

摘 要

不锈钢具有良好的耐腐蚀性、耐高温性及力学性能，被广泛应用于医疗、核电、航空、船舶等领域。但在加工过程中，不锈钢的塑性大、加工硬化现象严重，易导致加工出来的零部件表面质量差、使用寿命低。作为表面质量的重要指标之一，工件表面残余应力会对零部件的应力状态和疲劳寿命造成影响。因此，研究不锈钢机械加工的残余应力对实际加工具有重要的理论意义和应用价值。本文以 AISI 304 不锈钢作为研究对象，通过解析法建立铣削残余应力预测模型，分析加工参数对不锈钢表面残余应力的影响。主要研究内容如下：

正交切削状态下的残余应力理论研究。采用非等分剪切区理论，构建正交切削力模型，通过赫兹接触理论展开了对正交切削过程中机械应力的研究。基于镜像热源法建立了正交切削的温度模型，以此展开对正交切削热应力的研究。综合机械应力和热应力的总应力特征，结合弹塑性加载、卸载和应力释放等应力演化过程，进一步科学地评估正交切削残余应力。通过机械应力、热应力和残余应力来系统性地对正交切削的残余应力进行研究。

铣削力及铣削温度的理论研究。通过对铣削过程的离散化研究，结合正交切削理论来构建斜角切削力模型。分析现有铣刀螺旋角的微元切削状态，精确评估铣削力特性。采用移动线热源温度迭加法，建立铣削温度的简化模型。依据铣削力及温度在不同工艺参数下的变化规律，分析加工参数对铣削力及温度特性的影响。

铣削残余应力的理论研究。基于铣削力模型和正交切削理论，研究铣削状态下的机械应力行为及特性。将镜像热源法和移动线热源温度迭加法相结合，分析铣削行为引起的热应力变化。对现有机械应力和热应力采用弹塑性增量累积理论求解方法，确定铣削残余应力的解析模型，深入探究了加工参数对铣削表面残余应力的影响规律。

本文通过理论、仿真和实验三者相结合的方法，系统性地研究了 304 不锈钢的铣削特性，并深入探究了加工参数对铣削特性的影响规律。研究结果为提高不锈钢的铣削加工质量提供了理论依据，并为合理选用铣削参数提供一定的参考。

关键词：304 不锈钢；铣削力；铣削温度；表面残余应力；解析模型

Abstract

Stainless steel has good corrosion resistance, high-temperature resistance and mechanical properties, and is widely used in medicine, nuclear power, aviation, ships and other fields. However, in the process of processing, the plasticity of stainless steel is large and the phenomenon of work hardening is serious, which easily leads to poor surface quality and low service life of the processed parts. As one of the important indicators of surface quality, the residual stress on the workpiece surface will affect the stress state and fatigue life of parts. Therefore, the research on the residual stress of stainless steel machining has important theoretical significance and application value for actual machining. In this paper, AISI 304 stainless steel is taken as the research object, and the milling residual stress prediction model is established by analytical method to analyze the influence of processing parameters on the surface residual stress of stainless steel. The main research contents are as follows:

Theoretical study of residual stress in the orthogonal cutting state. Using the non-equal shear zone theory, the orthogonal cutting force model is constructed, and the mechanical stress in the orthogonal cutting process is studied through the Hertzian contact theory. Based on the mirror heat source method, the temperature model of orthogonal cutting is established, and the research on the thermal stress of orthogonal cutting is carried out in this way. Combining the total stress characteristics of mechanical stress and thermal stress, combined with the stress evolution process such as elastoplastic loading, unloading and stress release, the orthogonal cutting residual stress is further scientifically evaluated. Residual stresses in orthogonal cutting are systematically investigated by means of mechanical stresses, thermal stresses and residual stresses.

Theoretical research on milling force and milling temperature. Through the discretization research of the milling process, combined with the orthogonal cutting theory, the bevel cutting force model is constructed. Analyze the micro-element cutting state of the existing milling cutter helix angle, and accurately evaluate the milling force characteristics. A simplified model of milling temperature is established by using the superposition method of moving line heat source temperature. According to the various rules of milling force and temperature under different process parameters, the influence of processing parameters on milling force and temperature characteristics is analyzed.

Theoretical study of milling residual stress. Based on the milling force model and the orthogonal cutting theory, the mechanical stress behavior and characteristics in the milling state are studied. Combining the image heat source method and the moving line heat source

temperature superposition method, the thermal stress change caused by milling behavior is analyzed. For the existing mechanical stress and thermal stress, the elastic-plastic incremental accumulation theory is used to solve the analytical model of the milling residual stress, and the influence of processing parameters on the milling surface residual stress is deeply explored.

In this paper, the milling characteristics of 304 stainless steel are systematically studied by combining theory, simulation and experiment, and the influence of processing parameters on milling characteristics is explored. The research results provide a theoretical basis for improving the milling quality of stainless steel and provide a certain reference for the reasonable selection of milling parameters.

Key words: 304 stainless steel; milling force; milling temperature; surface residual stress; analytical model

目 录

第一章 绪论.....	1
1.1 研究背景.....	1
1.2 国内外研究现状.....	2
1.2.1 切削力预测研究现状.....	2
1.2.2 切削温度预测研究现状.....	4
1.2.3 切削残余应力预测研究现状.....	5
1.2.4 304 不锈钢加工特性研究现状.....	7
1.3 研究目的及意义.....	8
1.4 研究内容.....	9
1.4.1 主要研究内容.....	9
1.4.2 研究技术路线.....	9
第二章 切削残余应力建模理论基础	11
2.1 残余应力形成机理.....	11
2.2 正交切削力模型.....	12
2.3 正交切削温度模型.....	13
2.3.1 固体导热微分方程.....	13
2.3.2 热源法.....	15
2.3.3 正交切削温度模型建立.....	16
2.4 正交切削残余应力解析模型	17
2.4.1 正交切削机械应力作用.....	17
2.4.2 正交切削热应力作用.....	19
2.4.3 正交切削残余应力模型.....	19
2.5 本章小结.....	22
第三章 铣削力及温度预测研究	23
3.1 铣削力预测研究.....	23
3.1.1 斜角切削力解析建模.....	23
3.1.2 瞬时切削厚度.....	25
3.1.3 铣削力预测模型建立.....	26
3.2 铣削温度预测研究.....	27
3.2.1 铣削温度的传热学模型.....	28
3.2.2 铣削温度预测模型建立.....	30
3.3 铣削力及温度有限元仿真分析	32
3.3.1 仿真模型.....	32
3.3.2 仿真计划.....	33

3.3.3 铣削最高温度仿真结果.....	33
3.3.4 铣削力仿真结果.....	34
3.4 铣削力及温度实验验证.....	36
3.4.1 铣削实验设备.....	36
3.4.2 实验计划.....	37
3.4.3 铣削温度结果对比.....	38
3.4.4 铣削参数对平均铣削力的影响.....	38
3.5 本章小结.....	39
第四章 铣削残余应力预测研究	40
4.1 铣削残余应力预测建模.....	40
4.1.1 铣削力产生的机械应力模型.....	40
4.1.2 铣削热产生的热应力模型.....	41
4.1.3 基于增量弹塑性积累的残余应力预测模型	42
4.2 铣削残余应力仿真分析.....	42
4.2.1 仿真模型.....	42
4.2.2 仿真计划.....	43
4.2.3 铣削残余应力仿真结果.....	45
4.3 铣削残余应力实验验证.....	46
4.3.1 残余应力测量方法.....	46
4.3.2 铣削残余应力实验验证.....	47
4.3.3 铣削参数对表面残余应力的影响.....	48
4.4 本章小结.....	49
第五章 总结与展望	50
5.1 全文总结.....	50
5.2 展望.....	50
参考文献.....	52
附录:铣削力及表面残余应力实验原始数据	58

