

摘要

冷弯成形加工是船舶工业普遍采用的对型材等构件进行弯曲加工的一种成形工艺。T 型材是船舶结构的主要构件，它能够最合理的使用材料而得到最高的强度，并且能使结构具有良好的对称性。由于构成舳部分段的 T 型材一般要求具备一定的曲度，所以在装配之前都需要进行弯曲成形加工。T 型材的先焊后弯工艺可以节约大量的材料和劳动力成本，具有明显的优势。然而在 T 型材反弯时，腹板边缘由于受到的切向压应力过大容易导致塑性失稳，产生起皱现象。起皱严重影响型材的成形质量，并使结构强度大大降低。因此本文采用有限元数值模拟技术，对 T 型材冷弯成形加工过程中失稳起皱的产生机理和 T 型材尺度参数对失稳起皱的影响规律进行了深入的研究。该研究对 T 型材冷弯成形工艺参数的选取和优化具有重要的理论意义和参考价值。本文的主要内容如下：

分析和解决 T 型材冷弯成形三维有限元建模过程涉及的关键技术问题，基于 ANSYS/LS-DYNA 三维动态显式有限元模拟软件平台建立了既符合实际又兼顾计算精度和计算效率的有限元模型。对所建模型进行计算并与文献中的试验结果进行对比验证，结果吻合良好。该模型的建立为研究失稳起皱的产生机理和 T 型材尺度参数对失稳起皱的影响规律奠定了基础。

针对建立的有限元模型，获得了 T 型材冷弯成形过程中切向应力和等效应变分布云图，分析成形过程中材料的变形行为和起皱产生的机理，追踪压缩变形区不同单元的应力应变位移随着弯曲的进行变化曲线，发现了失稳起皱分叉点位于较小弯曲曲率阶段，并准确的描述了起皱模态的发展过程。为研究失稳起皱的影响参数提供了依据。

基于所建立的有限元模型，设计一系列不同腹板厚度的计算条件，对 T 型材冷弯加工成形进行有限元模拟，对比计算结果得出，腹板厚度越大，就越不容易起皱，并用 MATLAB 拟合了计算数据得到腹板厚度与分叉点处最大切向压应力和最小相对弯曲半径之间的关系公式；设计剖面模数相差不多的 7 组不同腹板宽厚比的计算条件，进行模拟分析得出，宽厚比越大，越容易发生失稳起皱，然后将计算结果进行公式拟合，得到腹板宽厚比与分叉点处最大切向压应力和最小弯曲半径之间的关系公式。

关键词：T 型材，冷弯加工，失稳起皱，有限元模拟，参数分析

Abstract

Cold bending process is one forming technique widely used in shipbuilding industry to bend structural components. Being major component of flat sections, T section can provide high strength reasonably using less material, and maintain good symmetrical characteristic, which makes it more and more popular in the use of hull structural. Most T sections should be bent before assembling to meet a certain curvature requirement. The technique first welding together then bending for T sections can save a lot of material and labor cost, and has outstanding advantages. However, plastic instability and wrinkling may occur in web if excessive tangential compressive stress reached when T section under convex bending. Wrinkling is one of the major defects and may cause structural strength to sharply decrease. Thus the wrinkling mechanism and the influencing laws of dimensional parameters on wrinkling in the bending process have been investigated thoroughly by using FEM simulation technology. The achievements of the research have theoretical significance and reference value for the selection and optimization of T section dimensional parameters. The brief introduction and major results are as follows:

Key technological problems of modeling in cold bending process of T sections are analyzed and solved. A three dimensional dynamic explicit FE model of the process has been established based on ANSYS/LS-DYNA software platform. Both computation accuracy and efficiency are taken into account. And then verify the reliability of the model by comparing the calculation result and experiment result in reference. The success of establishing the model makes a solid foundation for the research of wrinkling mechanism and the influencing laws of dimensional parameters on wrinkling in the bending process.

For the mode established above, tangential stress and effective strain distributions of T section in bending process are obtained. The plastic deformation behavior and wrinkling mechanism have been analyzed, and stress, strain, and displacement of different element in compressive area have also been tracked. The result indicates that wrinkling occurs in the primary stage of bending, and wrinkling

development has been precisely described, which provides a basis for systematic study on influencing parameters of wrinkling.

Based on the FE model, nine series of calculation conditions with changing web thickness under uniform web height and seven series with different width-thickness ratio of web under same section modulus are simulated. The results show that it is more difficult for wrinkling when the web is thicker and the ratio is smaller. Then based on results, fitted formulas are obtained to reveal the maximum tangential stress and minimum relative bending radius at bifurcation points changing with thickness and the width-thickness ratio of web, and their curves are plot.

Key words: T section, cold bending process, wrinkling, FE simulation, parameter analysis

独创性声明

本人声明,所提交的论文是本人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。据我所知,除了文中特别加以标注和致谢的地方外,论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果,也不包含为获得武汉理工大学或其它教育机构的学位或证书而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中明确的说明并表示了谢意。

研究生签名: 张文贤 日期: 2010.5.25

学位论文使用授权书

本人完全了解武汉理工大学有关保留、使用学位论文的规定,即:学校有权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。本人授权武汉理工大学可以将本学位论文的全部内容编入有关数据库进行检索,可以采用影印、缩印或其他复制手段保存或汇编本学位论文。同时授权经武汉理工大学认可的国家有关机构或论文数据库使用或收录本学位论文,并向社会公众提供信息服务。

(保密的论文在解密后应遵守此规定)

研究生(签名): 张文贤 导师(签名): 黄进 日期: 2010.5.25

第 1 章 绪论

1.1 引言

塑性成形技术，是通过施加力场或同时辅以温度场使材料实现成形和性质改变，在材料加工工程中起着重要的作用。随着经济全球化、知识经济和绿色制造的蓬勃发展，塑性成形加工技术领域既面临严峻挑战又充满机遇，迫切需要发展先进塑性成形技术，同时改造传统的成形技术，使产品朝着轻量化、高强度、高精度、高效、低耗以及数字化和智能化的方向发展。先进塑性成形技术的仿真，涉及材料学、力学、机械与计算机等学科的交叉耦合，具有技术密集、高增值和知识密集的特点，是先进制造技术的重要支柱技术，在推动我国科技、经济和国防现代化发展的进程中起着重要的作用。新的世纪，塑性加工的范围的不断扩大和塑性加工的零件精度不断提高，要求对成形过程必须进行科学定量的分析。

冷弯加工是塑性成形技术的一种，它是指在常温下对坯料进行弯曲轧制，以达到各种曲度和形状的产品，型材的冷弯加工在船舶、航空、航天业具有广泛的应用。型材的曲度、形状对产品的装配以及结构的强度会产生很大影响。起皱是材料成形过程中决定成形极限最主要的缺陷之一，它不但严重影响成形件的成形质量、精度，而且还会直接导致后续成形过程不能进行。由于成形过程的变形特征和多因素交互耦合的复杂性，有必要对型材冷弯成形过程中的失稳起皱现象进行研究，深入解释起皱产生机理，对失稳起皱进行预测和有效控制，探讨成形参数对由失稳起皱所决定的最小弯曲半径即成形极限的影响规律。这是该成形技术研究和发​​展迫切需要解决的关键问题。

本章通过对文献的综述，主要介绍薄壁件成形过程中失稳起皱现象的研究现状和成果，从中探讨了起皱产生的机理，阐述了主要的研究方法和塑性加工过程有限元数值模拟技术的研究概况，并在此基础上，阐明了本课题的选题背景和意义，确定了本课题的主要研究内容和采用的研究方法。

1.2 文献综述

1.2.1 薄壁件成形过程失稳起皱的研究现状

T 型材是薄壁零件的一种，薄壁件是指以板料、管材或型材为毛坯成形的零件，在各制造行业中有着广泛应用。近一个世纪以来，国内外的科技工作者对薄壁零件尤其是板材与管材的加工过程中的塑性失稳起皱现象进行了深入的研究，取得了一系列的进展。但是针对 T 型材的失稳起皱研究并不多，不过无论是板材、管材还是型材，弯曲中的起皱现象都是属于的塑性失稳问题范畴，所以对板材与管材的研究可以对 T 型材的研究提供不错的借鉴意义。

早在 1928 年，Geckeler^[4]开创了薄壁零件成形过程中起皱现象研究的先河。他研究了拉深过程中没有压边力的法兰起皱现象，得出了用于计算临界压应力与临界波数的近似公式。1980 年 Yoshida^[5]提出了 YBT 试验（Yoshida buckling test），掀起了对起皱研究的高潮。在起皱研究的早期阶段，试验在探索起皱的主要因素及起皱的形成与消除过程中起着重要的作用，本质上它是一直寻求逐步逼近工作压应力等于临界压应力时的未知工艺参数的方法，YBT 试验作为一种决定板料变形趋势的预报方法受到高度重视，但是实践证明 YBT 试验等类似经验方法不是有效的起皱预报方法，对于简单的成形过程，试验方法可能获得较好的结果，但是对于复杂的成形过程，试验不是很有效，另外，试验也有成本高，精度低、效率低等不足之处。不过实验研究经常与数值分析相结合。E. Corona 等^[6]用实验和数值分析的方法研究了 T 型材在纯弯曲下的失稳行为，分析了工艺参数和型材尺度对起皱的影响，并指出材料性质会随着加载不同而变化。

1956 年，Senior^[7]提出了能量法，随后对诸如拉深过程的法兰起皱与侧壁起皱等起皱问题临界条件的研究提供了重要的方法，Senior 用能量法求解了 Geckeler 研究的起皱问题，提出了精确的起皱临界压应力计算公式。能量法预测起皱的基本步骤为：（1）用能量法计算临界起皱能 W ；（2）用有限元法计算塑性变形能 T ；（3）比较 W 与 T 的大小，当 T 大于 W 时，起皱将发生。Yu 与 Johnson^[8]用二维起皱模型求解了拉伸过程法兰起皱的临界条件，得到了起皱的普通解。Yossifon^[9]研究了液压拉伸过程中起皱的临界条件，并提出了用液压压边对法兰起皱的抑制。胡世光^[10]等采用二维起皱模型与能量法研究了拉深过程

中最小无皱压边力,进一步获得了考虑各向异性与硬化的起皱规律。余同希采用简化的塑性较线法研究了圆管弯曲试件局部屈曲的能量解析解。文献^[11-13]对纯弯情况下柱壳的局部起皱现象进行了研究,获得了出现该起皱现象的临界压应力。Cao与Wang^[14]提供了一种用于评价复杂成形过程失稳起皱的通用工具。除了预测法兰起皱与直壁起皱外,在预测管成形、板料成形过程中的起皱问题,能量法也有广泛的应用。M. Yoshida^[15]求解矩形管弯曲过程中起皱的临界压应力便是一个典型的例子。熊志卿^[16]对杯拉深承载极限做了大量的研究,运用能量法导出了拉深失稳载荷的通解,并考虑板材厚向异性、加工硬化和凸模几何尺寸的影响。所得的数据与实验结果误差较小。大量学者的研究表明,能量法在预测起皱临界条件方面是可靠实用的,是求解薄板弯曲和稳定问题的有效方法。能量法是试验、解析、数值分析相结合的方法,可以研究多因素对起皱的影响。能量法不仅简便,计算效率很高,更加适合实际应用。在自行开发的专业有限元软件中常常采用能量法。

1958年Hill^[17]提出了弹塑性材料唯一性的充分性条件,它提供了研究起皱的另外一种重要方法,特别是在追踪后续起皱行为方面是一种十分有效的手段。在此理论中认为,起皱是在加载过程中偏离基本平衡路径(从零载荷开始的路径)而进入次级平衡路径,在宏观上表现为材料从面内变形开始发展为面外变形,如图1-1所示。Hutchison^[18,19]采用细化了的Hill分叉理论,获得了用于薄板与薄壳的分叉理论。Triantafyllidis^[20]将其应用于法兰起皱的研究上,得到了比较可靠的结果。Tugcu^[21]用Hill分叉条件与DMV(Domnell-Mushtari-Vlasov)壳理论分析了平板起皱的临界条件。Kyriakids和Ju^[22]对管纯弯情况下的起皱进行了预测,预测结果与试验结果吻合较好。Peek^[23]采用三维连续体有限应变理论分析了管在纯弯状态下出现的起皱现象。通过比较小应变理论和有限应变理论的预测结果发现采用名义应力应变关系时小应变近似理论获得的预测结果较好。基于分叉条件的预测方法跟踪后续起皱行为(Post buckling Behavior)的能力强,这对于一些成形过程的分析是至关重要的。然而,该法用于预测起皱临界条件时,它的预测结果在很大程度上依赖于对有限元模拟中关键问题的处理,算法较为复杂,计算时间消耗也很大,这些都限制了它在实际中的应用。

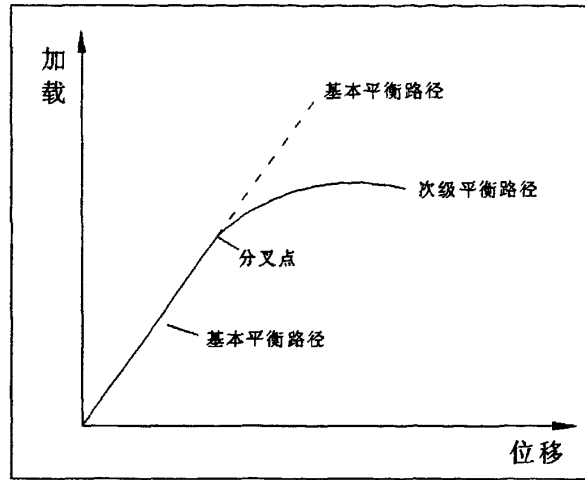


图 1-1 平衡路径分叉点示意图

除了试验、能量法和 Hill 分叉理论以外，1989 年 Zhang^[24]提出了一种主要基于动力准则预测起皱的方法。实际上，动力准则比其它方法更能揭示起皱行为的本质，然而动力准则在实际应用中有很大的困难。因此，该方法很少用于求解起皱问题。

1.2.2 失稳起皱有限元模拟技术的研究概况

金属塑性成形过程是多因素交互耦合作用的复杂物理过程，涉及力学的三大非线性问题：几何非线性，即成形加工中产生大位移、大转动或大变形；物理非线性，即材料应力应变关系的非线性；边界非线性，即模具与工件产生的接触摩擦引起的非线性关系。因此试验方法和解析方法很难对复杂的成形过程进行定量分析。目前应用最广泛的和成熟的就是在 70 年代兴起，80 年代获得很大发展的有限元法，已成功应用于金属体积成形，板料成形和注塑成形等工艺过程的分析中。

T. Wello^[25]等人运用弹塑性有限元软件 ANSYS 隐式算法模拟分析了铝合金单、双室矩形截面管的绕弯过程，研究了弯曲半径和摩擦对外侧翼板的塌陷和回弹影响。Paulsen^[26]等采用有限元软件 MARC5.2 对挤压铝合金矩形截面管的绕弯和拉弯过程进行了三维弹塑性数值模拟，研究了材料、工艺及模具参数对成形过程的影响，结果表明，一般的等效宽厚比是影响截面局部畸变的主要因素，采用预拉工艺能减少起皱和回弹，减少应变硬化指数和增大轴向力有助于回弹的减少。Arid H. Clausen^[27]等人采用商用软件 LS-DYNA 对铝合金矩形

管拉弯过程进行了有限元分析, 得出矩形管弯曲过程中的截面变形主要是由几何参数控制。文献[28]建立的管热弯成形过程的有限元分析模型, 并开发了专业的三维有限元程序, 可用于分析、预报管材成形后的畸变情况。YANG^[29]采用 PAM-STAMP 初步分析了数控弯管过程, 发现管坯与防皱块之间的间隙是影响起皱的重要因素, 而随着弯曲半径的减小, 截面畸变率和壁厚减薄率将会增大。

