元计算结果与实验测量值进行对 比,可以发现:结构边缘变形较大,构件交接处变形较小,三甲板焊接完后, 成 S 型变形。总体来说,计算还是比较准确的,但也存在一定误差,基本反 映了焊接变形规律。对工厂的焊接工艺有了初步了解,通过计算比较,提出 了一些减小焊接变形的方法,为实际减小焊接结构焊接变形、减小预留余量 提出了一些建议。

结 论

为了提高对船体焊接变形预测的精度,提高造船效率,本文在用固有应 变等效载荷法预测船体舷侧焊接变形的基础上,对实际舷侧分段进行焊接变 形测量,通过对比计算值与测量值,找出误差原因,提出减小焊接变形方法, 进而更好地控制焊接变形。由此得到主要结论如下:

1.对 4250 集装箱船舷侧结构进行简化,根据气体保护焊规范模拟温度场,用加筋板角接焊为例,对焊接温度场进行了三维动态模拟,得到了瞬时温度场分布形式和某一截面处的各个位置的最高温度;由于焊接规范与以往的计算有一定差别,因此所得到的最高温度也偏低。得到如下结论:

(1)焊接温度场以最高温度点为中心,向其他方向递减,在热源前方过 渡急剧,后方平缓;

(2)焊接温度场在沿焊缝方向存在准稳态现象,除了热源在始焊端和止 焊端时温度变化较明显外,其它时刻温度场的形状保持不变,焊件上各点经 历的温度仅于其到热源点的距离有关;

(3)焊件上任意点的最高温度到达时间和热源经过时刻之间存在一个滞 后,并且离热源越远,滞后时间越长。

(4) 焊接规范中的焊接速度较大,因此最高温度分布偏低,从而也证明 了焊接速度与最高温度的关系:速度越大,温度越低。

 由于选取 4250 舷侧结构的对称,以及纵骨等小构件相差不大,对计算 模型简化,计算隔板、三甲板与内壳板、纵骨等结构的两种焊接顺序,各自 的横向、纵向约束度分布,分析得到:

(1)对于横向约束度,在存在交叉强构件的位置,约束度接近1.0,几乎不会产生变形;

(2) 对于纵向约束度,基本不受交叉骨材的影响,其值都很大,接近

93

1.0。意味着焊缝区的纵向变形相对横向很小。

(3)对于一些相似构件,可以只进行一次计算,认为约束度是相同的。
 3.通过基于固有应变的等效载荷法,计算了两个隔板和三甲板焊缝附近的固有应变和等效载荷的分布。把所得到的载荷加载到有限元模型上,计算出舷侧分段结构的焊接变形。

4. 到船厂进行调研,通过查阅相关书籍,了解几种常用焊接形式的焊接 原理及焊接方法,认真记录并分析平板对接焊、纵骨自动焊、CO₂气体保护 焊等焊接方式及焊接数据,把由于测量不准造成的焊接波动数据略掉,整理 并完成实验报告。

5. 把所测得的实验结果与固有应变等效载荷法算出的结果进行对比,通过对比,找出误差存在的原因,进一步提高预测精度。分析发现:

(1)在实际生产中,为了减小焊接变形,在进行纵骨焊、气体保护焊时, 预留 300mm 的焊缝不进行焊接,等大构件合拢时再进行焊接,这样大大减小 了焊接变形。

(2)有些对称的结构,在选用焊接顺序时,应严格按照规定顺序焊接, 虽然工序复杂,但可以减小焊接变形。

(3)在实际的有限元计算中,由于认为焊接是一次完成的,并且是同时 进行的,因此算出的变形略微偏大,但不影响整个计算精度。

(4)实验数据所反映的焊接变形规律与计算所得到的规律基本一致。
未来工作展望

作为本文的延伸,在今后的研究工作中需要完成以下工作:

将基于固有应变等效载荷法预测船体焊接变形更好的与实际结合,使
 之能够精确的完成对实际船体分段的焊接变形预测。

 在温度场的计算中,应该把计算机模拟与实验更好的结合,通过实验 来进一步精确温度场的模拟。由于温度场的计算是否准确,会对等效载荷的 计算有很大的影响,因此,有必要对温度场的模拟进一步完善,通过实验及 多次计算,找出更精确的焊接规范与最高温度的关系,提出更精确的公式,

94

如果可能,可以对热源模型进行简化。

5. 与船厂实际相结合,进一步积累根据不同焊接规范,以及根据实际船体分段结构形式的不同,算出更合适的约束度分布,通过多次计算,找出约束度分布规律,是否可以将约束度的计算分解为几种主要结构形式的约束度计算的叠加,如果这样可行,可以建立一些典型结构约束度分布库。