第一章 绪论

1.1 研究背景

十九届五中全会指出，要坚持把发展经济着力点放在实体经济建设上，要坚定不移地建设现代化制造强国。金属加工作为制造业中极其重要的一环，是相关研究的重点领域。金属加工工艺主要分为三类，即传统工艺、研磨工艺和非传统工艺。传统工艺也称为机械加工工艺，主要包括车削、钻孔和铣削等。研磨工艺包括磨削、研磨和超声波加工等。非传统工艺是指利用化学、热、电或光学能源去除材料的金属加工方式。

机械加工工艺是利用锋利的切削工具来切除材料，将原始工件通过切削成型的方式得到最终产品。铣削是机械加工工艺中最常用的金属去除工艺，该工艺是利用刀具和工件的相对运动可以加工出各种形状的复杂零件。相对于其他制造成形工艺，铣削工艺能够实现对复杂零件的高精度加工，而通过挤压成型或铸造工艺制造的零件还需要进一步的精加工，才能使生产出来的零件达到精度要求。这些优点使得铣削加工工艺在航空航天、汽车和能源等领域具有无可替代的地位。

随着制造技术与制造业的迅速发展，对各种零件的加工精度和表面质量要求不断提升^[1]。由于 304 不锈钢在高温腐蚀等恶劣条件下仍具有优异的综合力学性能，被广泛应用于医疗、核电、航空、船舶等高科技领域^[2]，如图 1-1 所示。

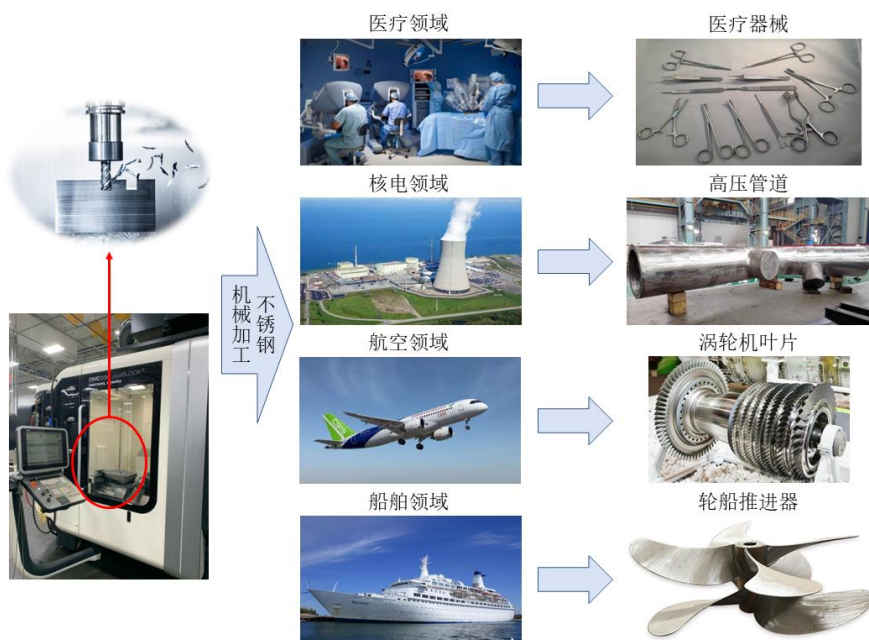


图 1-1 304 不锈钢在各领域中的应用

对于高科技零部件，必须要有足够的强度、较高的韧性，以及良好的耐磨性，才能满足精密仪器的精度要求，而这些性能往往都与机械加工的质量密不可分。残余应力是评估零部件表面质量的重要参数之一，其性质和大小对于机械加工过程中的变形有重要影响。而对于那些需要承受周期性疲劳载荷的零部件而言，如果其表层存在残余拉应力，

该区域内的材料就很有可能产生疲劳裂纹和应力腐蚀现象。因此，减小或消除残余应力对于提高零部件的使用寿命至关重要。由于 304 不锈钢的难加工性，在机械加工过程中的切削力大、切削温度高，使得加工零件表面会存在较大的残余应力。因此，针对 304 不锈钢铣削加工残余应力的研究对实际加工具有重要意义。

1.2 国内外研究现状

切削加工是一种伴随着大变形、大应变的非线性热-力耦合的过程，切削过程中各区域通过热传导和挤压变形的的方式相互影响。切削残余应力是由切削力引起的机械应力和切削热引起的热应力共同作用而产生的，下面对切削力、切削温度以及切削残余应力预测的相关研究进行描述。

1.2.1 切削力预测研究现状

在金属铣削加工中，切削力决定着切削热的产生、刀具的寿命以及加工的精度。因此，对切削力的准确预测不仅有助于计算加工能耗、选择合适的加工参数、设计机床和夹具，还可以作为刀具挠度、刀具磨损和刀具寿命的评判标准。通过构建切削力解析模型不仅能够优化加工工艺、提升切削性能、减少刀具磨损，还能建立切削残余应力模型提供理论基础。

目前，已经有学者在考虑不同影响因素下，如加工参数、工件材料特性、刀具几何形状和润滑条件等，建立了许多切削力的预测模型。这些切削力预测模型主要分为经验法、数值法和解析法三大类。

经验法建模是建立切削力预测模型中最常用的方法，该方法的原理是构建一个切削力与切削参数的函数关系式，并通过多次切削实验获得函数中的系数^[3]。早在上世纪 60 年代，就有学者通过大量的实验，构建了圆柱立铣刀的铣削力与切屑厚度的指数函数模型^[4]。参考之前学者的研究，Fuk^[5]通过大量实验和统计原理建立了铣削力模型，还探讨了主轴速度、每齿进给量以及切深对铣削力的影响。为了进一步分析各个参数对铣削力的交互影响大小，Yuan 等^[6]采用响应面方法构建了预测铣削力的二次模型。为了减少实验次数，Shao 等^[7]采用多因素正交实验法对铝合金进行铣削实验，并建立了硬质合金立铣刀铣削力的经验模型。国内学者针对铣削力的经验法建模也有大量研究，王素玉等^[8]通过正交回归实验法对模具钢进行铣削研究，建立的铣削力预测模型能够很好的描述铣削力的变化。潘永智等^[9]基于铣削力经验模型，对加工参数进行了优化，并获得最优的切削参数。但经验法建模的缺点也十分明显，该方法需要通过大量的实验来得到切削力系数，而且针对不同的加工材料和工况需要不同的预测模型，适用性较差。

有限元方法是最典型的数值建模方法，现已成为金属切削过程仿真的主要工具。与其他建模方法相比，有限元法建模可以根据实际加工条件复现加工过程中的各种物理现象。早在 1981 年，北卡罗来纳州立大学的 Lajczok^[10]就通过有限元法研究了切削过程中的主要问题，并对切削过程进行了初步分析。近年来，国内外对金属切削有限元仿真的研究已趋于完善，并取得了一些成果^[11]。常用的有限元模型包括正交切削模型、斜角切

削模型、二维切削模型和三维切削模型，可用于分析切屑的形成过程、刀具磨损、几何参数优化以及加工应力和温度场的分布^[12-15]。Özel 等^[16]将三维铣削过程简化为二维有限元切削过程，并通过该方法准确预测出了平底立铣刀在槽铣加工中的铣削力及温度场分布。而董辉跃等^[17]在利用 Deform 软件建立斜角切削模型的基础上，准确预测出了铣削力的变化趋势，而且该模型还能在一定程度上显示出切屑的形貌变化。但简化的二维模型无法表现出三维铣削过程中载荷周期性的变化规律，因此，Saffar 等^[18]使用铣刀的实体模型对铣削力进行仿真，仿真结果与理论计算结果和实验结果吻合度良好。Gonzalo 等^[19]建立了双齿铣刀的实体模型对铣削过程进行有限元分析，获得了与实际结果相近的铣削力模型。为实现薄壁铣削力的准确预测，卢晓红等^[20]建立了薄壁微铣削模型对铣削力进行分析预测，并获得了较为准确的铣削力结果。但是有限元模拟非常耗时，结果的准确性仍需要通过实验进行验证，而且针对不同加工工况还需要建立不同的有限元仿真模型，在实际加工中的普适性较差。