目前在预测薄壁件成形中的失稳起皱问题中, 大型的商用有限元软件已经可以较好的提供预测, 如基于增量法动态显式软件 LS-DYNA、PAM-STAMP、OPTRIS、ABAQUS 等, 静态显式算法软件 ITA3D, 静态隐式算法软件 MTLFRM 等也可以较好的预报板料冲压成形中的起皱缺陷。由于商用有限元软件在具体应用时往往需要进行大量的二次开发, 以及需要花费较大的前期投资和后期维护资金, 因此自行开发专业的有限元软件在许多领域仍然处于重要的地位^[30]。精有限元为主的数值模拟方法为薄壁件失稳起皱的研究提供了十分有效的手段, 但是如何使其分析结果可靠、有效及方便应用, 从而最终成为实际生产工艺参数优化和设计的主要参考依据, 仍然是一个十分挑战性的工作。

1.3 本文选题的背景与意义

船舶工业是基础性建设重型工业, 为关乎国家经济命脉的航运业、国防事业等提供技术装备, 并可以带动钢铁、装备制造等产业的发展。21 世纪以来, 全球经济的良好发展和航运市场的繁荣给船舶工业带来无限的发展机遇。我国的船舶工业也进入发展的快车道, 造船规模逐步增大, 产品的产量逐年增长, 订单量完工量连续多年超过日本韩国, 成为造船第一大国。行业的繁荣也对我国的船舶工业技术奠定了深厚的基础, 目前我国已具备各种船型的自主开发能力, 在高附加值船舶和海洋平台等领域也得到了突破性的发展, 许多大型船舶制造企业工程管理已具备国际领先水平。然而金融危机的滞后影响也开始对船舶行业带来冲击, 2008 年以来, 新船订单量大大缩减, 许多船东出现资金链困难, 履约交船的风险增大。去年国务院通过了船舶工业调整振兴规划^[31], 指出要加快船舶工业调整和振兴, 采取积极的支持措施, 稳定造船订单, 化解经营风险, 确保产业平稳较快发展。可以说, 在国家宏观调控政策的指引下, 船舶工业正步入一个健康稳定发展的轨道。

船舶与海洋结构物是一种大型金属结构物, 其中大部分结构零件是用板材、

型材和管材通过冷弯加工成形的。它们成形的质量直接影响着结构物的型线光滑、结构强度。T 型材是构成船舶骨架的基本构件，它能够最合理的使用材料而得到最高的强度，且能使结构具有良好的对称性，在船体结构中的使用范围愈来愈广泛。T 型材一般都是由面板和腹板焊接而成的，在实际加工中，T 型材的先焊后弯工艺可以节约大量的材料和劳动力成本，具有明显的优势。然而在 T 型材反弯时，腹板边缘由于受到的切向压应力过大，容易导致塑性失稳，产生起皱现象，严重影响型材成形的质量，并使结构强度大大降低。根据塑性弯曲理论可知，起皱产生与型材的尺度参数有着很大的关系，然而 T 型材尺度目前还没有形成标准，在实际生产中其腹板高度和厚度会有多种组合方式，一般均为船厂自行焊制。为了确保先焊后弯工艺的顺利进行，有必要对 T 型材加工过程中的工艺参数进行优化，在不同的相对弯曲半径下求解最小的腹板厚度和宽厚比，前提是在不发生失稳起皱的条件下，为以后可能会出台的 T 型材的尺度标准提供理论依据。

本文采用 ANSYS/LS-DYNA 软件平台，对 T 型材冷弯加工成形过程进行数值模拟，结合理论分析对 T 型材失稳起皱进行研究，进而解释失稳起皱产生的规律，分析尺度参数对 T 型材冷弯成形中失稳起皱的影响；通过对模拟数据的处理，得到影响起皱尺度参数之间的量化的关系式；所以本文不仅具有相当的实用价值，还填补了对 T 型材这一特定薄壁件研究的缺乏。

1.4 本文的主要研究内容

(1) 以肋骨冷弯机的弯曲机理为原型，考虑材料属性、弯曲模和接触边界条件等有限元关键技术因素的影响，建立既符合生产实际又兼顾计算精度和计算效率的 T 型材冷弯加工成形三维有限元模型。

(2) 采用 ANSYS/LS-DYNA 软件平台，对 T 型材冷弯成形典型过程进行有限元数值模拟，分析成形过程塑性变形区随弯曲进程的变化规律，描述了塑性变形行为和失稳起皱产生的机理，获得失稳起皱产生的区域及起皱模型随弯曲进程的变化规律。

(3) 设计一系列腹板厚度和宽厚比的计算条件，对 T 型材冷弯成形失稳起皱进行数值模拟，获得腹板厚度、宽厚比对失稳起皱的影响规律；对获得的数据进行拟合，得到量化的关系式。该结论对实际生产加工有重要的参考价值。

第 2 章 T 型材冷弯加工成形及有限元理论基础

2.1 引言

T 型材冷弯加工成形是一个多因素相互作用影响的复杂非线性塑性成形过程，要对 T 型材冷弯加工过程进行数值模拟，首先必须要对冷弯加工过程进行理论分析，充分地认识和理解 T 型材冷弯加工成形过程，熟练掌握 T 型材冷弯成形的基础知识，充分了解所采用的数值模拟方法和手段。这对建立一个既符合实际又兼顾计算精度和效率的 T 型材冷弯加工成形过程三维有限元模型是至关重要的。为此，本章对建模所需要的 T 型材弯曲成形基本知识和动态显式弹塑性有限元理论进行简要阐述。

2.2 三支点肋骨冷弯机的弯曲机制

本课题以武汉理工大学造船工艺及设备研究所研制的 JXS 系列肋骨冷弯机的弯曲机制为模型进行研究，属于三支点肋骨冷弯机，其弯曲机制如图 2-1 所示^[2]。

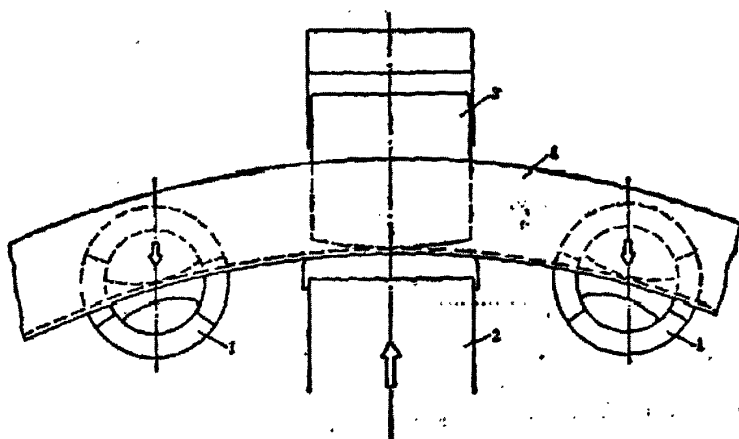


图 2-1 三支点弯曲机制

1-侧弯曲模 2-中弯曲模 3-活动导模 4-被加工型材

加工型材时，将型材放入三个弯曲模的支点中，由侧弯曲模支撑住型材，

中弯曲模用油缸活塞驱动，可在前后两个方向对型材施加弯曲力，当一段型材弯曲成形后，由进料装置再将型材送进一段，这样逐段弯曲加工，直到整根肋骨加工完毕。为防止型材加工中出现的各种成形缺陷，如旁弯、倒边、皱折等，弯曲模由夹紧油缸提供夹紧力施加在型材上，弯曲油缸带动中弯曲模运动，对型材施加水平弯曲力；侧夹紧油缸与侧弯曲模固定不动，对型材形成三支点弯曲。侧弯曲模起着固定型材的作用，限制型材在纵向、横向和垂向的位移，但是为了适应工件在弯曲时的位置变化，侧弯曲模一般设计成可以回转的形式。

2.3 T 型材冷弯成形的理论分析

2.3.1 基本假设

T 型材的冷弯加工属于塑性弯曲，其应力应变状态十分复杂，为了便于对其进行理论分析，有必要做出一些简化和假设^[1]。本文理论分析基于以下基本假设：

- (1) 不考虑体积力（重力和惯性力）的影响；
- (2) 材料不可压缩,体积保持不变；
- (3) 在弯曲过程中，T 型材截面保持平面不变，即平断面假设；
- (4) 只考虑切向应力 σ_θ 的作用，不考虑其他应力分量对屈服条件的影响。

2.3.2 T 型材冷弯加工弯曲过程分析

图 2-2 表示 T 型材截面的相关几何要素，包括面板宽度 b 、面板厚度 t_f 、腹板高度 h 、腹板厚度 t_w 。如图 2-3 所示将 T 型材在弯矩 M 作用下弯曲至一定曲率 k ，型材两端约束关于纵轴和垂向的旋转。

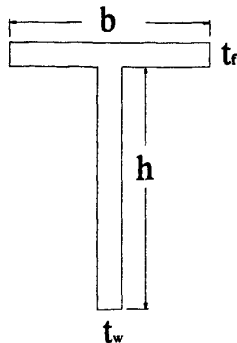


图 2-2 T 型材截面示意图

T 型材冷弯加工过程中，在外部弯矩 M 的作用下，型材的曲率开始发生变化。变形区内缘的材料由于受到切向压应力的作用，产生压缩变形；变形区的外侧，即面板侧，由于受到切向拉应力的作用，产生拉伸变形。在弯曲的初始阶段，外部弯矩较小，其在型材变形区内只发生弹性变形；随着弯曲力矩的不断增大，型材变形区的内缘材料首先进入压缩塑性变形状态，紧接着是变形区的外缘材料进入拉伸塑性变形状态，塑性变形区随着外部弯矩的增大逐渐向中性层靠近；变形从开始的弹性弯曲过渡到弹塑性弯曲。其切向应力的变化如图 2-3 所示。

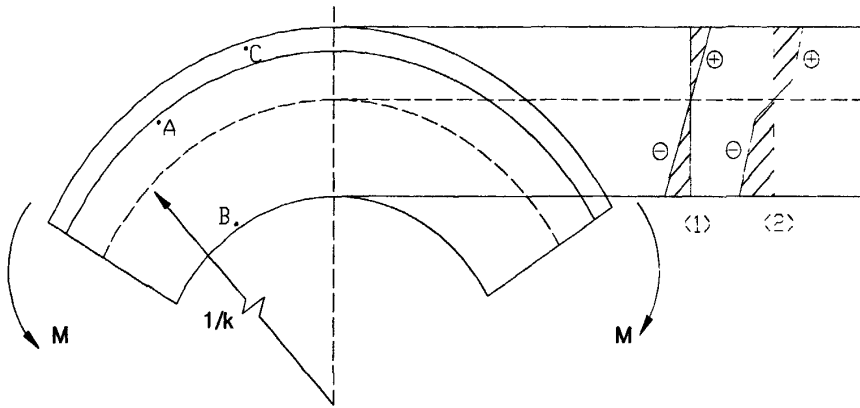


图 2-3 各变形阶段 T 型材变形区截面上的切向应力分布
(1) 弹性弯曲 (2) 弹塑性弯曲

2.2.3 T 型材冷弯加工应力应变状态分析

塑性弯曲时，随着变形程度的增加，除了切向应力应变之外，径向和厚向应变也有了显著发展，取 T 型材弯曲外侧拉伸变形区的腹板上任一点 A，取 T 型材弯曲内侧压缩变形区的任一点 B，取面板上任一点 C，为研究对象，如图 2-3 所示，对 T 型材腹板弯曲成形应力应变状态进行分析。

2.2.3.1 应变状态分析

弯曲时，主要依靠中性层内外纤维的缩短与伸长，所以切向主应变 ϵ_θ 是绝对值最大的主应变，根据塑性变形体积不变条件可知，沿着腹板的径向和厚向，必然产生与 ϵ_θ 符号相反的应变，对于 A、C 点，切向应变为拉应变，则径向和厚向应变 ϵ_r 、 ϵ_t 为压应变；对于 B 点，切向应变为压应变，则径向和厚向应变 ϵ_r 、 ϵ_t 都为拉应变。

2.2.3.2 应力状态分析

切向上, 外缘变形区受拉, 内缘变形区受压; 径向上, 由于纤维之间相互压缩, 产生了径向压应力 σ_r , 在腹板边缘表面, $\sigma_r = 0$, 由表及里逐渐递增, 在中性层处达到最大值。A、C 点都处于拉伸变形区, 但是其应力状态并不相同, 点 A 的应力状态是: 径向受压应力, 切向与厚向受拉应力; 点 C 的应力状态是: 切向受拉应力, 径向与厚向两个方向是受压应力; 点 B 的应力状态是: 切向和径向两个方向受到的是压应力, 厚度方向受拉应力。

2.4 有限元法理论

2.4.1 有限元法简介

在研究金属塑性成形加工涉及到的各种问题中, 有限元法是一种最有效的数值模拟方法。相对于其他数值方法来说, 有限元法可以比较精确的计算出速度场、应变场、应力场等各种场变量, 并可以在一定的计算条件和判断准则下, 进一步对成形过程进行优化控制, 从而对工艺分析提供科学的依据。随着计算机技术的迅速发展, 有限元法已经成为解决塑性成形问题最为广泛采用的方法。

有限元法的指导思想主要是: 离散化, 将连续的变形体进行分割, 离散成一定数量的单元, 单元的形状原则上是任意的, 单元与单元通过节点铰接, 传递相互之间的作用; 分片近似计算, 通过分割单元的形状函数以及离散网格点的函数值, 建立一定的函数关系, 近似求解分割单元任意点的某个物理量; 集成求解, 获取单个单元的函数之后, 通过对所有单元的进行集成计算, 可以得到一个与有限个单元节点相关的总体方程, 求解该方程, 就得到有限个单元的未知量, 即整个连续体该物理量的近似解。也就是说, 有限元的思想, 是将一个复杂的连续体离散成有限个单元, 用相对简单的泛函求解这有限个单元并集成, 逐步逼近连续体的解。

在工程和物理问题的数学模型确定以后, 采用有限元法解题的步骤如下:

(1) 离散连续体。首先根据所研究问题的具体情况, 把要求解的连续体离散成一定数目的单元, 合理的选择单元类型、数量、大小和单元之间的排列, 就可以比较准确地模拟所研究的连续体。

(2) 根据问题的具体情况筛选节点与单元各点位移的函数, 保证数值计算结果的精确度。

(3) 按照变分原理，建立单元的刚度矩阵或能量泛函。

(4) 建立整体方程。由各单元的刚度矩阵集成整个变形体总刚度矩阵，以及由单元节点力矩阵集成总载荷矩阵，从而建立表示整个变形体的节点位移和总载荷关系的联立方程组。

(5) 解上述方程组，求未知的节点位移。

(6) 由节点位移，利用几何方程和物理方程，求整个变形体的应变场、应力场，并根据问题的需要，求解各种参数。

正是由于有限元方法计算的准确性和可靠性相当高，有限元法在科学与工程计算领域有十分广泛的应用。目前比较流行的有限元计算方法主要有静力隐式算法和动力显式算法。相对于静力隐式算法，动力显式算法在计算某些复杂问题时有着相当的优越性。它采用显式时间积分的中心差分算法，使有限元方程在显式状态进行计算，避免了繁杂的平衡迭代。动力显式算法采用质量矩阵集中的方法避免求解联立方程组，大大提高计算效率，另外动力显式算法还有占有计算机内存较小，程序简单，容易实现并行化的优点，现在已发展成为金属塑性成形分析普遍采用的计算方法。