4. 基于固有应变的等效载荷计算过于繁琐,虽然比较准确,但需要大量时间进行数据处理及数据分析,并且对每一层的载荷都要算,希望今后能把 载荷的计算进一步简化,提高计算效率

5.为了更快速高效地预测焊接变形,开发一个针对大型复杂结构的焊接 变形预测的软件是目前焊接变形研究中亟待解决的问题。作为本文工作的延 伸,可将已编写的参数化语言程序串联起来,并且逐渐增加跟最终变形有关 参数,实现焊接变形仿真过程的全部参数化,软件的诞生便指日可待。将它 用于大型船体分段的焊接变形预测,必有力推动无余量造船的进度,达到提 高生产率,降低生产成本的目的。

参考文献

- [1] 刘传茂. 我们船舶工业面临的形势和挑战. 船舶工程. 2001(01)
- [2] 陈楚. 船体焊接变形. 北京: 国防工业出版社, 1985
- [3] 陈冰泉. 船舶及海洋工程结构焊接. 北京: 人民交通出版社, 2001
- [4] 汪建华,魏良武. 焊接变形和残余应力预测理论的发展及应用前景(1).焊接. 2001 (9): 5-7, 2001 (10): 4-6页
- [5] 汪建华. 焊接数值模拟技术及其应用. 上海交通大学出版社, 2003
- [6] 李鸿,任慧龙,曾骥.预测船体分段焊接变形方法概述,船舶工程.2005,5: 56-58 页
- [7] Y. Ueda, H. Murakawa, S. Gu, Y. Okumoto. Simulation of Welding Deformation for Accurate Ship Assembling (1st Report)In-plane Deformation of Butt Welded Plate. Journal of The Society of Naval Architects of Japan. 1992, Vol. 171: 395-404 (in Japanese)
- [8] Y. Ueda, H. Murakawa, Y. Okumoto. Simulation of Welding Deformation for Accurate Ship Assembling (2st Report) Influence of Initial Imperfection to Butt Welded Plate. Journal of The Society of Naval Architects of Japan. 1992, Vol. 172: 559-566 (in Japanese)
- [9] Y. Ueda, H. Murakawa, S. Gu. Simulation of Welding Deformation for Accurate Ship Assembling (3st Report) Out-of-plate Deformation of Butt Welded Plate. Journal of The Society of Naval Architects of Japan. 1994, Vol. 176: 341-350 (in Japanese)
- [10] Y. okumoto, I. kanazawa, H. Yanai. Study on Plate Deformation due to Fillet Welding at Sub-assembly Stage. Journal of The Society of Naval Architects of Japan. 1995, Vol. 177:339-346
- [11] H. Murakawa, Y. Luo, Y. Ueda. Prediction of Welding Deformation and Residual Stresses by Elastic FEM Based on Inherent Strain (1st)

Report)Mechanism of Inherent Strain Production. Journal of The Society of Naval Architects of Japan. 1996, 180: 739-751P

- [12] C. D. Jang, C H Lee and D E Ko, Prediction of Welding Deformations of Stiffened Panels. Engineering for the Maritime Environment, 2002, Part M:J 133-143P
- [13] Seung II Seo and Chang Doo Jang. A Study on the Prediction of Deformation of Welded Ship Structures. Journal of Ship Production. 1999, 15(2):73-81P
- [14] Chang Doo Jang, Seung II Seo, Dae Eun Ko. A Study on Prediction of Deformations of Plates Due to Line Heating Using a Simplified Thermal Elasto-Plastic Analysis. Journal of Ship Production. 1997, 13(1): 22-27P
- [15] 龚曙光主编. ANSYS 工程应用实例解析. 北京:机械工业出版社, 2003: 312-327 页
- [16] 曾骥. 加筋板结构焊接变形预报方法研究. 哈尔滨工程大学硕士学位论 文. 2004
- [17] 李鸿. 基于固有应变的船体分段焊接变形预测. 哈尔滨工程大学博士学 位论文. 2005
- [18] 李巧彦.参数化的船体平板分段焊接变形预测.哈尔滨工程大学硕士论 文.2007
- [19] 姜永. 基于固有应变的船体曲板焊接变形预测. 哈尔滨工程大学硕士论 文. 2007
- [20] [德]D. 拉达伊. 焊接热效应. 北京: 机械工业出版社, 1997
- [21] C. H. Lee. Prediction of Welding Deformation of Ship Hull Panel Blocks using Equivalent Loading Method based on Inherent Strain. Doctor thesis. 2002
- [22] T. Belytschko and T. J. R. Hughes (ed.). Computational Methods for