基于切削理论和切削力学建立的解析预测模型，该模型可通过将铣刀的切削刃离散为斜角切削微元，再通过积分的方法对微元切削力积分得到总铣削力。1945 年，Merchant^[21]提出了一个初始解析模型，通过分析剪切应变和加工中发生角度的变化来模拟切削过程。铣削力解析模型是利用工具和工件之间的几何角度关系来预测载荷的变化，而切屑和工件的剪切应变、应变率是解析建模的重要参数。目前受到广泛认可的铣削力解析模型是由 Altintas 等^[22]建立的，该模型将斜角切削力与瞬时切削厚度以线性函数的形式相联系。但在高温下，工件的应变率会发生较大变化，使得三维空间下的铣削力解析建模更为困难。因此，为了简化加工过程，有学者提出了二维空间下的正交切削模型^[23]。在正交切削模型中，铣削过程被简化为在单个平面上对材料进行剪切，如图 1-2 所示，该平面称为剪切平面。国内许多学者结合力学理论建立了基于切削力系数标定实验的半解析模型，该模型是在解析模型的基础上进行了简化。首先对铣刀的切削刃进行微分，求得微元切削力后再对其积分，最终得到总铣削力。王海艳等^[24]通过切削力标定实验确定切削力系数，通过建立铣削力微分函数来构建铣削力模型，该模型得到的仿真值与实验值误差较小。为了进一步减少实验步骤，喻春明等^[25]采用有限元仿真的方法确定切削力系数，得到的铣削力模型预测结果与实验结果具有良好的吻合度。

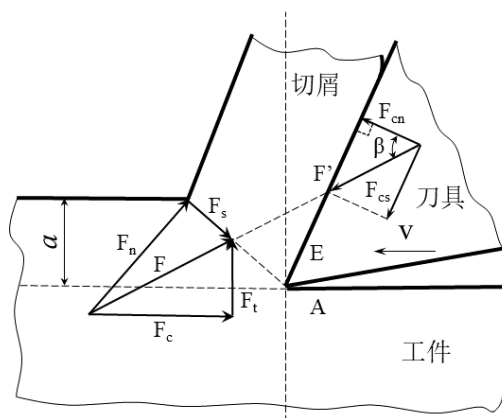


图 1-2 二维切削剪切面模型

可以明显看出,指数形式和其他形式的经验模型在切削稳定性分析方面的作用效果较差,无法应对复杂的加工工况。而有限元数值仿真方法虽然能够准确反映切削过程中的变化,但计算效率较低。因此,建立切削力理论模型是对切削进行分析和预测最为直接且简便的方法。在建立铣削力解析模型后,将结果与有限元方法构建的铣削模型预测结果进行对比,并通过实验验证准确性。在保证有限元模型准确的前提下,用有限元仿真模型验证解析模型结果,通过有限元分析验证的方法能够有效的减少成本、提高效率。

1.2.2 切削温度预测研究现状

在铣削加工中,一般会通过提高切削速度实现更高的加工效率,但切削速度的提高会导致切削温度的迅速升高。加工工件局部温度过高可能会影响材料的物理性能、刀具的寿命以及切屑的形成等加工问题^[26-29]。从这个意义上说,了解加工过程中刀具、切屑和工件各个点的温度对于优化切削参数、提高可加工性和产品质量、降低加工成本、提高刀具寿命和生产率至关重要。因铣削温度变化而产生的热应力是铣削残余应力的重要组成部分,构建铣削残余应力预测模型的前提是构建铣削温度预测模型。

目前针对铣削温度的研究,主要分为三大类,分别是实验测量法,数值模拟法和解析预测法。最初,Abukhshim 等^[30]对正交切削过程中的发热和散热问题进行了综述,并介绍了高速加工过程中温度建模的主要要求。Silva 和 Wallbank^[31]总结了切削温度的预测和测量方法,并分析了切削参数对温度的影响。当前,针对机械加工温度的预测模型主要集中在车削、磨削等领域,对于复杂的铣削加工领域的温度预测模型较少。

实验法测量加工温度主要使用的测量方法有以下几种^[32],分别是自然热电偶法、人工热电偶法、红外热成像法、CCD 测温法以及颜色观察法,表 1-1 总结了几种实验测温法的主要特点。目前,学者通过实验法获取铣削温度时常用热电偶法和红外热成像法,热电偶测温可以测量工件内部具体位置的温度变化,而红外热成像测温可以实现无接触式测温。颜色观察法的原理是热敏涂料在不同温度下会展现不同的颜色,以涂料颜色判断加工温度。Lezanski 等^[33]通过自然热电偶法测量高速铣削中的铣刀刀面温度,指正了刀具温度会随切削速度的增加而降低的错误结论。Leshock 等^[34]利用热电偶测量了车刀前刀面的平均温度,并建立车削界面温度的经验模型。以钛合金的最佳铣削温度为研究目标,吕东升等^[35]采用热电偶法获得铣削过程中的温度分布。鉴于红外测温法无接触检测的特性,被广泛应用于晶体切削^[36, 37]实验中。本文基于现有条件,综合考虑精准度和成本问题,采用红外热成像法测量铣削实验中的温度。

表 1-1 切削温度实验通用测量方法

测量方法	优点	缺点	成本	准确性
自然热电偶法	操作简便,技术成熟	只能获取切削的平均温度 响应速度低	低	低
人工热电偶法	受外部因素扰动的影响小 可得到某点处准确的切削温度	响应时间滞后 较大温度梯度时精度差	低	较低

红外热成像法	时空分辨率好，测温范围大 响应速度高，非接触测量	只能测量工件表层温度 测量角度要求高	偏高	较高
CCD 测温法	分辨率高，测温精度高 响应时间短	设备操作复杂 使用成本高	高	高
颜色观察法	操作简便，使用成本低	响应性差 测量精准度低	低	低

数值法预测铣削温度的本质还是对固体热传导微分方程的求解，但通过有限元仿真的方法可以将该过程简化。目前有限元法预测温度通常是通过商业有限元分析软件建立温度预测仿真模型，是最常用的切削温度预测方法之一。最早是在 1974 年，Tay 和 Stevenson^[38]将有限元预测模型用于金属切削温度的预测，他们利用有限元构建了一个正交切削模型，并得到各种加工工况下的最高温度。借助 ABAQUS 有限元分析软件，Langenhorst 等^[39]对多层铣削进行了有限元模拟，得到了多步加工后的铣削温度分布。Karpat^[40]对切削中的温度场和变形场进行了有限元仿真，以预测切削区域的温度分布情况。国内学者对于有限元模型预测也进行了多方面的研究，毕运波等^[41]就通过有限元仿真的方法得到航空铝合金在铣削条件下的温度场分布。就目前来看，数值有限元法对铣削温度的预测技术已经十分成熟，但在复杂的工况下，有限元预测模型还是存在一定的限制，而且针对铣削加工温度的研究也相对较少。

解析法预测铣削温度大多采用积分的方式，以金属切削理论为基础，结合摩擦、传热理论，构建斜角切削模型，再将斜角切削模型沿轴向积分即可得到铣削温度预测模型。基于 Jaeger 建立的滑动摩擦理论^[42]和 Blok 提出的能量分配比分析方法^[43]，Trigger 和 Chao^[44]构建了一种预测切削温度的解析模型，该模型将剪切面假设为热源，加工过程中，工件表面假定为绝热边界。热源法就是在此基础上提出的，该方法是切削温度解析建模方法中使用最广泛的，它可以模拟独立点热源对正交切削温度的热源影响。热源法假设切削温度的分布符合高斯分布，即所有的温度变化被看作是空间中一系列独立点热源所导致的结果。采用热源法，刘具龙等^[45]以刀具-工件接触位置的温度为研究目标，建立了钛合金铣削温度预测模型，该预测模型对加工局部区域的温度分布预测具有良好的精度。在通过热源法建立温度预测模型的过程中，还有学者采用面热源法^[46, 47]求解铣削温度变化，也有学者将铣削生热过程视为线热源的移动^[48, 49]来求解温度变化。相对于面热源法求解，移动线热源法可在误差范围内得到更为准确的温度。因此，本文采用移动线热源法建立金属端铣加工的温度预测模型。