2.4.2 动力显式方法虚功率方程

虚功原理是动力分析的基础，在动力显式算法中，材料的运动学微分方程为：

$$\frac{\delta \sigma_{ij}}{\delta x_j} + p_i - \rho u_i'' - cu_i' = 0 \quad (2-1)$$

式中， ρ 是材料的密度， c 是阻尼系数， u_i' 和 u_i'' 分别是材料内任意一点的速度和加速度， p_i 是作用在该点上的外力， σ_{ij} 是该点处的 Cauchy 应力。

根据散度定理和边界条件，可以得到系统的虚功率方程为：

$$\int_V \rho u_i'' \delta u_i' dV + \int_V cu_i' \delta u_i' dV = \int_V p_i \delta u_i' dV + \int_\Gamma q_i \delta u_i' d\Gamma - \int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij}' dV \quad (2-2)$$

式中， $\delta u_i'$ 是虚速度， $\delta \epsilon_{ij}'$ 是对应于 Cauchy 应力 σ_{ij} 的虚应变速率。

2.4.3 动力显式算法有限元方程

把材料离散成 m 个单元，对于任一单元，有 α 个节点，取其形函数为 N^α ，单元内任意点的位移分量 u_i 、速度分量 u_i' 和加速度分量 u_i'' 分别为：

$$\begin{cases} u_i = N^\alpha u_i^\alpha \\ u_i' = N^\alpha u_i'^\alpha \\ u_i'' = N^\alpha u_i''^\alpha \end{cases} \quad (2-3)$$

由几何方程可得

$$\varepsilon_{ij}' = B_j^\alpha u_i'^\alpha \quad (2-4)$$

式中, u_i^α 、 $u_i'^\alpha$ 和 $u_i''^\alpha$ 分别为节点 α 的位移分量、速度分量、和加速度分量, B_j^α 为应变几何张量。

将(2-3)式和(2-4)式代入(2-2)式可得:

$$\int_{V_e} \rho N^\alpha N^\beta dV u_i''^\alpha + \int_{V_e} c N^\alpha N^\beta dV u_i'^\alpha = \int_{V_e} p_i N^\beta dV + \int_{\Gamma_e} \rho N^\alpha N^\beta d\Gamma - \int_{V_e} \sigma_{ij} B_j^\beta dV \quad (2-5)$$

写成矩阵形式为:

$$\int_{V_e} \rho N^T N dV u'' + \int_{V_e} c N^T N dV u' = \int_{V_e} N^T p dV + \int_{\Gamma_e} N^T q d\Gamma - \int_{V_e} B^T \sigma dV \quad (2-6)$$

将单元方程集合, 即得整体有限元方程:

$$\sum_e \left(\int_{V_e} \rho N^T N dV \right) u'' + \sum_e \left(\int_{V_e} c N^T N dV \right) u' = \sum_e \int_{V_e} N^T p dV + \sum_e \int_{\Gamma_e} N^T q d\Gamma - \sum_e \int_{V_e} B^T \sigma dV \quad (2-7)$$

(2-6)式可简化为:

$$M u'' + C u' = P - F \quad (2-8)$$

式中 M 是质量矩阵, $M = \sum_e \int_{V_e} \rho N^T N dV$; C 为阻尼矩阵, $C = \sum_e \int_{V_e} c N^T N dV$;

P 是节点外力向量, $P = \sum_e \int_{V_e} N^T p dV + \sum_e \int_{\Gamma_e} N^T q d\Gamma$; F 节点内力向量,

$$F = \sum_e \int_{V_e} B^T \sigma dV。$$

一般情况下, 动力显式积分算法采用集中质量矩阵, 即 M 是一个对角矩阵, 并取 $C = \alpha M$ 。则(2-8)式表示的联立方程组(节点数 \times 节点自由度数)个相互独立的方程:

$$m_i u_i'' + \alpha m_i u_i' = P_i - F_i \quad (2-9)$$

2.4.4 显式时间积分的中心差分算法

设 t 时刻的状态为 n ， t 时刻及 t 时刻之前的力学量已知，且定义 $t - \Delta t$ 为 $n-1$ 状态， $t - \frac{1}{2}\Delta t$ 为 $n - \frac{1}{2}$ 状态， $t + \Delta t$ 为 $n+1$ 状态， $t + \frac{1}{2}\Delta t$ 为 $n + \frac{1}{2}$ 状态。设 t 时刻前后两事件增量步长不同，即 $\Delta t_n \neq \Delta t_{n-1}$ ，令 $\eta = \frac{\Delta t_n}{\Delta t_{n-1}}$ 。将节点速度和加速度用差分格式写成：

$$u'_n = \frac{\eta}{1+\eta} u'_{n+\frac{1}{2}} + \frac{1}{1+\eta} u'_{n-\frac{1}{2}} \quad (2-10)$$

$$u''_n = \frac{2}{(1+\eta)\Delta t_{n-1}} (u'_{n+\frac{1}{2}} + u'_{n-\frac{1}{2}}) \quad (2-11)$$

而 $t + \Delta t$ 时刻的总位移可由下式累加得出：

$$u_{n+1} = u_n + u'_{n+\frac{1}{2}} \cdot \Delta t_n \quad (2-12)$$

将 (2-10) 和 (2-11) 式代入 (2-9)，可得：

$$u'_{n+\frac{1}{2}} = \frac{2 - \alpha \Delta t_{n-1}}{2 + \alpha \eta \Delta t_{n-1}} u'_{n-\frac{1}{2}} + \frac{(1+\eta)\Delta t_{n-1}}{(2 + \alpha \eta \Delta t_{n-1})m_i} (P_i - F_i) \quad (2-13)$$

(2-12) 式和 (2-13) 式给出了节点位移和速度的显式计算格式，前提条件是一直前两步的位移和速度，在第一步计算时，因为 $t - \frac{1}{2}\Delta t$ 时刻的速度 $u'_{n-\frac{1}{2}}$ 未知，不能直接用 (2-12) 和 (2-13) 进行计算，但是通常材料成形前的位移和速度的初始条件是已知的，即：

$$u_0 = 0, \quad u'_0 = 0$$

式中 0 为零向量，令 $\Delta t_0 = \Delta t_{0-1}$ ，即 $\eta = 1$ ，由上述速度初始条件及 (2-10)

式，即可得到 $0 - \frac{1}{2}$ 时刻的速度向量：

$$u'_{0-\frac{1}{2}} = -u'_{0+\frac{1}{2}} \quad (2-14)$$

将上式代入 (2-18) 式，即可得到第一个增量步中节点速度的计算表达式：

$$u'_{0+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \frac{\Delta t_0}{m_i} (P_0 - F_0) \quad (2-15)$$

综上所述，采用中心差分显式计算的步骤为：

(1) 确定材料的初始条件, 给出初始时刻的节点位移和速度, 求出 $0 - \frac{1}{2}$ 时刻的节点速度。

(2) 当 $t = 0$ 时, 由式 (2-15) 计算 $0 + \frac{1}{2}$ 时刻的节点速度。

(3) 当 $t \neq 0$ 时, 由 (2-13) 式计算 $t + \frac{1}{2}\Delta t$ 时刻的节点速度。

(4) 由 (2-12) 式, 计算 $t + \Delta t$ 时刻的节点位移。

(5) 重复步骤 (3)、(4), 直到计算终止。

2.4.5 临界时间步长的计算

由于中心差分算法是条件稳定的, 也就是说, 利用此方法求解问题时, 时间步长 Δt 必须小于该问题求解方程性质所决定的某个临界值 Δt_{cr} , 否则算法是不稳定的。中心差分算法的稳定条件是:

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{T_n}{\pi} \quad (2-16)$$

式中 T_n 为有限元系统的最小固有振动周期。

在塑性成形模拟计算中, 不求解系统最小振动周期, 而且最小振动周期是随着变形而变化的, 在实际计算中, 一般是根据准确地描述弹性应力波传播过程的要求确定, 这时, 可由各单元最小特征尺寸近似确定系统临界时间步长, 即:

$$\Delta t_{cr} = \min\left(\frac{l_e}{c}\right) \quad (2-17)$$

式中 c 为弹性波在物体中的传播速度; l_e 为单元的最小特征尺寸。

c 可由下式计算:

$$c = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (2-18)$$

壳单元中的弹性波速可由下式计算:

$$c = \sqrt{\frac{E}{(1+\nu^2)\rho}} \quad (2-19)$$

式中 E 为材料的弹性模量, ν 为材料泊松比, ρ 为材料密度。

在塑性成形过程有限元模拟中，一般可取时间步长 Δt 为：

$$\Delta t = \xi \Delta t_{cr} \quad (2-20)$$

式中 ξ 一般取 0.5~0.9。

2.5 本章小结

本章以 JXS 系列肋骨冷弯机的弯曲机制为原型，针对 T 型材冷弯加工过程的特点，详细介绍了 T 型材冷弯成形原理，深入分析了 T 型材冷弯成形过程中的应力应变状态，并对有限元数值模拟基础进行了阐述，为以后的有限元数值模拟打下了坚实的基础。

第 3 章 T 型材冷弯加工过程三维有限元建模

3.1 引言

T 型材冷弯成形是一个涉及到几何非线性、材料非线性和边界条件非线性等多因素交互作用的复杂成形过程。要预测与消除成形缺陷，准确地模拟成形过程，必须对成形过程进行合理的建模。此外准确的材料基本力学性能参数是影响有限元数值模拟精度的关键因素之一。本章针对 T 型材冷弯成形过程的特点，解决了建模时所涉及的关键技术问题；基于 ANSYS/LS-DYNA 平台建立了 T 型材冷弯成形过程的三维有限元模型，并与实验结果进行了对比，验证了所建模型的可靠性，从而为 T 型材冷弯成形过程失稳起皱的数值模拟奠定了基础。

3.2 ANSYS/LS-DYNA 软件平台简介

3.2.1 ANSYS/LS-DYNA 软件平台概述

在众多的有限元仿真软件中，LS-DYNA 是一款世界著名的以显式为主、隐式为辅的大型通用非线性动力分析有限元软件。它能够模拟真实世界的各种复杂的几何非线性(大位移、大转动和大应变)、材料非线性(140 多种材料动态模型)和接触非线性(50 多种接触类型)问题，特别适合求解各种二维、三维非线性结构的高速碰撞、爆炸和金属成形等非线性动力冲击问题，LS-DYNA 软件是显式有限元理论和程序的鼻祖^[35]。它以 Lagrange 算法为主，兼有 ALE 和 Euler 算法；以显式求解为主，兼有隐式求解功能；以结构分析为主，兼有热分析、流固耦合功能；以非线性动力分析为主，兼有静力分析功能(如动力分析前的预应力计算和薄板冲压成形后的回弹计算)；是军用和民用相结合的通用结构分析非线性有限元程序。

T 型材的冷弯成形过程是一个同时包括几何非线性、材料非线性和边界条件非线性等问题的非常复杂的弹塑性大变形力学过程。采用大变形弹塑性非线性有限元法求解分析模型，获得工件成形过程中变形和应力的分布、弯曲力的变化、预测成形过程中可能产生的缺陷，为制定正确的成形工艺提供理论依据。

ANSYS/LS-DYNA 兼有 ANSYS 和 LS-DYNA 的优点，其强大的非线性功能、多种材料模型和较强的运动加载控制在模拟 T 型材冷弯成形方面具有很大的优势。后处理器 Isprepost 可以方便的将计算结果进行彩色等值、矢量图和梯度等多种直观显示。经过加工后的 T 型材应力场分布、腹板厚度变化和各种工艺参数对成形结果的影响可以直观方面的显示，并可以用动画的形式有效的模拟出 T 型材冷弯成形的全过程，为 T 型材冷弯成形过程中各种工艺参数的合理优化提供理论依据。

3.2.2 ANSYS/LS-DYNA 工作流程

与一般的 CAE 辅助分析软件操作过程类似，ANSYS/LS-DYNA 分析过程也包括问题的规划、前处理、求解以及后处理四个部分^[36]。如图 3-1 所示：

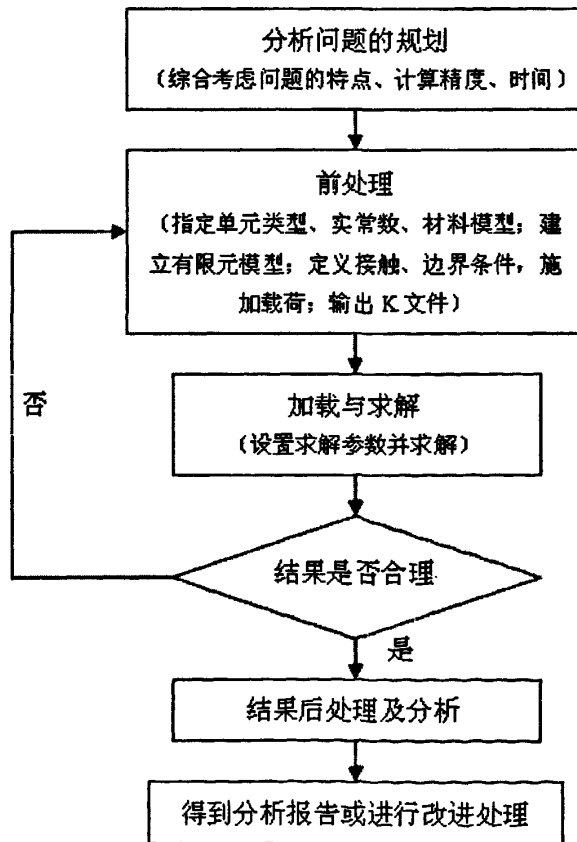


图 3-1 LS-DYNA 分析流程

问题的规划:在分析的开始首先要确定如何让程序能模拟实际的物理系统,即做好问题的规划,如分析的目的是什么?将模拟模型中那些细节?将选择哪种单位类型等。好的规划往往直接关系到计算的时间、精度和成本,甚至决定分析是否成功。

前处理:前处理主要包括设置 Preference 选项,指定分析所选用的单元类型并定义相应的实常数(如需要的话),定义材料模型、创建几何实体模型,进行网格划分、定义 Part、定义接触信息、边界条件和载荷等。

加载和求解:指定分析的接触时间以及各项控制求解参数,形成关键字 K 文件(LS-DYNA 程序标准输入文件),递交给 LS-DYNA970 求解器进行计算。

结果处理与分析:后处理有基于 ANSYS 和 LSPREPOST 两种不同的后处理方式,既可以使用 ANSYS 后处理 POST1 观察整体应力应变状态、使用时间历程后处理 POST26 绘制时间历程曲线,也可以用 LSPREPOST 进行应力、应变、时间历程曲线的绘制。

3.3 T 型材冷弯加工成形有限元模型的建立

3.3.1 几何模型的建立

本文以武汉理工大学造船工艺及设备研究所研制的 JXS 系列数控肋骨冷弯机的弯曲机理为原型,在 ANSYS/LS-DYNA 中对 T 型材冷弯加工过程进行建模,为有限元网格划分提供载体。该机主要用于型材的弯曲和校直加工。其设计先进、运行可靠、性能优异,适合于长时期连续工作,是国际上的最新优秀机型,是船厂进行肋骨加工的理想智能化设备。能完全满足船厂数字化造船生产发展的要求。所建模型包括侧弯曲模、中弯曲模、顶弯曲模和 T 型材,中弯曲模可以向外冲压,侧弯曲模与顶弯曲模起固定型材的作用。如图 3-2 所示。

参考肋骨冷弯机的实际情况和模拟效果,以 400t 为例,顶压头和侧弯曲模半径 160mm,中弯曲模曲线半径为 1200mm,中弯曲模半径设计较大,是为了增大冲压接触面积,防止产生应力集中。