Transient Analysis, North-Holland, 1983

- [23] B. A. B. Andersson. Thermal Stresses in a Submerged-Arc Welded Joint Considering Phase Transformations. ASME J. Engineering Materials and Technology, 1978, 100:356-362P
- [24] 莫春立, 钱百年, 国旭明等. 焊接热源计算模式的研究进展. 焊接学报, 2001. 22(3):9396
- [25] 陈楚等. 数值分析在焊接中的应用. 上海:上海交通大学出版社, 1985, 1287
- [26] 张文钺. 焊接传热学. 北京: 机械工业出版社, 1989
- [27] J. M. J. McDill, A. S. Oddy. Finite Element analysis of weld distortion in carbon and stainless steels, Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 1990, 25(1):51-53P
- [28] M. B. Hsu. Analysis of welds by the finite element method, ASME winter annual meeting, Numerical Modeling of Manufacturing Processes, 1977:97P
- [29] C. D. Jang, C H Lee and D E Ko, Prediction of Welding Deformations of Stiffened Panels. Engineering for the Maritime Environment, 2002, Part M:J 133-143P
- [30] 曾骥. 加筋板结构焊接变形预报方法研究. 哈尔滨工程大学硕士学位论 文. 2004
- [31] ANSYS. Inc. ANSYS nonlinear analysis guide. ANSYS. inc., 2001
- [32] C. H. Lee. Prediction of Welding Deformation of Ship Hull Panel Blocks using Equivalent Loading Method based on Inherent Strain. Doctor thesis. 2002
- [33] 史耀武. 焊接技术手册. 福州: 福建科学技术出版社, 2003: 501-510 页
- [34] 王长利. 焊接温度场和应力场的数值模拟. 沈阳工业大学硕士学位论 文. 2005, 3

- [35] 宋天民. 焊接残余应力的产生和消除. 中国石化出版社, 2005.1
- [36] Y. Ueda and M. G. Yuan, Prediction of residual stresses in butt-welded plates using inherent strain, ASME J. Engineering Materials and Technology, 1993, 115:p. 417-423
- [37] 张文钺. 焊接传热学[M]. 北京: 机械工业出版杜. 1989, 11-31.
- [38] 马继,陆皓,汪建华.预测焊接变形几种方法的比较.造船技术,2002,(1):27页
- [39] 武传松. 焊接热过程数值分析. 哈尔滨:哈尔滨工业大学出版社, 1990
- [40] 薛勇,张建勋. 基于 ANSYS 软件的焊接变形工程预测. 焊接技术, 2001, (30) 增: 25-26页 '
- [41] K. W. Mahin, S. MacEwen, W. Winters, W. Mason, M. Kanouff and E. A. Fuchs. Evaluation of residual stress distributions in a traveling GTA weld using finite element and experimental techniques, Proc. Modeling of Casting and Welding Processes IV, The Minerals, Metals&Materials Society, 1988, 339P
- [42] 陈楚等. 数值分析在焊接中的应用. 上海:上海交通大学出版社, 1985, 1287

攻读硕士学位期间发表的论文和取得的科研成果

参与科研项目:

- [1] 中国船级社委托项目,船舶应急响应系统(ERS)建模
- [2] 南海挑战号半潜平台(FPS)强度评估
- [3] "飞跃号"等老龄船结构强度评估
- [4] 基于 CSR-JTP 规范, 三舱段结构计算

致 谢

本论文从最初的选题到最后的论文撰写,都是在导师任慧龙教授的悉心 指导下完成的。导师广博的学识、严谨的治学态度、高度的敬业精神、求实 的学风、谦虚谨慎的做人原则,不仅在学术上帮助我成长,更重要的是他那 令人钦佩的人品,让我深深体会到该如何去做一个人,该如何认真的去工作。 在两年多的研究生学习过程中,我不仅学到了丰富的理论知识,更重要的是 学到了一种学习的方法和对待学习、工作的态度。在本论文完成之际,作者 向导师致以深深的敬意和由衷的感谢!

同时,由衷地感谢李鸿老师对于论文工作的巨大帮助,从选题到论文的 完成都离不开李老师的耐心讲解和热心指点,李老师的论文和程序也是本文 工作的基础,在此向李老师表示深深的谢意。

在论文工作期间,冯国庆博士、李辉博士、刘文玺博士和李陈峰博士等 对作者的研究工作也给予了帮助,提出了许多宝贵的意见和建议。在此,作 者向他们表示衷心的感谢!

感谢张健、潘小兵、绍启会、牛松、刘成名、赵路、陈北燕、李文丹等 在论文工作期间对作者的支持与帮助。

感谢 102 教研室赵开龙等师弟和师妹们在作者论文完成期间所给予的大 力支持。

论文的完成与父母和家人在精神上和物质上的支持是分不开的,有他们 作坚强的后盾才使我完成了学业。

再次向在作者多年的求学过程中给予作者关心、支持和帮助的各位老师、 亲友和同学们表示由衷的感谢!

101