1.2.3 切削残余应力预测研究现状

1964 年，Field 和 Kahles 首次使用“表面质量”一词来表示经过制造过程后的工件表面状态^[50]，而加工表面和亚表面的完整性会受到加工过程中所产生应力的影响^[51]。Matsumoto 等^[52]就发现了表面残余拉应力会加速疲劳裂纹的发展，降低了产品的疲劳寿命。根据 Petropoulos^[53]的研究，切削加工后工件的表面残余应力会发生变化，且残余应

力对工件的后续使用会产生较大影响。因此，为了提高加工质量和降低成本，研究加工工艺参数对加工表面残余应力的影响至关重要，国内外学者针对切削加工中的残余应力进行了大量的研究。

有关于切削加工中的残余应力主要研究方法分为实验法、有限元法和解析法^[54]三类。目前切削加工中的研究残余应力使用较多的方法是实验测量法和有限元仿真法，有关于解析法预测切削残余应力的研究偏少，针对于铣削加工残余应力的预测模型更是少有研究。

采用实验法研究残余应力时，实验测量的精度成为了关键所在。现今，残余应力的常用测量手段主要有盲孔法、压痕法、超声波法、X 射线衍射法和中子衍射法^[55]，常见残余应力检测方法及其特点如表 1-2 所示。盲孔法是目前发展较为成熟的一种测量方法，该方法的原理是进行应力释放的方法测量工件应力水平。**Pereira** 等^[56]使用了盲孔法测量了 1010 钢和 4340 钢铣削后的残余应力，并发现轴向切深的变化对已加工表面的残余应力影响较小。由于盲孔法需要将工件内部的应力进行释放，所以这种测量方法会对工件本身造成一定损伤。在高精密仪器零部件的加工过程中，采用盲孔法检测残余应力是不合理的，因此有学者开发了一种无损检测技术，即 X 射线衍射法。X 射线衍射法已在研究室和工业检测场所中被广泛使用，该方法的优势在于能够保证试样不受到破坏的同时，获得准确的残余应力大小。**Huang** 等^[57]采用 X 射线衍射仪对加工后的铝合金表面残余应力进行检测，以此建立了铣削残余应力指数模型。结果表明，切削速度的增大和进给速度的减小会导致表面残余应力的减小。以切削残余应力为研究目标，**Wang** 等^[58]在铣削模具钢后，使用 X 射线衍射仪测量了不同切削参数下工件的残余应力。研究发现，残余应力受切削速度和切削深度的影响较大。本文结合现有设备，考虑测定工件材料性能，采用 X 射线衍射法对工件表面的残余应力进行测量。

表 1-2 切削加常用残余应力测量方法

测量方法	检测范围	适用对象	优点	缺点
盲孔法	500 μm	等向弹性材料	精度高、技术成熟 应用广	操作复杂 工件受损伤
压痕法	200 μm	等向弹性材料	操作简单、精度高 适用范围广	只能测定平面应力 数据处理复杂
X 射线衍射法	20 μm	等向弹性材料 晶体材料	对工件无损伤、精度高 测定速率快、可靠性好	只能测量平面应力
中子衍射法	500 μm	复合材料 异构材料	无损伤、精度高 测量范围大、穿透力强	检测设备大、价格昂贵 测定速率低

有限元模拟法是近年来应用较为广泛的一种研究方法，在切削残余应力的预测中有较好的精确度与良好的通用性。国内外学者采用有限元方法模拟切削过程中残余应力的

产生进行了大量研究, 卢晓红等^[59]基于 ABAQUS 的三维铣削仿真模型, 研究了刀具几何结构参数及每齿进给量对表面残余应力的影响。为了预测钛合金多轴铣削的残余应力分布, Wang 等^[60]建立了三维铣削仿真模型, 并通过实验验证了有限元模型的可靠性。黄尧等^[61]为了分析铣削加工参数对钛合金加工表面残余应力的影响, 依据实际铣刀结构建立了铣削有限元预测模型。研究表明, 铣削深度对表面残余应力的影响最小, 而铣削速度对残余应力的影响最大。由于三维铣削有限元模型网格数量庞大, 计算效率低, 因此目前铣削残余应力的有限元预测模型通常采用二维建模的简化形式进行仿真分析。为了研究残余应力与铣削参数之间的关系, Guo 等^[62]对二维切削模型进行研究, 发现最大残余应力和压应力层深会随着切削深度的增大而增大。曹成铭等^[63]借助 Advantage 有限元分析软件建立了二维正交模型, 并以此来预测铣削过程中残余应力的分布。研究发现, 残余压应力出现在层深 0.5 mm 处, 而已加工表面表现为残余拉应力。通过建立有限元二维铣削模型, Ullah 等^[64]发现随着切削参数的增大, 表面残余拉应力增大, 而残余压应力减小。目前残余应力的有限元预测方法较为成熟, 但该方法对计算机要求较高, 计算时长较长, 且局限性大, 不同的工况需要建立不同的模型, 在实际生产中较难应用。为减小实验成本, 提高效率, 本文通过建立二维有限元模型展开对铣削残余应力的研究。

相对于实验法和有限元法建立残余应力预测模型, 解析法能够在确保准确的前提下, 更加深入地研究残余应力的产生机理。赫兹滚/滑动接触理论法是 Merwin 和 Johnson^[65]在 1963 年提出了一种计算塑性变形中机械应力的通用方法, 该方法为后期建立切削残余应力解析建模提供了主要理论基础。但 Merwin 和 Johnson 的计算方法只考虑了机械作用对残余应力的影响, 缺乏热应力对残余应力的作用。因此, Ulutan 等^[66]提出了一种考虑热-力耦合作用的硬态车削残余应力解析预测模型, 同时采用弹塑性分析模型对弹性解进行松弛处理, 最终得到了工件残余应力的分布。基于 Ulutan 的热应力模型, 齐朝旭^[67]不仅考虑了剪切区的机械应力, 还考虑了后刀面磨损区和刀尖半径区的应力, 对之前的残余应力预测模型进行了改进。但铣削过程与车削的连续切削又有所不同, 在铣削的断续切削过程中, 工件上的机械应力及热应力呈周期性变化趋势。而这种周期性的变化特性引起了广大学者的研究兴趣, Su 等^[68]根据铣削加工特点, 通过几何转换将正交切削的残余应力模型应用至铣削模型中, 将切削温度和切削力作为输入参数计算铣削残余应力。Zhou 等^[69]基于端铣过程中的机械载荷和热载荷作用, 建立了一种预测镍铝合金加工残余应力分布的解析模型, 并通过实验验证了该模型的准确性。本文根据之前学者建立的正交切削残余应力建模方法, 构建正交切削的机械应力模型及热应力模型, 并在此基础上, 建立铣削残余应力的解析模型。

1.2.4 304 不锈钢加工特性研究现状

304 不锈钢作为一种机械强度高、耐腐蚀性强和耐磨损的金属材料被广泛运用于各大领域, 但其本身参杂的多种元素也会影响到其加工性能。在切削加工的过程中, 主要表现为切削力大、切削温度高; 加工硬化严重、刀具易磨损; 切屑不易折断、易粘结,

加工精度和表面质量较难控制^[70, 71]。因此,如何提高 304 不锈钢的机械加工质量一直是国内外学者研究的热点所在。

切削力是不锈钢切削加工中的重要参数,对研究切削历程变化规律、设计刀具以及优化参数都有重要意义。张清阁^[72]以加工切削力为主要优化指标,通过正交实验法和有限元仿真的方法对 304 不锈钢切削加工用量进行了优化研究。陈文康等^[73]建立了一种新的 304 不锈钢正交切削摩擦模型,利用该模型研究不同切削用量及刀具角度对切削力的影响,并认为切削宽度和切削厚度对切削力的影响较大。在建立铣削力回归预测模型的基础上,薛姣等^[74]通过研究发现铣削深度对铣削力的影响最大,主轴转速其次,进给速度的影响最小。为了进一步提高 304 不锈钢的加工质量,方锐等^[75]通过单因素实验法研究了切削合力随着加工参数的演化规律。研究表明,切削合力随主轴转速的增大呈先减小后增大趋势,且随着进给量和切深的增大而增大。Xu 等^[76]通过车削的对比实验,得到了工艺参数与切削力之间的关系模型和相关性。结果表明,切削深度对切削力的影响较大,但切削速度和进给速度对切削力的影响较小,因此在加工 304 不锈钢时应选取较小的切削参数进行加工。Dubey 等^[77]为研究切削参数对平均铣削力的影响,利用响应面法设计实验,通过方差分析得到了切削力与切削参数之间的函数关系式。