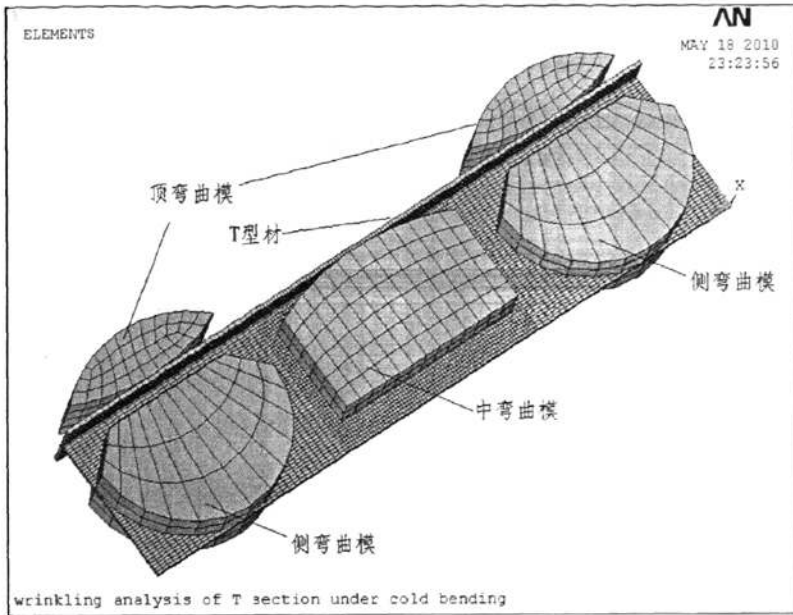


图 3-2 T 型材冷弯加工成形模型示意图

3.3.2 单元类型选择

在 ANSYS/LS-DYNA 提供的丰富单元库中,可用于金属塑性变形分析的主要有三类:基于薄膜理论的薄膜单元、基于板壳理论的壳单元和基于连续介质理论的实体单元^[47]。

薄膜单元构造简单、对内存要求小,许多学者曾用薄膜单元来分析冲压成形问题,但是薄膜单元忽略了弯曲效应,考虑的内力仅为沿薄壳厚度均匀分布的平行于中面的应力,忽略弯矩、扭矩和横向剪切,认为应变沿厚度也是均匀分布的,因而只适用于分析胀形等弯曲效应不明显的成形过程,而对于弯曲效应非常明显的成形过程进行分析时,采用薄膜单元所考虑的因素就明显不足了。

实体单元考虑了弯曲效应和剪切效应,其格式比薄膜单元要简洁,由于连续介质理论是三维理论,所以实体单元能够处理三维成形问题。但是许多学者指出,采用实体单元进行冲压成形问题的分析计算时间太长,尤其是像处理失稳起皱这样的复杂三维成形问题时,其效率过于低下,因此除非板料厚度太大而必须使用实体单元外,一般不用实体单元。

基于板壳理论的壳单元既能处理弯曲和剪切效应,又不像实体单元那样需要很长的计算时间,而且板壳理论本身就是研究板材三维变形行为的理论工具,

所以在 T 型材冷弯成形有限元模拟中采用壳单元。

ANSYS/LS-DYNA 提供的 SHELL163 壳单元算法种类繁多,有基于 Mindlin 理论、位移和转动独立差值的 Belytschko-Tsay (BT) 壳单,也有基于退化的连续性实体的 Hughes-Liu (HL) 壳单元,还有 BT 薄膜壳单元,全积分 HL 单元算法,全积分 Co-rational HL 壳单元,全积分 BT 薄膜壳单元等。

表 3-1 列出了 6 类四节点壳单元,除了 2 类薄膜壳单元因固有的沿厚度应力应变均匀分布假设只有 1 个积分点外,其余 4 类壳单元的厚度积分点是用户自定义的,此处选择 7 个积分点。

表 3-1 6 类壳单元厚度积分点的比较

单元类型	单元名称缩写	积分点设置
Hughes-Liu	HL	1×7
Belytschko-Tsay	BT	1×7
Belytschko-Tsay membrane	BTM	1×1
Full Integration Hughes-Liu	FHL	2×2×7
Full Integration Co-rational Hughes-Liu	FCHL	2×2×7
Full Integration Hughes-Liu membrane	FBTM	2×2×1

P.C.Galbraith 和 LS-DYNA 的开发者 J.D.Hallquist^[15]用上述 6 类单元采用相同的单元数、节点数做了计算试验,表 3-2 反映了这 6 类单元运行所占的 CPU 时间的比较。

表 3-2 分别采用 6 类壳单元的模型运算所需 CPU 时间的比较

单元类型	总的 CPU 时间	用于单元求解的时间百分比 (%)	时间循环步数
HL	4.92	82.7	4971
BT	3.23	85.5	4970
BTM	2.20	50.8	5231
FHL	21.00	96.6	4977
FCHL	13.5	94.6	4978
FBTM	2.63	62.5	5094

由表 3-2 可以看出,在所有三维壳单元中, BT 单元的计算效率最高。Galbraith 等人^[15]还对这几类壳单元的计算精度进行了比较,从结果上看,三维壳单元的精度远高过二维壳单元(即薄膜单元)。因此在处理像 T 型材冷弯成形失稳起皱这种复杂的零件成形问题时,选择四节点的 BT 壳单元来处理是十

分合适的。

表 3-3 反映了采用沿厚度 5 点积分时四节点的 BT 单元、HL 单元和三节点的 Kennedy-Belytscho C^0 型壳单元、Marchertas-Belytscho 壳单元计算效率的比较,一般地四边形壳单元比三角形壳单元具有较高的精度和准确度,而三角形壳单元的计算效率比四边形壳单元高。

表 3-3 四种壳单元的运算效率比较

壳单元类型	C^0 三角形	Marchertas-Belytscho	BT 四边形	HL 四边形
运算次数	649	1417	725	4066

基于以上分析,针对所研究的 T 型材冷弯成形中的失稳起皱,主要产生于 T 型材的腹板边缘,面板的变形情况不用过多的考虑,所以在建立有限元模型时,比较合理的做法是用 C^0 三角形单元来处理 T 型材的面板,用 BT 四边形单元处理将要发生复杂变形的 T 型材腹板,这样可以同时满足计算精度和计算效率的要求。

3.3.3 材料模型的选择

有限元模拟的准确性很大程度上取决于本构关系能否真实反应材料的真实特性。为了分析 T 型材冷弯成形过程中的有关力学特性,材料模型的正确选择是进行数值模拟的关键,而模型的选择取决于要分析的材料及其参数。

在 T 型材冷弯成形过程中,可以认为弯曲模都是不可变形的,因此可以采用刚体模型。T 型材冷弯变形属于弹塑性大变形行为,弹塑性材料进入塑性变形后,应力应变不再满足线性对应关系,所以引入增量理论定义每一时刻的应力、应变状态。对于 T 型材冷弯的变形特征,选用 Hill 厚向异性屈服准则,它假设材料在面内各向同性,只有厚向异性,能准确的模拟和预测起皱现象^[39]。

ANSYS/LS-DYNA 软件提供了与之相应的横向各向异性硬化模型 Transverse Anisotropic,它在面内任意方向的性质是各向同性的,但在法向的性质不同。该模型需要定义参数包括:密度 DENS,弹性模量 EX,泊松比 NUXY,屈服应力,切线模量,各向异性硬化参数。本文所采用的参数参考一般强度船体结构用钢 CCS-A 的力学性能^[40],设置如表 3-4 所示:

表 3-4 T 型材的材料参数

参数	密度	弹性模量	泊松比
值	$7.8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$	206 GPa	0.3
参数	屈服应力	切线模量	厚向异性系数
值	235 MPa	7.8 GPa	1.58

3.3.4 网格划分

在对所建立的模型进行网格划分时,考虑的根本因素是仿真模拟的准确度和计算效率,为了保证有限元计算的准确度和计算效率,模型的网格划分应遵循以下几条原则:

(1) 模具单元数和坯料单元数的分配。在 T 型材冷弯成形有限元模拟中,把弯曲模处理为刚体, T 型材处理为厚向各向异性的弹塑性材料是比较合理的,因此,弯曲模式不变形的,没有应力应变,而 T 型材将发生较大的变形,处理复杂的应力应变状态,所以对 T 型材的单元划分要细一些,从整个模型的单元数目分配上看, T 型材单元数控制在弯曲模单元数的 2 倍左右,即 T 型材单元占总单元的 2/3,弯曲模占 1/3。

(2) 单元尺寸的控制。对弯曲模划分单元时,有曲度的接触面上单元必须划分的密一些,这样能保证计算精度,相应的单元尺寸应该小一些。如果型面比较平坦,曲率变化平缓,则单元的数目应该少一些,相应的单元尺寸应该大一些,这样可以提高计算效率。对 T 型材划分单元时,对研究的重点区域,变形剧烈和容易产生失稳起皱的区域单元应取得小一些,单元划分的密一些,这样能细致准确的反映该区域的变形情况;对于不是研究的重点区域,变形微弱的区域单元尺寸可以大一些,单元划分的稀疏一些,以提高计算效率。

(3) 单元法向的控制。无论选用何种单元,必须保证同一个部件上所有单元的法向的一致性。

本文在确定单元尺寸之前对 T 型材的进行了不同尺寸的划分,单元大小分别为: 5mm, 10mm, 20mm, 然后将计算所得的应力结果分别与 10mm 的应力结果的差值进行比较,得出表 3-5 所示结果。由表可知,单元大小为 5mm 和 10mm 的计算结果相差不大,但是计算耗时却是 10mm 的 2 倍以上。单元大小为 20mm 的网格划分比 10mm 的结果偏差稍大一些,耗时也减少了近一半。

表 3-5 不同单元大小下的计算结果分析

单元大小 (mm)	5	10	20
计算时间 (h)	109	42	23
应力结果差值 (MPa)	3	0	15

经过分析, 确定将 T 型材沿长度方向分为三区域, 中间区域为变形较大的区域, 也是本课题重点要研究的失稳起皱产生的区域, 单元大小设置为 10mm, 两侧的区域变形比较微弱, 不是本课题的重点研究区域, 所以单元大小可以设置的大一些, 设置为 20mm。弯曲模的单元类型为刚体, 单元大小设置为 50mm。如图 3-3 所示:

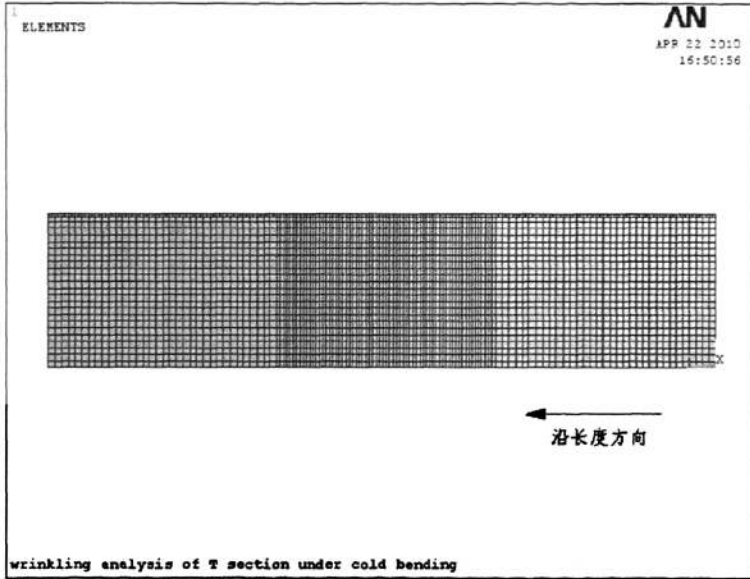


图 3-3 T 型材网格划分示意图

3.3.5 接触处理与摩擦问题

许多工程问题都涉及两个或多个部件的接触, 通过各部件之间的接触面来传递法向和切向载荷。对于金属塑性成形过程, 更是如此。

在有限元分析中, 接触条件是一类特殊的不连续约束, 只有当两个表面发生接触时才建立起约束, 而当两个接触的面分开时, 约束便消失。因此, 在计算过程中, 必须判断什么时候两个表面发生接触并采用相应的接触约束, 什么时候两个表面分开并解除接触约束。在 ANSYS 的隐式算法中, 对这种接触状

态的判断过程需要进行大量的迭代计算，因此需要耗费大量的计算机资源；而在 ANSYS/LS-DYNA 的显式算法中，接触状态的判断过程不需要进行迭代，只要定义可能接触的接触表面、接触类型以及与接触有关的一些参数，在计算上就能保证接触界面之间不发生穿透，并在接触界面相对运动时考虑摩擦力的作用。因此所需要的计算费用大大降低。这正是显式算法比较适合分析复杂接触问题的一个重要原因。

接触的建立主要解决三个方面：（1）定义接触类型；（2）指定主接触面与从接触面；（3）设置摩擦系数等

为了充分描述在大变形接触和动态撞击中的复杂几何体之间的相互作用，ANSYS/DYNA 中引入了许多种接触类型^[41]，包括单面接触、点面接触和面面接触。另外还有适合于各种状态的接触集合，如：普通、自动、刚体、固连、固连失效、侵蚀、边接触、拉延筋、成形等 9 种。T 型材的冷弯加工采用面面接触的成形接触。面面接触常用于有相对较大接触面积的物体接触中，成形接触是金属塑性成形模拟分析中的首选类型。

在接触分析中，每个可能产生接触关系两个面都需要定义主接触面与从接触面，也就是要定义目标面与接触面，一般金属成形模拟中，冲头与模具定义为目标面，工件则定义为接触面。所以在本文的 T 型材冷弯成形模拟中，存在着侧弯曲模，中弯曲模和顶弯曲模与 T 型材之间的相互接触，要定义 3 组接触。

接触的摩擦系数是由静摩擦系数 F_s 、动摩擦系数 F_D 和指数衰减系数 DC 组成，并认为摩擦系数 μ_c 与接触表面的相对速度 V_{rel} 有关：

$$\mu_c = F_D + (F_s - F_D)e^{-DCV_{rel}} \quad (3-1)$$

可以用粘性系数 VC 来限定最大摩擦力 F_{max} ，算式如下：

$$F_{max} = VCA_{cont} \quad (3-2)$$

式中 A_{cont} ——接触时的接触面积。建议 $VC = \sigma_0 / \sqrt{3}$ (σ_0 为接触材料的剪切屈服应力)

参考相关文献^[38]，钢之间的摩擦系数可以在 0.1~0.15 之间，但是在实际工艺中，侧弯曲模和顶弯曲模与型材的接触，主要作用是固定 T 型材，所以一般不会产生相对滑动，所以摩擦系数可以设置的大一些，本文设置为 0.9；中弯曲模与型材接触的摩擦系数取值为 0.15。

3.3.6 约束边界条件和施加载荷

在 T 型材的实际冷弯加工中，约束边界条件比较复杂。一方面侧弯曲模和顶弯曲模起固定型材的作用，使其不能在纵向、横向和垂向发生位移，另一方面侧弯曲模会随着型材弯曲的进程发生转动。所以侧弯曲模和顶弯曲模不仅要约束三向位移，而且还要定义转动。在 ANSYS/LS-DYNA 中为了使刚体转动，还必须定义刚体的质量中心，也就是定义刚体围绕哪一点转动，本文参考肋骨冷弯机的实际加工情况，以侧弯曲模截面圆心为质量中心，当型材弯曲时由摩擦力带动侧弯曲模和顶弯曲模转动。

ANSYS/LS-DYNA 软件平台中可以定义多种类型载荷，有力、位移、力矩、角位移、速度、加速度等等，另外还设置了专门施加在刚体上的载荷。T 型材冷弯加工成形中，中弯曲模定义为刚体，夹住 T 型材腹板向外冲压，所以中弯曲模的冲程是影响成形的直接载荷，本课题的研究内容包括相对弯曲半径与型材尺度的影响关系，选取位移载荷会对研究带来很大的便利，所以本文施加在中弯曲模上的载荷选用刚体位移载荷 RBUY。显式分析与隐式分析最大的不同在于，显式分析中的每一个载荷步都与时间有关，并且显式分析必须要定义时间-载荷曲线。中弯曲模的载荷参数设置如表 3-6 所示：

表 3-6 中弯曲模的载荷参数

时间 (s)	0	0.021
RBUY (m)	0	0.15

3.4 模型验证

为了验证所建立的有限元模型的正确性与实用性，本文首先选取一个算例进行了一次试算。

3.4.1 计算条件

T 型材材质为一般强度船体结构用钢 CCS-A（性能参数参见表 3-5），截面尺寸为 $\perp \frac{10 \times 450}{12 \times 200}$ 。支点间距取为 1400mm，其他参数参见表 3-5。

3.4.2 结果对比

Edmundo Corona 等^[6]曾选取材料参数为弹性模量 2.01GPa，屈服应力 321MPa 的 T 型材进行了纯弯曲加工下的起皱试验与数值分析。其弯曲机制如图 3-4 所示：

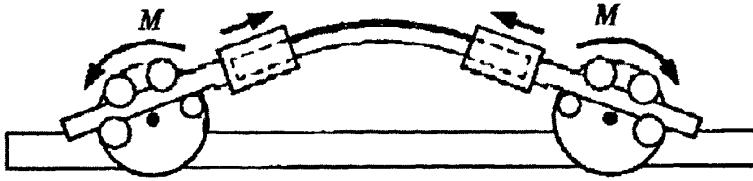


图 3-4 文献[6]试验的弯曲机制

纯弯曲和三支点弯曲是型材加工两种不同的弯曲方法，材料内的应力分布略有不同，纯弯曲状态下的材料不受剪力的作用，三支点弯曲会受到剪力的作用。实践和理论证明，弯矩是影响材料受弯时强度和变形的主要因素，其对应的切向正应力也是失稳起皱的主要原因，纯弯曲和三支点弯曲的弯矩图如下所示：

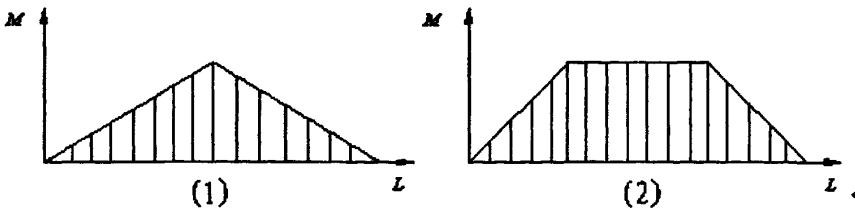


图 3-5 (1) 三支点弯曲弯矩图 (2) 纯弯曲弯矩图

由弯矩图可知，三支点弯曲最大弯矩处是一个点，而纯弯曲最大弯矩处是一段材料，也就是说，三支点弯曲首先是一个点达到失稳起皱的最大切向正应力，纯弯曲是一段材料，表现在起皱形态上，不会有明显区别。

采用所建立的有限元模型对 T 型材冷弯成形过程进行模拟，并与文献[6]所得的实验结果进行了对比。图 3-6 为计算所得的数值结果与文献[6]所得的实验结果对比图。

由图 3-6 可知，数值模拟结果与文献[6]所得的试验结果的起皱位置都在 T 型材弯曲最大曲率的腹板边缘处，并且两种结果在起皱形态上吻合良好，这说明本文建立的 T 型材冷弯成形过程的有限元模型是可靠的。

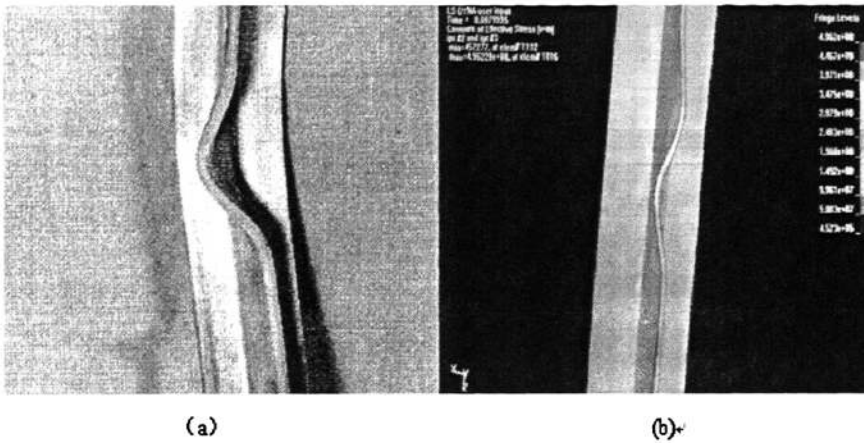


图 3-6 (a) 试验结果 (b) 模拟结果

3.5 本章小结

本章通过对 T 型材冷弯加工成形的实际过程的了解，合理解决了建模过程中涉及的关键问题，建立了符合实际的 T 型材冷弯成形过程的三维动态显式有限元模型，并对模型的可靠性进行了试验验证，结果表明：模拟结果与实验结果吻合良好，为下一步深入研究 T 型材的冷弯过程和参数分析打下了基础。

第 4 章 T 型材冷弯成形过程模拟结果分析

4.1 引言

通过前几章的分析，T 型材冷弯成形加工是一个多因素交互耦合作用的复杂非线性成形过程，本章采用所建立的 T 型材冷弯成形过程三维有限元模型，对船用普通钢质的 T 型材冷弯成形典型过程进行有限元模拟，分析成形过程中材料的变形行为，揭示变形机理。获得成形过程中不同成形阶段变形区的切向应力、等效应变的分布规律，变形区随中弯曲模冲程变化规律以及成形过程中失稳起皱产生的位置和发展趋势。追踪压缩变形区内的单元，研究其切向应力、等效应变、起皱位移随着弯曲进度的变化规律，准确的描述失稳起皱产生发展的趋势。

4.2 典型成形过程模拟结果与分析

4.2.1 典型模拟条件

采用材质为一般强度船体结构用钢 CCS-A 的 T 型材进行模拟（基本的力学参数参见表 3-5），截面尺度为 $\perp \frac{10 \times 450}{12 \times 200}$ ，支点间距取 1400mm，冲程 150mm。

4.2.2 应力应变分析

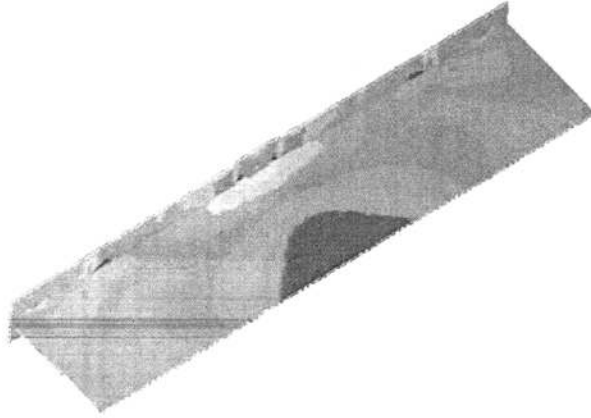
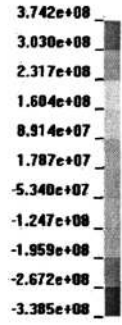
4.2.2.1 应力分析

图 4-1 所示为不同程度弯曲程度时 T 型材切向应力分布云图（负值代表切向压应力，正值代表切向拉应力）。由图可知，腹板中部边缘受到切向压应力，两侧由于侧弯曲模的固定作用，会有不同程度的拉应力存在，面板中部为弯曲的外缘，所以受到切向拉应力的作用。塑性变形区从中部随着弯曲程度的增加向两边扩展。随着冲程的增加，最大切应力也在不断增加，但是其位置大致不变。也就是说，发生塑性压缩变形的区域基本保持不变。40%冲程时，已经出现起皱现象，原统一压应力区域由于起皱的产生应力状态发生了复杂的变化，既有拉应力又有压应力的存在。拉应力的存在是因为单元处在起皱波峰位置，

压应力的存在时由于单元处在起皱波谷位置。60%、80%、100%冲程与 40%冲程应力状态十分相似，只是起皱程度更加明显，拉、压切应力交叉并存更加复杂而已。

LS-DYNA user input
Time = 0.0019989
Contours of Z-stress
ipt #2 and ipt #3
min=-3.38478e+08, at elem# 11763
max=3.74221e+08, at elem# 12042

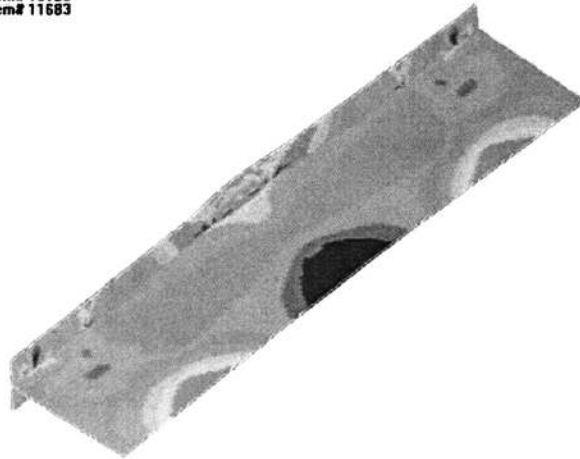
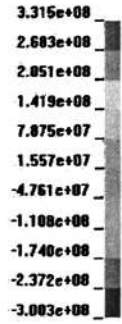
Fringe Levels



10%冲程

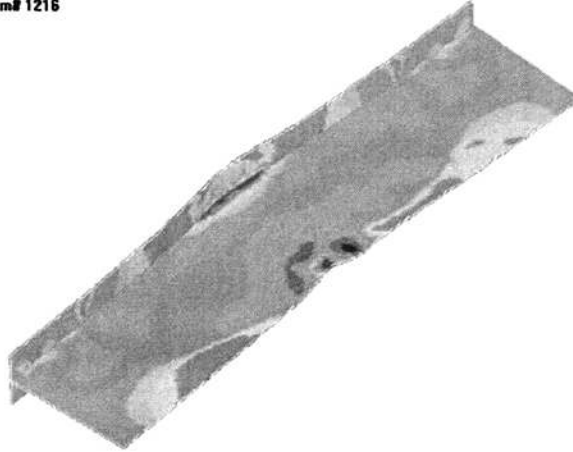
LS-DYNA user input
Time = 0.0037991
Contours of Z-stress
ipt #2 and ipt #3
min=-3.08339e+08, at elem# 10125
max=3.31472e+08, at elem# 11683

Fringe Levels

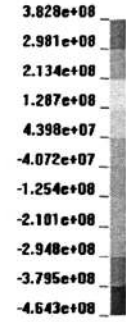


20%冲程

LS-DYNA user input
Time = 0.0077992
Contours of Z-stress
ipt #2 and ipt #3
min=-4.64253e+08, at elem# 1416
max=3.82804e+08, at elem# 1216

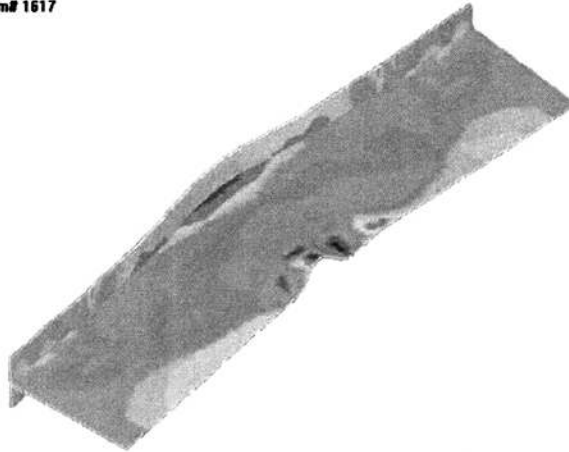


Fringe Levels

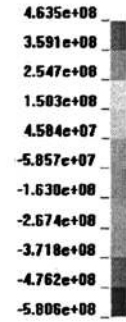


40%冲程

LS-DYNA user input
Time = 0.011799
Contours of Z-stress
ipt #2 and ipt #3
min=-5.8063e+08, at elem# 1618
max=4.63485e+08, at elem# 1617



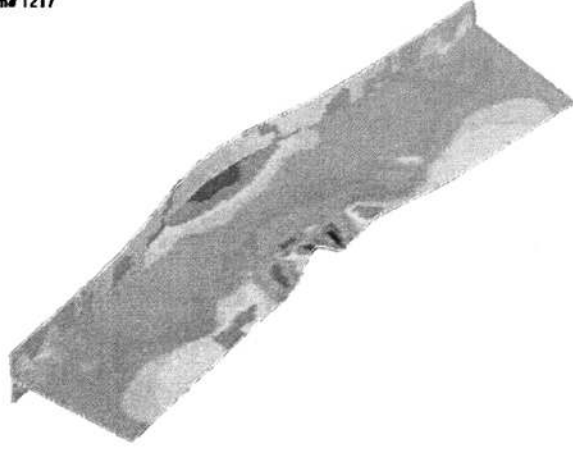
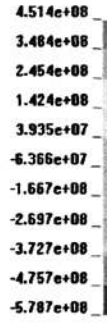
Fringe Levels



60%冲程

LS-DYNA user input
Time = 0.0156
Contours of Z-stress
Ipt #2 and Ipt #3
min=-5.7871e+08, at elem# 1618
max=4.51395e+08, at elem# 1217

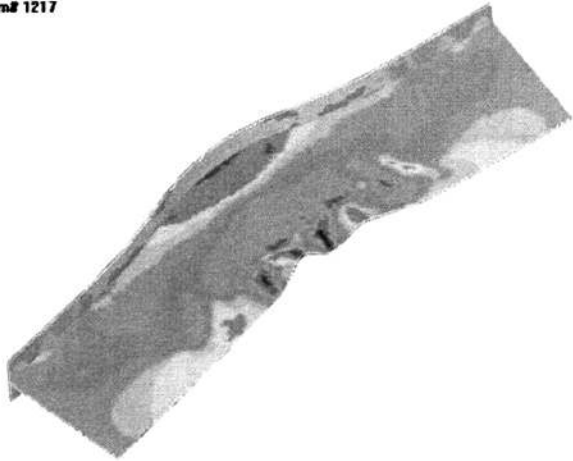
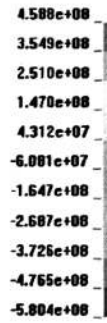
Fringe Levels



80%冲程

LS-DYNA user input
Time = 0.019799
Contours of Z-stress
Ipt #2 and Ipt #3
min=-5.88447e+08, at elem# 1618
max=4.58831e+08, at elem# 1217