304 不锈钢自身具有导热性差、塑性大等特点,因此 304 不锈钢在加工过程中会产生大量切削热,而过高温度会直接影响到工件表面的质量、刀具寿命和加工效率。因此,控制切削温度是提高加工质量、提高刀具寿命和提高加工效率的重要手段之一。杨鸿志等^[78]为了研究 304 不锈钢在切削过程中的温度分布情况,建立了 304 不锈钢的正交切削表面温度解析模型,得出温度随切削速度的增加而迅速升高的结论。He 等^[79]采用单因素实验法研究了切削参数对切削温度的影响,结果表明切削温度一般随着切削速度和进给速度的增大而增大。采用有限元分析的方法,Mathivanan 等^[80]发现当车削 304 不锈钢的切削速度达到 200 m/min 时,切削温度高达 650 °C,并通过响应面法建立了切削温度模型,该模型在实际生产中具有良好的预测能力。

在切削加工过程中,加工 304 不锈钢产生的残余应力会对工件使用寿命产生重要影响。国内外学者对不锈钢切削加工的残余应力也进行了大量的研究,占钢等^[81]采用有限元方法建立了二维切削模型。研究发现,合理的提高切削速度可有效降低表面残余拉应力,选取较小进给量可降低亚表面的残余压应力。通过 Abaqus 有限元分析软件对 304 不锈钢进行车削仿真,Liu 等^[82]发现已加工零件在距表面 25 μm 的深度处会产生残余拉应力。而 Pereira 等^[83]认为在进给速度较低、切削深度较大时,304 不锈钢的工件内部会产生更大的残余压应力。

1.3 研究目的及意义

铣削加工是一种常用的机械加工方法,在金属加工领域被广泛使用。而 304 不锈钢具有塑性大,韧性好和热强度高特点,会在加工过程中产生较大的残余应力,给加工过程带来诸多问题。考虑到 304 不锈钢的难加工性,为改善其加工技术、提高加工质量,减小加工后的残余应力,对不锈钢切削特性和表面残余应力的研究势在必行。围绕这一

主题，本课题针对 304 不锈钢，建立铣削条件下的残余应力预测模型，为提高 304 不锈钢加工质量奠定基础。

1.4 研究内容

1.4.1 主要研究内容

基于 304 不锈钢铣削残余应力预测国内外研究进展的总结，本课题采用理论建模、仿真分析和实验验证相结合的方法对铣削残余应力展开研究。主要研究内容包括以下几个方面：

(1) 对国内外铣削预测模型相关的研究进行探讨。通过查阅国内外文献，总结归纳了切削力、切削温度以及切削残余应力的预测方法，并着重讨论了 304 不锈钢的加工特性。提出了本文的研究目的和意义，阐明了研究的技术路线。

(2) 分析切削残余应力的形成机理，构建二维正交切削模型。基于正交切削状态，采用非等分剪切理论构建正交切削力模型，采用镜像热源法构建正交切削温度模型。再通过切削力和切削温度计算得到机械应力及热应力，结合赫兹接触理论，通过应力加载、释放历程构建切削残余应力模型。

(3) 沿用正交切削模型的相关理论，构建铣削力及铣削温度模型。采用离散化的思想，将铣削过程划分为一系列的斜角切削过程，再利用正交切削力模型建立铣削力模型。在一定假设条件下，可将铣削过程视为线热源移动传热过程，并以此建立铣削温度模型。采用有限元仿真分析和铣削实验相结合的方法验证预测模型的准确性，并在此基础上系统性分析铣削参数对铣削力及铣削温度的影响规律。

(4) 基于增量弹塑性积累方法，构建铣削残余应力解析模型。参考正交切削模型的残余应力求解方法，计算铣削力引起的机械应力和切削热引起的热应力，构建三维铣削残余应力模型。通过有限元仿真分析和 X 射线衍射法测量来验证预测模型的准确性，并在此基础上进一步探讨铣削参数对铣削表面残余应力的影响规律。

1.4.2 研究技术路线

本文按照图 1-3 所示展开对 304 不锈钢铣削残余应力预测的研究。首先，通过非等分剪切理论建立正交切削状态下的切削力模型，通过镜像热源迭加法构建切削温度模型。结合切削力和切削温度，建立的正交切削残余应力解析模型，可为后文建立铣削模型提供理论基础。

其次，将铣削模型划分为一系列的斜角切削模型，并沿用正交切削模型方法构建铣削力预测模型。将铣削过程中的传热学问题简化为移动线热源传热问题，并通过固体导热微分方程计算铣削温度的变化情况。采用有限元仿真和实验的方法验证了理论模型的准确性，并分析了铣削参数对铣削力及温度的影响规律。

最后，参考上文建立的正交切削残余应力建模方法，建立铣削残余应力解析模型。通过铣削力模型和铣削温度模型求解出机械应力及热应力，再根据弹塑性增量理论和应

力变化过程构建铣削残余应力预测模型。利用有限元仿真和实验验证解析模型的准确性，并深入探讨了铣削参数对铣削表面残余应力的影响规律。

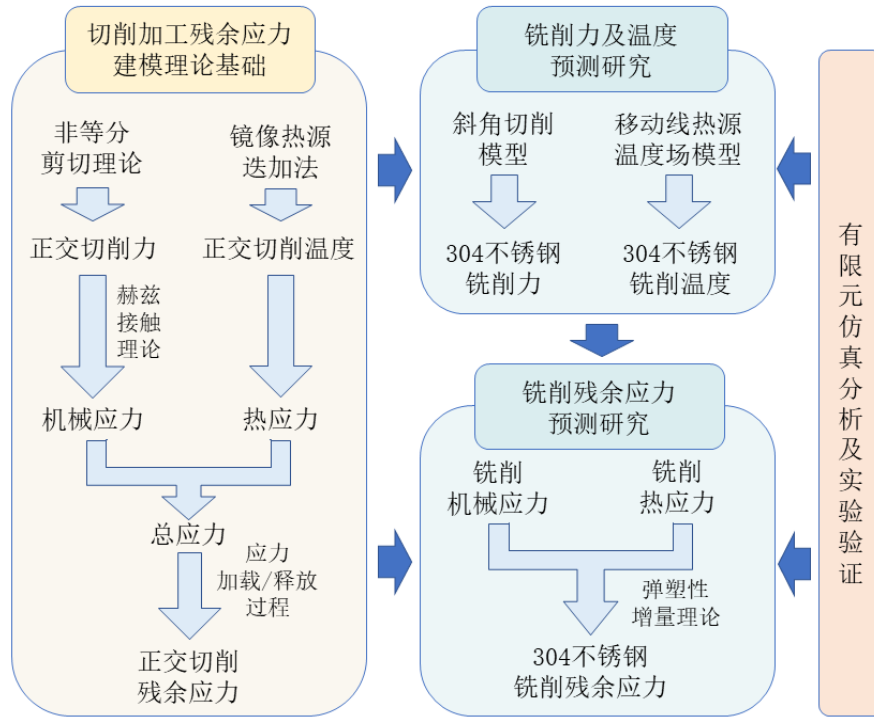


图 1-3 研究技术路线图

第二章 切削残余应力建模理论基础

残余应力是刀具与工件之间相互挤压和摩擦造成工件材料力学性能改变的现象。残余应力会影响加工工件的疲劳强度、使用寿命、耐磨性等性能，是衡量加工表面质量的重要指标之一。铣削过程中的三维切削问题通过平面应变假设，在一定程度上可视作为二维正交切削问题，本章首先通过建立二维切削简化模型为建立三维解析模型提供理论基础。

2.1 残余应力形成机理

切削加工的残余应力主要来源有三部分，一是机械应力作用，二是热应力作用，三是相变引起的体积变化作用。图 2-1 表示正交切削过程中，剪切滑移区域的应力状态。在剪切区域中，将正交切削过程的变形区域划分为第一变形区、第二变形区和第三变形区三个部分。切削形成剪切变形时，需要在一定区域内进行过渡，该区域即为第一变形区。切屑形成后，沿前刀面流动时切屑会与前刀面之间产生塑性变形，即为第二变形区。由于刀尖钝圆半径的影响，已加工表面与刀尖圆角之间也会产生一定程度的塑性变形，该区域便为第三变形区。

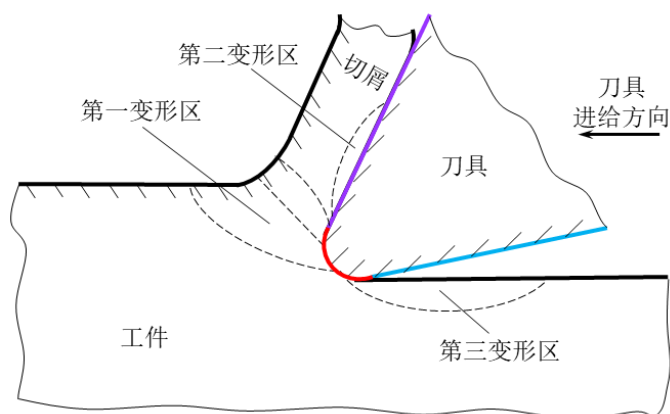


图 2-1 剪切滑移区应力状态

铣削表面的残余应力是由切削力和切削热共同作用后的产物。由于 304 不锈钢的导热性较差，切削过程中大量的热量积累在刀尖与工件接触区域，导致已加工表层残余应力以热应力影响为主，表现为拉应力。随着深度的增加，热量传导效率降低，且工件表面冷却速率低于亚表面，热应力对亚表面的影响减小，此时机械作用对残余应力的影响占主导作用，表现为压应力。

在切削过程中，过高的切削温度可能会导致工件材料发生变化。例如当 304 不锈钢的切削温度超过 1000 °C 时，其内部奥氏体在一定条件下会诱发马氏体相变。本文通过测试实验及有限元仿真分析发现，铣削过程中的温度远低于相变温度，因此可忽略相变对残余应力的影响，只考虑切削力导致的机械应力作用和切削热导致的热应力作用。

2.2 正交切削力模型

在正交切削中，刀具与工件的相对运动方向与切削刃呈垂直关系。在一定条件下，通过对正交切削模型进行几何角度变换和积分操作，可将正交切削模型转化为三维切削模型。在建立复杂的铣削模型前，正交切削模型可提供理论建模的基础。

根据剪切面理论，工件材料的变形发生在一个厚度可以忽略不计的剪切平面内。该剪切平面将剪切带切分成两个面积不相等的四边形区域，如图 2-2 所示。在四边形 ABDC 区域中，工件材料进入该区域时与刀尖接触，发生弹性变形。当材料流动到 ABGE 区域时，切屑与工件基体分离，此时材料产生塑性变形。

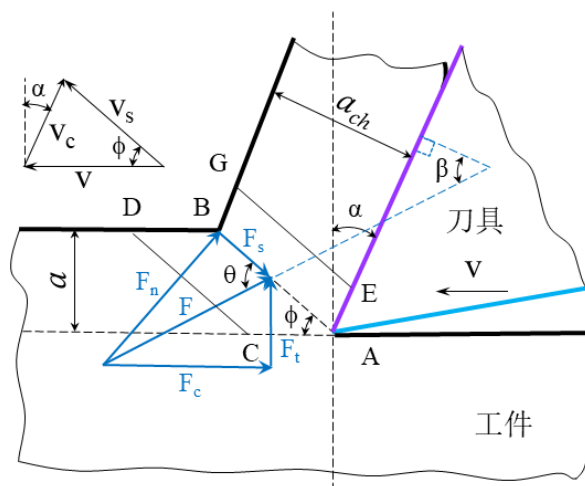


图 2-2 正交切削非等分剪切示意图

根据作用力平衡关系，且剪切区域剪切面上剪应力分布均匀，则主切削力 F_c 和进给力 F_t 可由剪切力 F_s 表示

$$\begin{cases} F_c = \frac{F_s \cos(\beta - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} \\ F_t = \frac{F_s \sin(\beta - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} \end{cases} \quad (2-1)$$

式中， α 为刀具前角， ϕ 为剪切角，即切削速度与剪切平面的夹角。 β 为摩擦角，可由刀具-切屑平均摩擦系数推导。

由速度三角形可知，切削速度 v 、剪切速度 v_s 和切屑流动速度 v_c 三者满足以下关系

$$\begin{cases} v_s = v \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \\ v_c = v \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \end{cases} \quad (2-2)$$

非等分剪切理论中提出了一种求解剪切平面上剪应变 $\bar{\epsilon}_{AB}$ 和剪应变率 $\dot{\bar{\epsilon}}_{AB}$ 的方法，可通过下式求得^[84]。

$$\bar{\epsilon}_{AB} = \frac{k \cos \alpha}{\sqrt{3} \sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (2-3)$$

$$\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_{AB}} = \frac{5v \cos \alpha}{\sqrt{3}h \cos(\phi - \alpha)} \quad (2-4)$$

式中, k 为剪切区入口区域 ABDC 与出口区域 ABGE 厚度之比, h 为主剪切带厚度, 两者可通过以下公式求得

$$k = \frac{\cos \phi \cos(\phi - \alpha)}{\cos \alpha} \quad (2-5)$$

$$h = \frac{a}{10 \sin \phi} \quad (2-6)$$

根据剪切带理论, 剪切角、刀具前角和摩擦角之间存在映射关系。基于最大剪应力原理, 当剪切速度与切削合力之间的夹角为 45° 时, 此时剪应力为最大值, 且剪切流动方向与最大剪应力方向一致。则剪切角 ϕ 可用摩擦角 β 和前角 α 表示

$$\phi = \frac{\pi}{4} - (\beta - \alpha) \quad (2-7)$$

可采用经典的 Boothroyd 正交切削温度模型来获取剪切面的温度增量^[85]。

$$T_{AB} = T_0 + \eta \Delta T_{AB} \quad (2-8)$$

其中, T_{AB} 表示剪切面平均温度, T_0 表示工件材料初始温度, 一般取室温值, ΔT_{AB} 表示剪切面的温度增量, η 表示热转化比。温度增量 ΔT_{AB} 可通过下式计算

$$\Delta T_{AB} = \frac{(1 - \beta) F_s v_s}{m_{chip} s} \quad (2-9)$$

Johnson-Cook 本构模型可以很好的描述正交切削中应力流动的变化, 故本文选用 J-C 本构模型来计算剪切区域的等效剪应力

$$\bar{\tau}_{AB} = \left(A + B \bar{\varepsilon}^n \right) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (2-10)$$

而剪切面上的剪应力 $\tau_{AB} = \bar{\tau}_{AB} / \sqrt{3}$, 则剪切力可用等效剪应力表示为

$$F_s = \frac{a w \bar{\tau}_{AB}}{\sqrt{3} \sin \phi} \quad (2-11)$$

2.3 正交切削温度模型

在二维正交切削状态下, 采用热源温度场迭加法建立切削温度模型, 该方法能够很好的体现出切削过程中刀具工作过程中工件材料温度的积累情况。采用热源法建立切削温度模型, 通过固体导热微分方程中得到热源解, 再通过迭加的方式求解出工件的温度分布。因此, 要想建立切削温度模型的前提是先对固体导热微分方程进行求解。