Fringe Levels

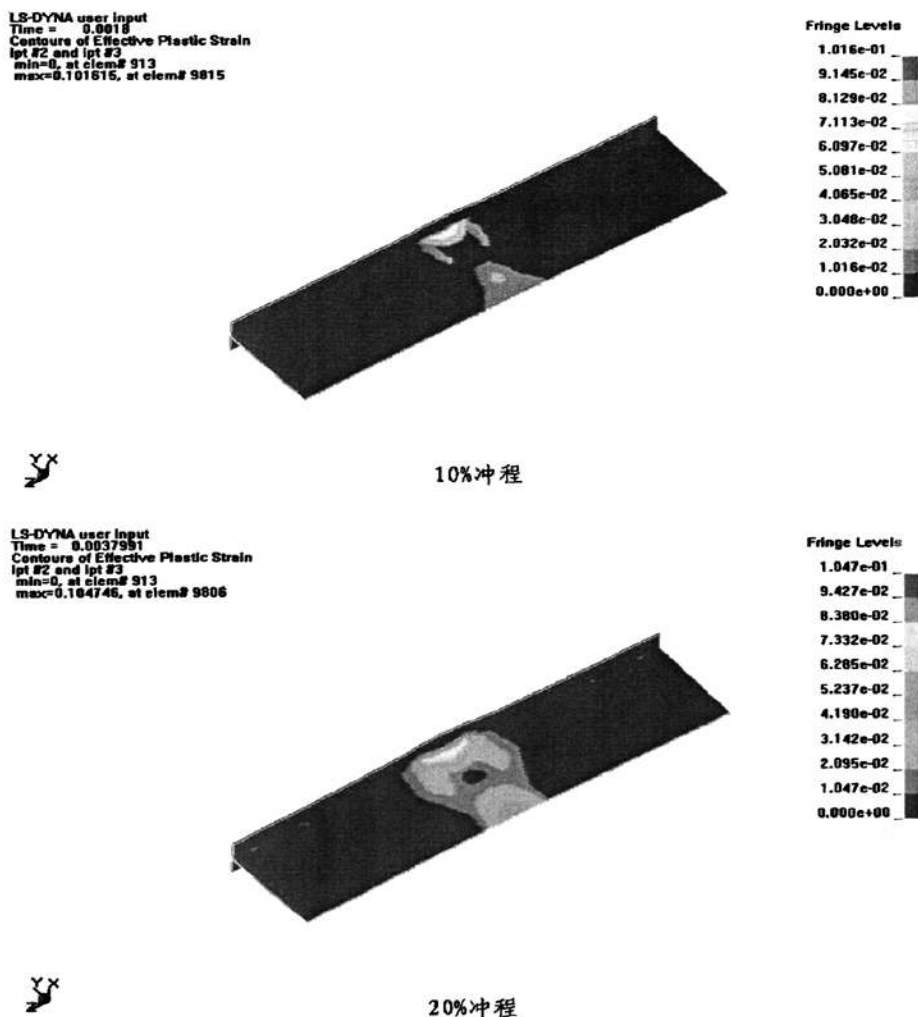


100%冲程

图 4-1 不同程度弯曲程度时 T 型材的切向应力云图

4.2.2.2 应变分析

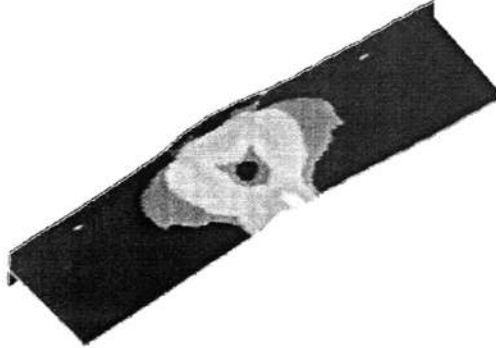
图 4-2 所示为不同弯曲程度时 T 型材等效应变分布云图。由图可知，在中弯曲模的冲压下，最先发生塑性变形的区域是 T 型材中部的面板和腹板边缘，随着冲程的增加，塑性变形区逐渐向四周扩展，最终基本维持在一个固定的区域，在型材中部约占全长 1/3 的区域。塑性变形区的中心等效应变很小接近于零，这是由于中弯曲模的夹持作用。在弯曲过程中，较大等效应变均分布在塑性受压变形区的边缘，说明塑性受压变形区边缘的变形量较大。由此也可以推出，最先发生失稳起皱的点也将位于塑性受压变形区的边缘，最终模拟得出的起皱位置是在受压应力的腹板边缘，也验证了这一趋势的统一性。



LS-DYNA user input
Time = 0.0077992
Contours of Effective Plastic Strain
ipt #2 and ipt #3
min=0, at elem# 913
max=0.159738, at elem# 1617

Fringe Levels

1.597e-01
1.438e-01
1.278e-01
1.118e-01
9.584e-02
7.987e-02
6.390e-02
4.792e-02
3.195e-02
1.597e-02
0.000e+00

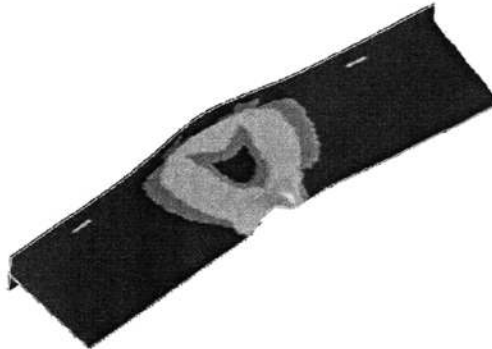


40%冲程

LS-DYNA user input
Time = 0.011759
Contours of Effective Plastic Strain
ipt #2 and ipt #3
min=0, at elem# 913
max=0.302286, at elem# 9749

Fringe Levels

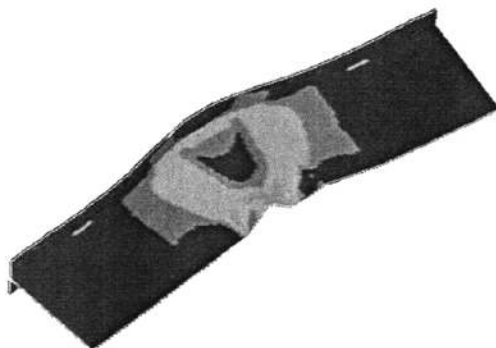
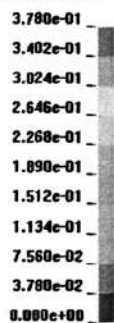
3.023e-01
2.721e-01
2.418e-01
2.116e-01
1.814e-01
1.511e-01
1.209e-01
9.069e-02
6.046e-02
3.023e-02
0.000e+00



60%冲程

LS-DYNA user input
Time = 0.0158
Contours of Effective Plastic Strain
Ipt #2 and Ipt #3
min=0, at elem# 913
max=0.37801, at elem# 9749

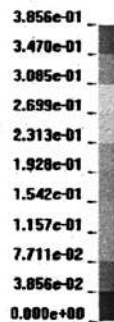
Fringe Levels



80%冲程

LS-DYNA user input
Time = 0.019799
Contours of Effective Plastic Strain
Ipt #2 and Ipt #3
min=0, at elem# 913
max=0.385564, at elem# 9749

Fringe Levels



100%冲程

图 4-2 不同弯曲程度时 T 型材等效应变云图

4.2.3 压缩变形区单元变化规律

由上一小节分析可知，起皱主要是由于压缩变形区材料受压失稳产生的，为了研究 T 型材冷弯成形加工过程中压缩变形区随冲程的变化规律，进一步揭示起皱产生的机理，在 T 型材腹板边缘起皱区选取 A、B、C、D 四点，A 为起皱的波峰位置，B 为起皱的波谷位置，C、D 为压缩变形区两普通位置点，在时间历程上追踪其应力、应变、位移变化状态。A、B 两点就是 T 型材成形过程中最先产生起皱的位置。

图 4-3 所示为压缩变形区内追踪点 A、B、C、D 的切向应力弯曲进程的进行变化曲线。由图可知，各追踪点的切向应力随弯曲进程的变化有着相似的特征，也就是追踪点的切向压应力值随着弯曲的进行先增大后减小，并且在大约 TIME=0.006 时，即冲程约为 43mm 时，其应力状态开始由切向压应力转变为切向拉应力，出现压缩卸载现象。用能量的观点来看，这是由于产生了起皱的现象，释放了一部分变形能，转化为起皱能，当起皱能积聚愈来愈多，应力状态就变为切向拉应力。也就是说，材料的失稳起皱发生大约 TIME=0.006 即冲程约为 43mm 之前的时刻；起皱发展一定程度以后，不再发生切向压缩变形，只发生位置上的相对移动。因此可以得出，在无压边力 T 型材冷弯成形过程中，弯曲曲率增大到一定程度，腹板边缘材料就不再产生压缩塑性变形。研究塑性失稳起皱，只需要考虑较小弯曲曲率阶段即可。

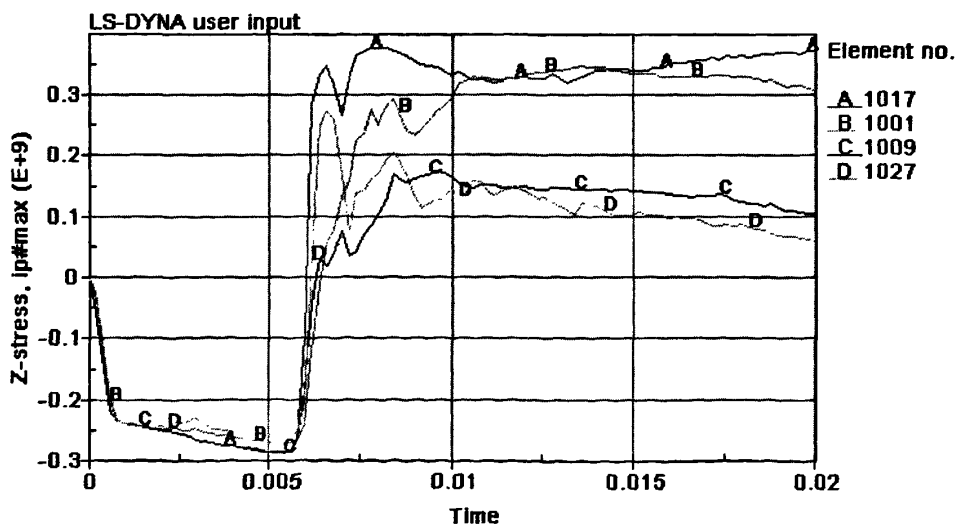


图 4-3 压缩变形区各点切向应力随时间变化曲线

图 4-4 所示为压缩变形区内追踪点 A、B、C、D 的等效应变随弯曲过程的进行变化曲线。由图可知，各追踪点的等效应变随着弯曲的进行逐渐增大，波峰和波谷位置单元的等效应变没有一个明显的最大值，但其随着起皱的发展增大趋势愈来愈舒缓；压缩变形区普通位置单元则在起皱产生后不久等效应变就不再增大，基本保持不变。这说明起皱发展到一定阶段，起皱区材料基本上就不再发生塑性变形，只发生位置上的相对移动。

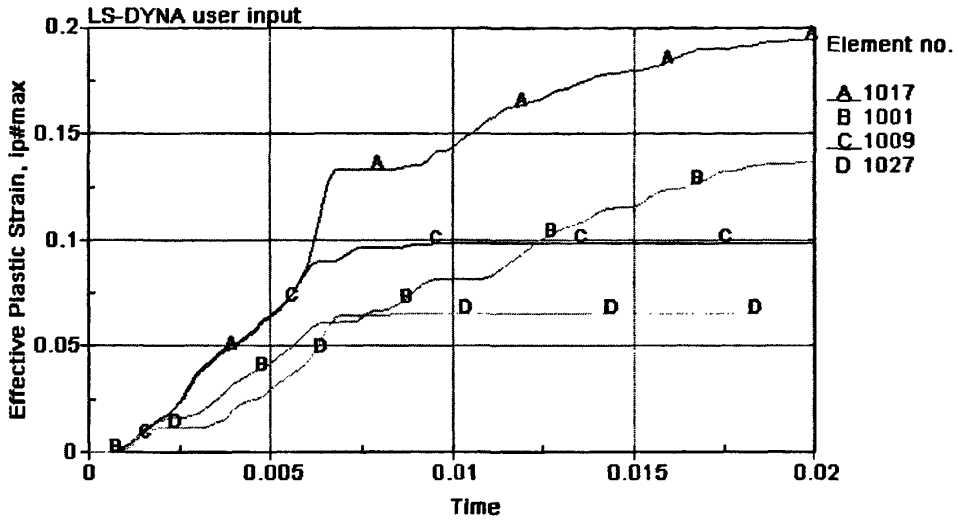


图 4-4 压缩变形区各点等效应变随时间变化曲线

图 4-5 所示为压缩变形区内追踪点 A、B、C、D 的起皱位移随弯曲过程的进行变化曲线。由图可知，在 TIME=0.006，即冲程约为 43mm 之前各点基本上没有发生起皱位移；TIME=0.006 时，开始产生起皱，材料在垂直于腹板平面方向上发生位移，TIME=0.005 也就是冲程约为 43mm 即为失稳起皱分叉点，它直接决定着 T 型材的最小可加工半径；随着起皱的发展，起皱波形的波峰波谷相对距离越来越大，达到一定程度后趋于稳定。结合图 4-3、图 4-4，起皱位移的变化趋势，与前文分析的结果十分吻合。

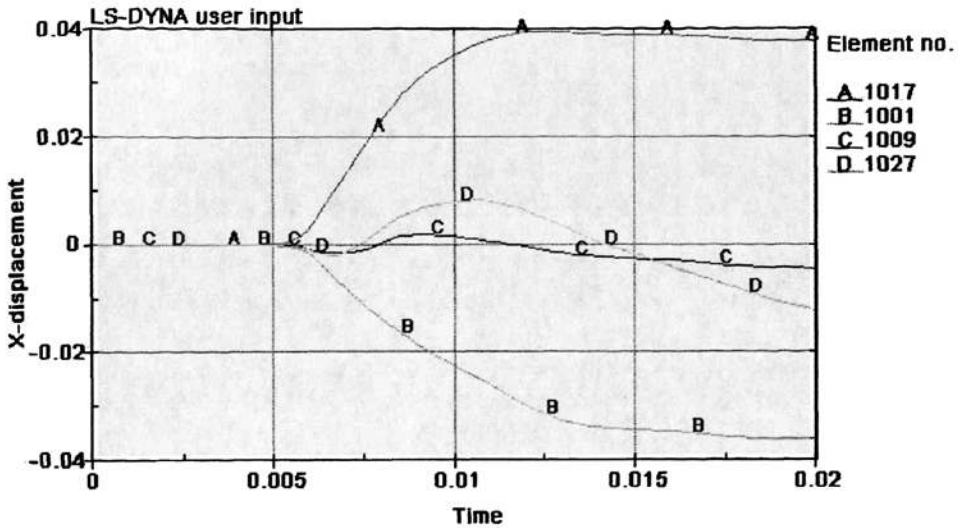


图 4-5 压缩变形区各点起皱位移随时间变化曲线

4.3 本章小结

本章首先对 T 型材冷弯成形的典型过程进行了有限元模拟计算，获得了 T 型材在冷弯过程中的切向应力、等效应变分布云图，分析成形过程中材料的变形行为和起皱产生的内在机理。追踪压缩变形区不同单元切向应力、等效应变、起皱位移随着弯曲程度的进行的变化曲线，研究发现，塑性失稳起皱主要发生在较小弯曲曲率阶段，起皱发展到一定程度，起皱区的材料就不再发生塑性压缩变形，只发生位置上的相对移动，更准确的描述了失稳起皱发生发展的过程。为下一步研究 T 型材尺度参数对失稳起皱分叉的影响规律打下了坚实的基础。

第 5 章 T 型材冷弯过程中失稳起皱的影响参数分析

5.1 引言

T 型材冷弯成形是十分复杂的成形过程, T 型材在冷弯成形过程中的失稳起皱, 很大程度上决定了 T 型材的最小弯曲半径, 也就是 T 型材的成形极限。T 型材在成形中是否起皱主要取决于型材的几何尺寸和材料特性, 而且还与其他工艺参数: 如接触面积、弯曲速率等有关。研究各种影响参数对失稳起皱的影响规律对 T 型材冷弯成形的实践中控制弯曲成形质量具有重要的理论指导意义。因此, 本章在前几章对 T 型材冷弯成形加工过程的分析和对起皱产生的机理研究基础之上, 结合有限元模拟系统, 设计一系列计算条件进行有限元模拟, 通过对比结果, 研究尺度参数对 T 型材冷弯成形过程中失稳起皱分叉点的影响规律。