2.3.1 固体导热微分方程

固体热传导的基本定律是傅里叶定律和傅里叶-斯特能定律。傅里叶定律表明热量从高温处通过固体物体向低温处传导, 热流密度与物体的横截面积和热传导系数呈正

比，与传热距离呈反比。傅里叶-斯特能定律则是对傅里叶定律的补充，描述了热量在固体物体中的分布，即热流密度与热传导系数和温度梯度之积呈正相关^[86]。公式表述如下所示

$$q = -\lambda A \frac{dT}{dx} \quad (2-12)$$

式中， q 为热流密度， λ 为导热系数， A 为传热面积。

假设三维空间中有一导热块，其表面积为 S ，体积为 V ，如图 2-3 所示。

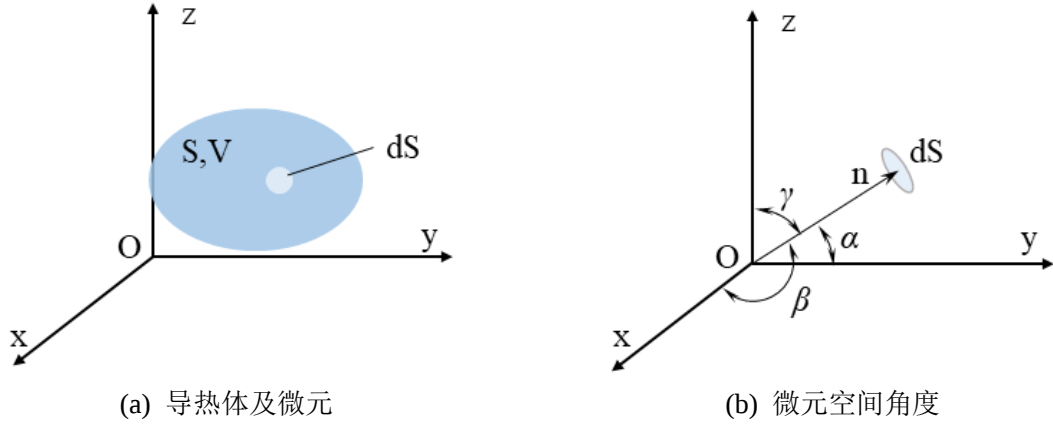


图 2-3 固体热传导示意图

从导热块上取一微元面 dS ，该微元沿法线方向的温度梯度偏导可写为

$$\frac{\partial T}{\partial n} = \frac{\partial T}{\partial x} \cos \alpha + \frac{\partial T}{\partial y} \cos \beta + \frac{\partial T}{\partial z} \cos \gamma \quad (2-13)$$

结合固体热传导基本定律，单位时间内通过微元面 dS 流出的热量为

$$dq = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} \cos \alpha + \frac{\partial T}{\partial y} \cos \beta + \frac{\partial T}{\partial z} \cos \gamma \right) dS \quad (2-14)$$

对上式进行积分，则通过该导热块表面 S 流入的热量为

$$q = \iint_S \lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} \cos \alpha + \frac{\partial T}{\partial y} \cos \beta + \frac{\partial T}{\partial z} \cos \gamma \right) dS \quad (2-15)$$

利用散度定理将上式由面积分的形式转换为体积分的形式

$$\begin{aligned} q &= \iint_S \lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} \cos \alpha + \frac{\partial T}{\partial y} \cos \beta + \frac{\partial T}{\partial z} \cos \gamma \right) dS \\ &= \iiint_V \lambda \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] dV \end{aligned} \quad (2-16)$$

由传热学可知，等式中项表示单位时间内通过表面 S 流入的热量，等式右项表示单位时间内体积为 V 的导热块吸收的热量，符合能量守恒定理。根据传热学基本规律，体积为 V 的导热块内总热量为

$$Q = c\rho \iiint_V T(x, y, z, t) dV \quad (2-17)$$

总热量对时间求导可得总热量对时间的增长率

$$c\rho \frac{\partial}{\partial t} \iiint_V T(x,y,z,t) dV = c\rho \iiint_V \frac{\partial T}{\partial t} dV \quad (2-18)$$

将式 2-16 代入有

$$\iiint_V \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) dV = c\rho \iiint_V \frac{\partial T}{\partial t} dV \quad (2-19)$$

由于导热体体积 V 具有任意性，故被积为恒定值，可得

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c\rho} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (2-20)$$

式 2-20 可解决三维空间下的非稳态热传导问题，为建立三维铣削温度模型奠定基础。

2.3.2 热源法

如图 2-4 所示，在无限大的导热介质中，某一点上存在一瞬时热源，该瞬时点热源发热量为 Q 。空间中有一点 $M(x,y,z)$ ，有一矢量 $\mathbf{R}$ 由点热源指向点 M 。

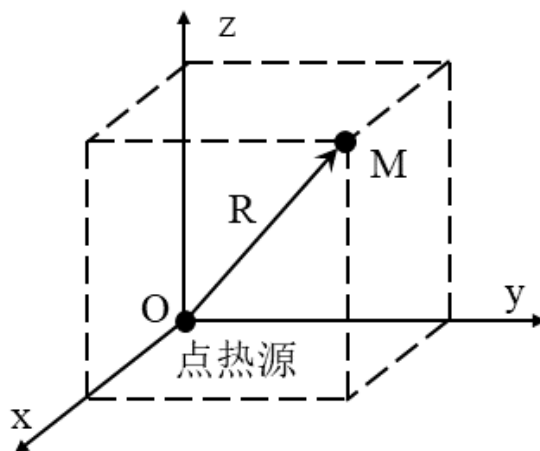


图 2-4 瞬时点热源空间坐标系

根据三维非稳态热传导微分方程，设点 M 受到瞬时点热源影响而产生的温升为 ΔT ，令 $k=\lambda/c\rho$ ，则 Δt 满足下式

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = k \left(\frac{\partial^2 \Delta T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Delta T}{\partial z^2} \right) \quad (2-21)$$

依据点 M 坐标值，假设矢量 $\mathbf{R}$ 各个方向上分量大小分别为 x,y,z ，通过傅里叶变换可知，存在另一矢量 $\mathbf{E}$ ，矢量 $\mathbf{E}$ 在空间中三个分量可表示为 α, β, γ ，则矢量 $\mathbf{E}$ 的模 E 为 $E^2=\alpha^2+\beta^2+\gamma^2$ 。对导热微分方程进行傅里叶变换可得

$$\frac{\partial F}{\partial t} = -k(\alpha^2 + \beta^2 + \gamma^2)F \quad (2-22)$$

将矢量 $\mathbf{E}$ 模的平方 E^2 代入简化可得

$$\frac{dF}{F} = -kE^2 dt \quad (2-23)$$

对等式两侧同时进行积分有

$$\ln F = -kE^2t + C_1$$

以函数的形式可表示为

$$F(\mathbf{E}, t) = C_2 e^{-kE^2} \quad (2-24)$$

常数 C_2 可根据能量守恒定律求得

$$C_2 = \frac{Q}{c\rho} \quad (2-25)$$

代入温升函数 $\Delta T(\mathbf{E}, t)$ 有

$$\frac{Q}{c\rho} = \int_0^\infty 4\pi R^2 \Delta T(R, t) dR \quad (2-26)$$

则任意时刻点 $M(x, y, z)$ 受到原点处瞬时点热源影响而产生的温升求解公式为

$$\Delta T(x, y, z, t) = \frac{Q}{c\rho(4\pi kt)^{3/2}} e^{-\frac{x^2+y^2+z^2}{4kt}} \quad (2-27)$$