5.2 失稳起皱随弯曲曲率的变化规律

由前几章的分析可知, T 型材冷弯成形过程中, 当 T 型材反弯时, 弯曲外侧也就是面板一侧的材料受到切向拉应力的作用, 弯曲内侧即 T 型材腹板边缘一侧受到切向压应力的作用, 在径向和厚向上也受到压应力的作用。当弯曲内侧的腹板边缘受到的压应力超过一定的限度, 就会导致切向收缩变形发生失稳, 从而引起失稳起皱现象的发生; 切向压应力越大, 材料产生失稳起皱的变形也越明显, 起皱波形的峰值也越大。

为了将起皱态势量化, 引入起皱波纹度的概念, 它是指起皱波波形中最大波高的二分之一。T 型材失稳起皱波形如图 5-1 所示。设 h_1 、 h_2 分别为 T 型材冷弯成形区域沿纵向长度方向上起皱波形最大波峰和最大波谷距离腹板对称面的距离, 定义 h_1 与 h_2 和的二分之一为 h_{\max} , 即起皱波纹度, 如式 5-1 所示。它是表征失稳起皱程度的指标, h_{\max} 越大, 则起皱越严重。

$$h_{\max} = \frac{h_1 + h_2}{2} \quad (5-1)$$

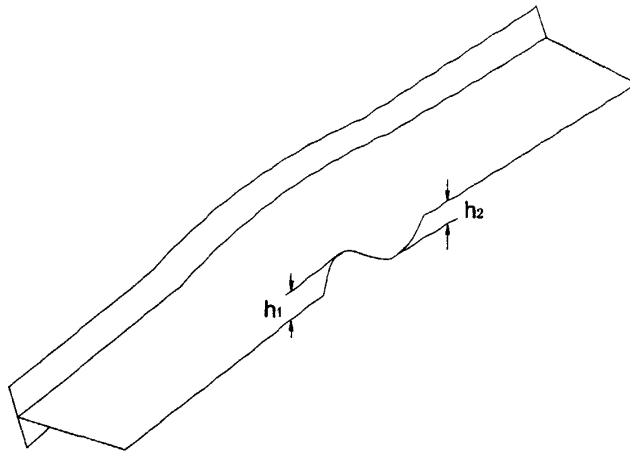


图 5-1 T 型材失稳起皱波形示意图

根据图 4-5 所示 T 型材冷弯变形过程中压缩变形区追踪单元起皱位移随时间变化的曲线, 以及 4.2.3 小节的分析, 可以推出起皱波幅度 h_{\max} 随弯曲曲率的变化趋势, 随着弯曲曲率的增大, 腹板边缘受到的切向压应力也逐渐增大; 切向压应力达到一定值, 开始发生失稳起皱; 随着弯曲曲率的进一步增大, 失稳起皱的程度也越来越明显, 起皱波幅度也随之增加; 当弯曲到一定程度, 切向压应力逐渐转变为切向拉应力, 从而抑制了起皱的发展, 最终使起皱波幅度达到一定值。如图 5-2 所示。可以用简化的三段线性函数拟合该曲线。如 5-2 式

$$h_{\max} = \begin{cases} 0 & 0 < k < k_1 \\ \frac{k - k_2}{k_2 - k_1} h'_{\max} & k_1 \leq k \leq k_2 \\ h'_{\max} & k > k_2 \end{cases} \quad (5-2)$$

式中 k 为 T 型材弯曲曲率。

当 $k = k_1$ 时, T 型材腹板边缘开始产生面外位移, 发生失稳起皱, 因此当 $k = k_1$ 时即为失稳分叉点, $1/k$ 也就是实际加工中的最小可加工半径, 在同一材料和成形工艺条件下, 该分叉点的位置与板材宽厚比有很大关系; 当 $k = k_2$ 时, 起皱达到稳定, 不再发生起皱位移。

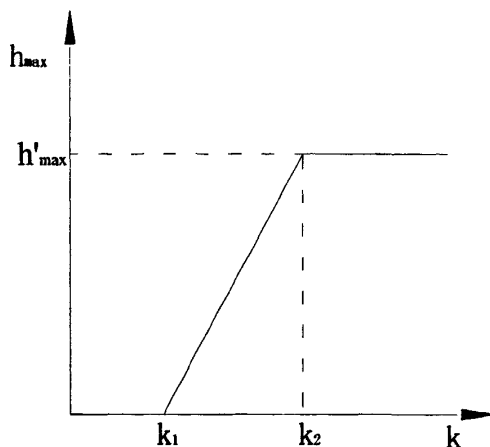


图 5-2 起皱波纹度随曲率的变化趋势

5.3 板厚对 T 型材腹板失稳起皱分叉点的影响研究

5.3.1 计算条件

T 型材材质为一般强度船体结构用钢 CCS-A (具体参数参见表 3-5), 支点间距取为 1400mm, 面板尺寸恒为 10mm×200mm, 腹板高度恒为 450mm, 冲程为 0.15m 的工艺条件下, 腹板厚度分别取 10mm、12mm、14mm、16mm、18mm、20mm、22mm、24mm、26mm, 对 T 型材冷弯成形过程进行有限元模拟。

5.3.2 模拟结果分析

运用 ANSYS/LS-DYNA 对所建立的有限元模型进行计算, 并通过软件自带的时间历程后处理器 lsprepost 程序查看计算结果。可以获取不同板厚条件下腹板边缘压缩变形区开始发生起皱位移时 (塑性失稳分叉点) 的最大切向压应力和最小相对弯曲半径, 继而得出实际的最小可加工半径。所得数据如表 5-1 所示。

表 5-1 说明, 当 T 型材腹板高度为 450mm, 厚度为 10mm 时, 可加工的最小相对弯曲半径为 32.05; 其他厚度依次类推。随着腹板厚度的增大, 最大切向压应力也越来越大, 也就是说腹板较厚的 T 型材具有较强的抗皱能力, 即较不容易产生失稳起皱。而最小相对弯曲半径随着板厚的增加总趋势是降低的, 也就是说, 板厚越大, 相对弯曲半径越小, 可以加工的曲率就越大。这与切向压

应力的变化趋势并不矛盾。总之，腹板越薄，就越容易失稳起皱，可加工曲率越小；腹板越厚，可加工的曲率极限就越大。

表 5-1 不同板厚条件下失稳分叉点处最大切向压应力和最小相对弯曲半径

板厚 (mm)	10	12	14	16	18	20	22	24	26
最大切向压应力 (MPa)	280	289	306	311	309	327	332	333	347
最小相对弯曲半径	32.05	24.77	19.48	19.48	20.19	15.16	14.00	13.32	11.89
最小实际加工半径 (mm)	14422.5	11146.5	8766	8766	9085.5	6822	6300	5994	5350.5

5.3.3 公式拟合

为了量化腹板厚度对失稳起皱分叉点的影响，为后续相关研究和实际加工过程中提供依据，有必要将板厚与最大切向压应力和最小相对弯曲半径的关系拟合成公式。

在科学研究和工程计算中，通常需要用到将一组实验数据拟合成一条曲线，并用公式描述出来，这就是所谓的曲线拟合，也称多项式拟合。常用的方法是最小二乘法，其基本原理是：对于给定的一组数据 $\{(x_i, y_i), i=1, 2, \dots, N\}$ ，若采用多项式模型对数据组进行描述，且拟合目标是对于形如 $y(x) = f(a, x) = a_1 x^n + a_2 x_{n-1} + \dots + a_n x + a_{n+1}$ 的 n 阶多项式模型，求取参数 $a_1, a_2, \dots, a_n, a_{n+1}$ 使下列 χ^2 量最小。

$$\chi^2(a) = \sum_{i=1}^N \left(\frac{y_i - f(a, x_i)}{\Delta y_i} \right)^2 = \sum_{i=1}^N \left(\frac{y_i - (a_1 x_i^n + a_2 x_i^{n-1} + \dots + a_n x_i + a_{n+1})}{\Delta y_i} \right)^2 \quad (5-3)$$

在 $\Delta y_i = \Delta y$ 不变的假设下，使式 (5-3) 达到最小的解是：

$$\hat{a} = V / y \quad (5-4)$$

其中 $\hat{a} = \begin{bmatrix} \hat{a}_1 \\ \hat{a}_2 \\ \hat{a}_3 \end{bmatrix}$, $V = \begin{bmatrix} x_1^2 & x_1 & 1 \\ x_2^2 & x_2 & 1 \\ \dots & \dots & \dots \\ x_N^2 & x_N & 1 \end{bmatrix}$, $y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \dots \\ y_N \end{bmatrix}$ 。这里 V 就是范德蒙矩阵。

最小二乘法计算起来十分麻烦，可以调用 MATLAB 中基于最小二乘法算法的 $p = polyfit(x,y,n)$ 函数，进行曲线拟合， x,y 为数据的横、纵坐标向量， n 是给定拟合的多项式的阶数， p 为计算返回的多项式系数向量。

运用 MATLAB 程序拟合腹板厚度对最大切向压应力和最小相对弯曲半径的关系式，选取阶数 $n=5$ ，因为范德蒙矩阵的条件数随着阶数的提高而迅速增大，为保证计算的精度，拟合多项式的阶数一般不超过五阶。而阶数 $n=5$ 时所得的误差较小。拟合的公式为：

$$\sigma_{\theta} = 0.0003t_w^5 - 0.0288t_w^4 + 1.0251t_w^3 - 18.1013t_w^2 + 162.7041t_w - 306.8135 \quad (5-5)$$

$$r = -0.002t_w^5 + 0.0162t_w^4 - 0.6598t_w^3 + 13.1248t_w^2 - 128.2076t_w + 515.3057 \quad (5-6)$$

所得的拟合曲线与计算结果对比图为：

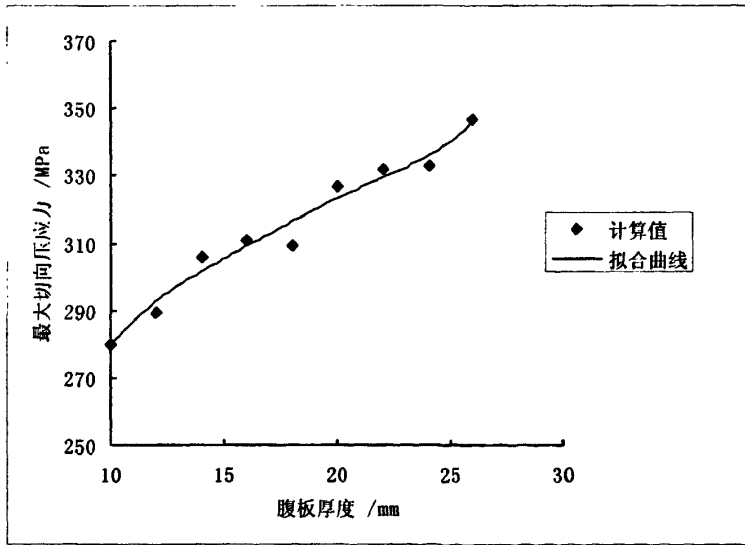


图 5-3 腹板厚度与最大切向压应力关系曲线

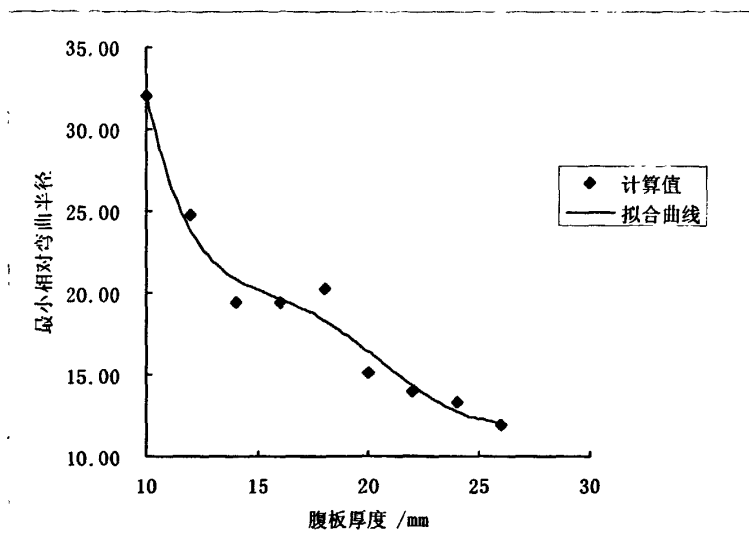


图 5-4 腹板厚度与最小相对弯曲半径关系曲线

船舶建造中, 型材的相对弯曲半径一般为 $r > 10$, 即实际加工半径 $R > 10H$ H 为型材腹板高度, 则由计算结果及拟合的公式可以得出, 在腹板高度为 450mm, 厚度大于 26mm 时, 在实际生产中基本上不会产生失稳起皱。

5.4 宽厚比对 T 型材腹板失稳起皱分叉点的影响研究

5.4.1 计算条件

T 型材因其能够最合理的使用材料而得到最高的强度, 且能使结构具有良好的对称性, 在船体结构中的使用范围愈来愈广泛。而构件强度取决于其剖面模数的大小。所以有必要设计在同一剖面模数下不同尺度的 T 型材, 获取其在冷弯成形加工时的失稳起皱分叉点, 以期达到 T 型材尺度优化的效果。经过计算筛选, 确定选用剖面模数相差不多的 7 组腹板宽厚比的组合进行模拟计算。分别是: 10mm×650mm, 12mm×560mm, 14mm×500mm, 16mm×440mm, 18mm×400mm, 22mm×330mm, 26mm×280mm 即宽厚比分别为: 65, 47, 36, 28, 22, 15, 11。T 型材面板厚度与腹板厚度一致, 面板宽度统一为 200mm, 其他条件不变, 参见 5.3 小节。

5.4.2 模拟结果分析

计算完毕后进入后处理程序，获取不同宽厚比条件下腹板边缘压缩变形区开始发生起皱位移时（塑性失稳分叉点）的最大切向压应力和最小相对弯曲半径。所得数据如表 5-2 所示：

表 5-2 不同宽厚比条件下失稳分叉点处最大切向压应力和最小相对弯曲半径

腹板宽厚比	11	15	22	28	36	47	65
最大切向压应力 (MPa)	347	323	308	326	300	279	272
最小相对弯曲半径	14	15	18	14	19	21	25
最小实际加工半径 (mm)	4000	5000	7000	6000	9000	12000	16000

表 5-2 说明，当 T 型材腹板宽厚比为 11 时，最小可加工相对弯曲半径为 14；其他宽厚比时依次类推。随着腹板宽厚比的增加，分叉点处最大切向压应力逐渐减小，材料的抗皱能力也越来越小，也就是说，宽厚比越大，越容易发生失稳起皱。随着宽厚比的增加，最小相对弯曲半径逐渐增大，可加工的曲率就越来越小，相对弯曲半径的变化趋势与最大切向压应力的变化趋势并不矛盾。因此，在达到强度要求的剖面模数条件下，应选用腹板宽厚比较小的 T 型材进行冷弯成形加工。

5.4.3 公式拟合

运用基于最小二乘法的 MATLAB 对模拟所得的不同宽厚比下的最大切向压应力和最小相对弯曲半径数据进行曲线拟合。经过对比，选取阶数 $n=3$ ，得到以下公式：

$$\sigma_{\theta} = 0.0001\left(\frac{h}{t_w}\right)^3 - 0.0037\left(\frac{h}{t_w}\right)^2 - 1.7107\left(\frac{h}{t_w}\right) + 357.95 \quad (5-7)$$

$$r = -0.00003\left(\frac{h}{t_w}\right)^3 + 0.0045\left(\frac{h}{t_w}\right)^2 - 0.0081\left(\frac{h}{t_w}\right) + 14.059 \quad (5-8)$$

所得的拟合曲线与计算结果对比图为：

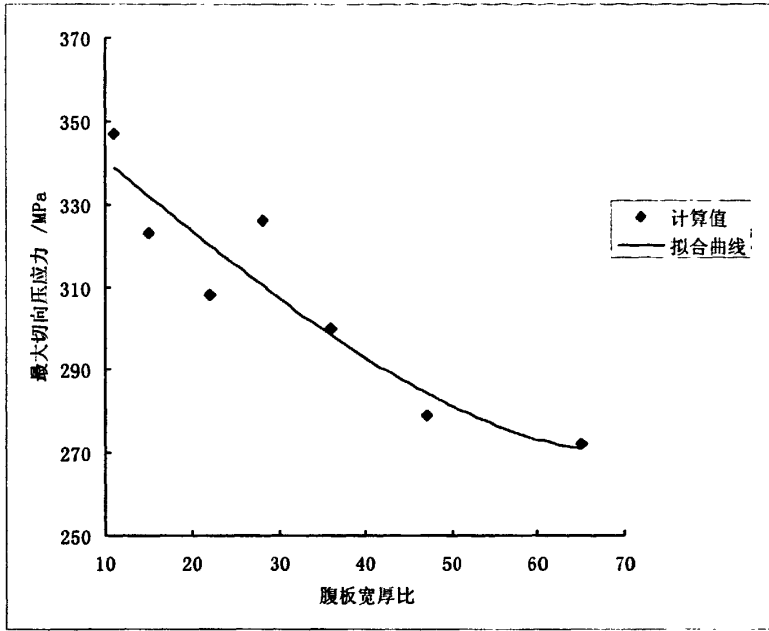


图 5-5 腹板宽厚比与最大切向压应力关系曲线

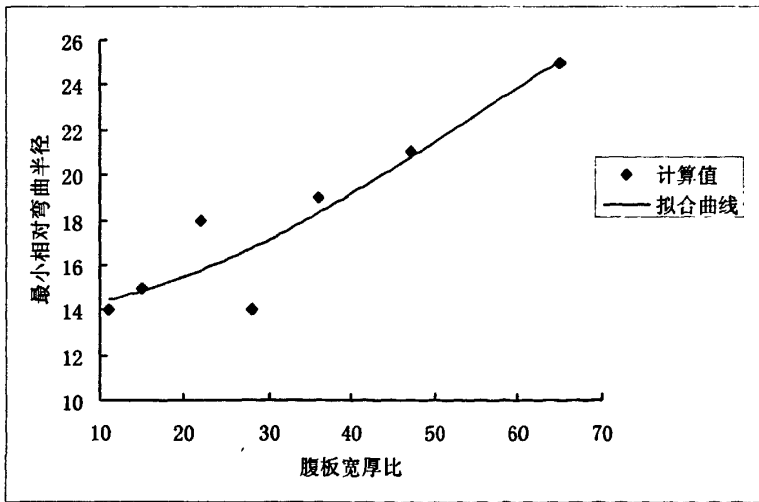


图 5-6 腹板宽厚比与最小相对弯曲半径关系曲线

5.5 本章小结

为研究 T 型材尺度对失稳起皱分叉点的影响,本章在前几章研究的基础上,深入分析了失稳起皱随着相对弯曲半径发展的变化规律,给出了起皱波形纹度与相对弯曲半径的近似关系式;设计一系列不同腹板厚度的计算条件,对 T 型材冷弯加工成形进行有限元模拟,对比计算结果得出,腹板厚度越大,就越不容易起皱,并用 MATLAB 拟合了计算数据得到腹板厚度与分叉点处最大切向压应力和最小相对弯曲半径之间的关系公式;设计剖面模数相差不多的 7 组不同腹板宽厚比的计算条件,进行模拟分析得出,宽厚比越大,越容易发生失稳起皱,然后将计算结果进行拟合,得到腹板宽厚比与分叉点处最大切向压应力和最小弯曲半径之间的关系公式。本章所得结论对实际生产加工有重要的理论依据和参考价值。

第 6 章 结论与展望

6.1 结论

本文针对船舶制造中普遍采用的型材冷弯加工工艺过程中经常发生的压缩失稳起皱这一多因素交互耦合的复杂问题,以 T 型材为特殊研究对象,采用三维有限元数值模拟方法对 T 型材的冷弯成形过程进行了深入的研究,获得了 T 型材尺度参数对成形过程失稳起皱的影响规律,主要的研究成果和结论如下:

(1) 对 T 型材冷弯成形有限元建模过程中涉及到的关键技术问题进行了分析,采用三维动态显式有限元软件平台 ANSYS/LS-DYNA,建立了既符合实际又兼顾计算精度和计算效率的 T 型材冷弯成形加工过程的三维有限元模型,并对所建模型的可靠性与文献中的试验结论进行了对比验证,验证结果所建数值模拟模型可靠。

(2) 基于建立的三维有限元模型,对 T 型材冷弯成形过程进行了有限元数值模拟,研究了成形过程中切向应力和等效应变场的分布规律,描述了材料变形行为和失稳起皱产生的内在机理。追踪压缩变形区不同单元切向应力、等效应变、起皱位移的变化趋势,研究发现,塑性失稳起皱发生在较小弯曲曲率阶段,起皱发展到一定程度,起皱区的材料就不再发生塑性压缩变形,只发生位置上的相对移动,更准确的描述了失稳起皱发生发展的过程为下一步研究 T 型材尺度参数对失稳起皱分叉点的影响规律打下了坚实的基础。

(3) 深入分析了失稳起皱随着相对弯曲半径发展的变化规律,给出了起皱波形纹度与相对弯曲半径的近似关系式;设计一系列不同腹板厚度的计算条件,对 T 型材冷弯加工成形进行有限元模拟,对比计算结果得出,腹板厚度越大,就越不容易起皱,并用 MATLAB 拟合了计算数据得到腹板厚度与失稳起皱分叉点处最大切向压应力和最小相对弯曲半径之间的关系公式;设计剖面模数相差不多的 7 组不同腹板宽厚比的计算条件,进行模拟分析得出,宽厚比越大,越容易发生失稳起皱,然后将计算结果进行拟合,得到腹板宽厚比与失稳起皱分叉点处最大切向压应力和最小弯曲半径之间的关系公式。所得结论对实际生产加工有重要的理论意义和参考价值。

6.2 展望

本课题的完成，证明了对于复杂的塑性成形问题，运用计算机技术完全可以准确的模拟出来，而不需要进行大量的试验。但是模拟的成熟性还需要进行很多细致的工作。在本文研究的经验和基础之上，希望进一步的研究如下：

(1) 材料的塑性成形问题对材料特性的依赖性非常大，同一类型的材料某项性能值的变化会对结果产生很大的影响。所以在准备进行有限元模拟获取材料模型之前，有必要进行材料特性实验，使模拟的结果更加合理。

(2) 所有的计算机模拟技术的成熟都有赖于试验结果的验证。精密的测量技术、完善的试验条件都可以对有限元模拟的完善起着决定性的作用。所以要建立一套完善的有限元模拟系统，需要试验与模拟相结合，反复模拟验证，确定符合实际的有限元模拟关键技术。

(3) 本文研究的是 T 型材腹板受压区边缘自由状态下的失稳起皱问题，在实际加工中，往往采用压边力技术抑制起皱的产生，所以为了将该问题有限元模拟技术的推广应用，下一步有必要在本文的基础之上研究有压边力条件下的失稳起皱问题。

材料的塑性失稳起皱问题是一个十分复杂的老问题，很多学者在理论研究领域取得了很大的进步，但是在计算机技术空前发达的今天，有限元模拟技术有着得天独厚的优越性。所以随着计算机技术、弹塑性理论以及有限元理论的发展，塑性失稳起皱问题将不再复杂。

致 谢

本论文的研究工作是在导师茅云生教授的亲切关怀和悉心指导下完成的。在研究生学习和论文研究期间，导师严谨的治学态度、渊博的学识使我在学术和思想等方面得到很大的锻炼提高，终生难忘。借此论文完成之际，谨向导师表示诚挚的敬意和衷心的感谢。

在平时的学习和论文撰写过程中，我得到了造船工艺教研室向祖权、李培勇、周永清和张少雄等各位老师的热情指导和帮助，在此表示衷心地感谢。

另外，我要感谢各位同班同学和师兄弟给予我的热情关心和帮助，特别是感谢安雷、赵洁、陈曦、吴凯、张晓丹、丁艳伟、岳晓瑞等同学在论文工作中给予的积极配合和帮助，他们开阔了我的思路，给了我很大启发。

特别感谢我最亲爱的父母和家人，他们的支持与鼓励伴随我一路走来，使我取得了今天的成绩。

最后，向评审论文的各位专家表示衷心的感谢！

参考文献

- [1] 余同希, 章亮炽. 塑性弯曲理论及其应用 [M]. 北京: 科学出版社, 1992
- [2] 吴天俊, 洪君健, 王呈方. 造船机械设备 [M]. 北京: 人民交通出版社, 1986
- [3] 俞汉清, 陈金德, 王仲仁. 金属塑性成形原理 [M]. 北京: 机械工业出版社, 1999
- [4] J.W.Geckeler. Plastic knicken der wandung von hohlzylindern und einige andern faltungserscheinungen [J]. Angewandte Mathematik und Mechannik, 1928,8:341~352
- [5] Yoshida K. Purposes and features of the Yoshida wrinkling test [J]. Journal of the JSTP, 1983, 24(272):901-908
- [6] E. Coroma, Mark S. Ellison. Plastic buckling of T-beams under pure bending [J]. Journal of Engineering Mechanics, May 1997
- [7] Senior B W. Flange wrinkling in deep-drawing operations [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1956, 4:235~246
- [8] T.X.Yu, W.Johnson. The wrinkling of annular plates in relation to the deep-drawing process [J]. International Journal of Mechanical Science, 1982,24(3):175~188
- [9] S.Yossifon, J.Tirson. On Suppression of plastic wrinkling in hydro forming processes [J]. International Journal of Mechanical Science, 1984,26(6-8): 389~402
- [10] 胡世光. 板料冷压成形原理[M]. 国防工业出版社, 1992
- [11] Long-yuan Li, Roger Kettle. Nonlinear bending response and buckling of ring- stiffened cylindrical shells under pure bending [J]. International Journal of Solids and structure, 2002:765~781
- [12] P. Seide V. I. Weingarten. On the buckling of circular cylindrical shell under pure bending [J]. Journal of Applied Mechanics, 1961:112~116
- [13] B.F. Tatting, Z. Vasiliev. The brazier effect for finite length composite cylinders under pure bending [J]. International Journal of Solids and Structure, 1997:1419~1440
- [14] Xi Wang, Jian Cao. On the Prediction of sidewall wrinkling in sheet metal process [J]. International Journal of Mechanical Science, 2000,42:2369~2394
- [15] Hallquist J O. LS-DYNA3D Theoretical Manual. Livermore Software Technology Corporation [M], Livermore, 1993
- [16] M.Yoshida, A.Fujiwara. Prediction of wrinkling and strain of rectangular aluminum tubes

- in draw bending [J]. *Journal of JSTP*, 1997,38(9)23~34
- [17] 熊志卿. 杯拉深承载极限研究 [J]. *机械工程学报*, 2004 年 12 月
- [18] Hill. A general theory of uniqueness and stability inelastic-plastic solids [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of solids*, 1958, 6:236-249
- [19] Hutchinson J.W. Plastic wrinkling [J]. *Advances in applied mechanics*, 1974,14:67~144;
- [20] Hutchinson J.W., Neale K.W. Wrinkling of curved thin sheet metal [J]. *Plastic stability. Presses ponts et Chaussees. Paris*.1976;
- [21] Triantafyllidis N, Needleman A. An test. *Journal of Engineering Materials analysis of wrinkling in the swift cup test* [J]. *Journal of Engineering Materials and Techniques*, 1980, 102: 241- 248
- [22] Tugcu P .*Science, Plate wrinkling in the plastic range* [J]. *International Journal of Mechanical Science*, 1991,33(1):1~11;
- [23] Kyriakides, S.Ju, G. T. Bifurcation and location instabilities in cylindrical shells under bending II predictions [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1992,29(9): 1143-1171
- [24] R. Peek. Wrinkling of tubes in bending from finite strain three-dimensional continuum theory [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2002(39): 709~723
- [25] L.C.Zhang, T.X.Yu, R.Wang. Investigation of sheet metal forming by bending-part II. Plastic wrinkling of circular sheets pressed by cylindrical punches [J]. *International Journal of Mechanical Science*, 1989,31(4):301~308
- [26] Welo T, Paulsen F, Brobak T J. The behavior of thin-walled aluminum alloy profiles in rotary draw bending-a comparison between numerical and experimental results [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1994, 45: 173-180
- [27] Paulsen F, Welo T. Application of numerical simulation in the bending of aluminum-alloy profiles [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, 58: 274-285
- [28] Arid H. Clausen, Odd S. Hopperstad. Mangnus Langseth. Sensitivity of model parameters in stretch bending of aluminum extrusions [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001,43:427-453
- [29] 胡福泰. 异型管材与型材无模弯曲工艺理论及实验研究[D]. 东北重型机械学院:1995
- [30] Jae-bong Yang, Byung-hee Jeon, Soo-ik Oh. The tube bending technology of a hydro forming process for an automotive part [J]. *Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1999: 5539-542

- [31] 李恒, 杨合等. 薄壁件塑性成形失稳起皱的国内外研究进展[J]. 机械科学与技术, 2004年7月
- [32] 国务院办公厅. 船舶工业调整和振兴规划. 2009年6月
- [33] G. W. 罗. 工业金属塑性加工原理 [M]. 张子公, 陈金德等译, 北京: 机械工业出版社, 1984.3
- [34] 赵刚要. 薄壁矩形管绕弯成形失稳起皱的数值模拟 [D]. 西安: 西北工业大学: 2007
- [35] 林艳. 薄壁管数控弯曲成形过程失稳起皱的数值模拟 [D]. 西安: 西北工业大学: 2003
- [36] 何涛, 杨竞, 金鑫等. 非线性有限元分析实例指导教程 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2007
- [37] 李裕春, 时党勇, 赵远. ANSYS10.0/LS-DYNA 基础理论与工程实践[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2006
- [38] 王瑁成, 绍敏, 有限单元法基本原理和数值方法[M]. 清华大学出版社, 1997
- [39] 机械设计手册编委会. 机械设计手册[S]. 北京: 机械工业出版社, 2004
- [40] 李建华等. 汽车覆盖件板成形数值模拟和工程应用关键技术研究 [J]. 汽车科技, 2002,(1):37-46
- [41] 船级社. 材料与焊接规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2009
- [42] 时党勇, 李裕春, 张胜民. 基于 ANSYS/LS-DYNA 8.1 进行显式动力分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005
- [43] 陈如欣, 胡忠民. 塑性有限元法及其在金属成形中的应用[M]. 重庆: 重庆大学出版社, 1989
- [44] 肖景容, 李尚健. 塑性成形模拟理论[M]. 武汉: 华中理工大学出版社, 1994: 77-94
- [45] 徐秉业. 塑性力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 1988
- [46] 周健生, 梁立孚, 王丁伟. 塑性增量理论的变分原理和广义变分原理[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2008年第4期
- [47] 林忠钦, 李淑珍等. 车身覆盖件冲压成形仿真[M]. 北京: 机械工业出版社, 2004

攻读硕士学位期间发表的论文

张文贺, 茅云生. T 型材冷弯加工时塑性失稳有限元模拟与影响参数分析. 已被《武汉理工大学学报交通科学与工程版》录用