假设在无限大的导热体中有一无限长度的瞬时线热源，令该线热源与 z 轴重合，热源瞬时发热量为 Q ，如图 2-5 所示。

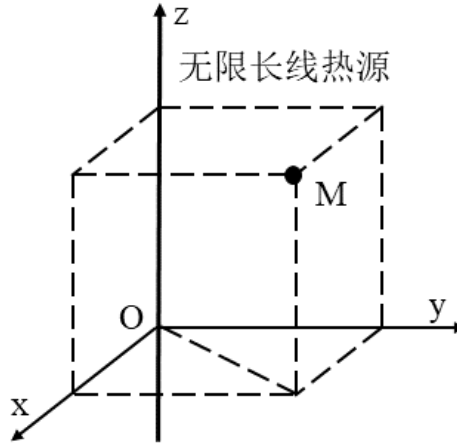


图 2-5 无限长线热源

将线热源微分，则线热源可视作无数个点热源的集合，线热源对空间中某一点 $M(x, y, z)$ 的温度影响等效于这些点热源对点 M 的影响的迭加。将式 2-27 沿 z 轴方向积分，可得线热源对点 M 的温升如下。

$$\Delta T = \frac{Q}{c_w \rho_w (4\pi \alpha_w t)^{3/2}} e^{-\frac{x^2+y^2}{4\alpha_w t}} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-\frac{z^2}{4\alpha_w t}} dz = \frac{Q}{c_w \rho_w (4\pi \alpha_w t)} e^{-\frac{x^2+y^2}{4\alpha_w t}} \quad (2-28)$$

通过上式可计算与 z 轴相重合的瞬时线热源对空间中 M 点在任意时刻的温升，可为后文计算正交切削温度提供理论支撑。

2.3.3 正交切削温度模型建立

正交切削模型中，导致温度变化的热源主要有剪切带热源、刀具-切屑摩擦带热源和刀具-工件摩擦带热源，分别分布在第一变形区、第二变形区以及第三变形区中。结

合实际加工状态，提出以下合理假设：(1) 工件材料为各向同性；(2) 切削过程中，热量的产生及传导均处于稳态下；(3) 由于剪切带热源对工件温度的影响远高于其余两者，可忽略第二、三变形区热源；(4) 所有加工导致塑性变形的能量全部转化为热量，且产生的热量只在工件中传导，工件表面假设为绝热表面。

跟热源法求解空间某点的温度变化同理，在正交切削模型中采用镜像热源法对正交切削中温度的变化进行分析，如图 2-6 所示。

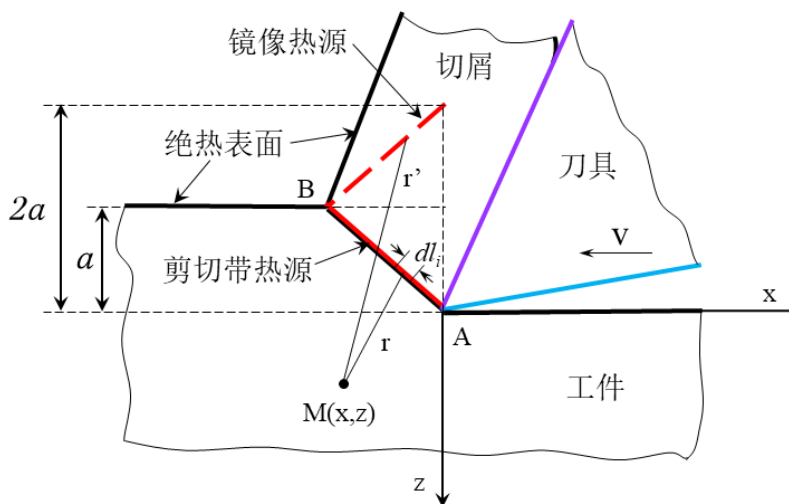


图 2-6 正交切削加工温度模型

剪切带热源为一个在无限大的工件表层以速度 v 运动的线热源。由于绝热边界的存在，在工件未加工表面上方设置一个镜像热源，镜像热源与线热源特性相同，且两者关于加工表面的延长线对称。工件内部有一点 M ，则线热源和镜像热源对点 M 在某时刻的温升作用可表示为

$$\Delta T = \frac{q_s}{2\pi\lambda} \int_0^{a/\sin\phi} e^{\left[\frac{(x+l_i \cos\phi)v}{2k}\right]} \left[K_0\left(\frac{vr}{2\alpha_T}\right) + K_0\left(\frac{vr'}{2\alpha_T}\right) \right] dl_i \quad (2-29)$$

式中， q_s 为单位长度上的热流密度， a 为切削厚度，在铣削中即瞬时切削厚度， λ 为导热率， α_T 为热扩散率， K_0 为 0 阶第二类修正 Bessel 函数。 r 为点 M 与线热源之间的距离， r' 为点 M 与镜像热源之间的距离，可用下式求得

$$\begin{cases} r = \sqrt{(x+l_i \cos\phi)^2 + (z-l_i \sin\phi)^2} \\ r' = \sqrt{(x+l_i \cos\phi)^2 + (z+l_i \sin\phi)^2} \end{cases} \quad (2-30)$$

利用线热源可有效解决正交切削中温度变化的问题，再结合正交切削与铣削加工的几何转换关系，正交切削结果可为铣削温度的分析提供理论支撑。

2.4 正交切削残余应力解析模型

2.4.1 正交切削机械应力作用

在任意切削时刻，由于刀具与工件接触区域的体积远小于工件体积，可将已加工表面视做一个半无限空间的弹性体。为了准确分析正交平面中残余应力随时间历程的变化情况，采用赫兹滚/滑动接触模型对工件的残余应力进行分析。如图 2-7 所示，圆形表示负载，平面表示受载的工件。当圆形负载以速度 v 通过平面时，工件内部同一深度的平面上所有微元都会经历相同的压力变化。

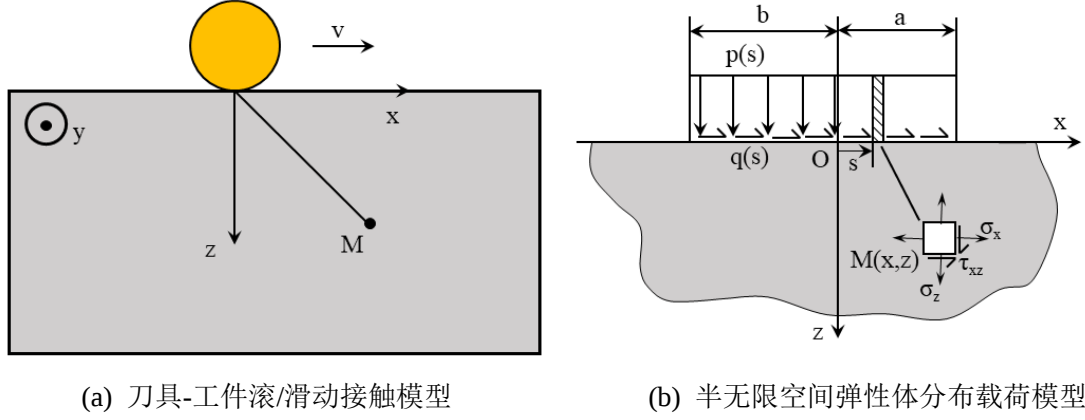


图 2-7 正交切削过程中接触载荷示意图

假设工件内部中存在某一点 $M(x, z)$ ，在分布式法向应力 $p(s)$ 和切向应力 $q(s)$ 的作用下，点 M 处的应力分量可通过对布森内斯克解积分得到。

$$\begin{cases} \sigma_{xx}^{mech} = -\frac{2z}{\pi} \int_0^a \frac{p(s)(x-s)^2}{[(x-s)^2 + z^2]^2} ds - \frac{2}{\pi} \int_0^a \frac{q(s)(x-s)^3}{[(x-s)^2 + z^2]^2} ds \\ \sigma_{zz}^{mech} = -\frac{2z^3}{\pi} \int_0^a \frac{p(s)}{[(x-s)^2 + z^2]^2} ds - \frac{2z^2}{\pi} \int_0^a \frac{q(s)(x-s)}{[(x-s)^2 + z^2]^2} ds \\ \tau_{xz}^{mech} = -\frac{2z^2}{\pi} \int_0^a \frac{p(s)(x-s)}{[(x-s)^2 + z^2]^2} ds - \frac{2z}{\pi} \int_0^a \frac{q(s)(x-s)^2}{[(x-s)^2 + z^2]^2} ds \end{cases} \quad (2-31)$$

式中， a 为机械载荷的积分长度， $p(s)$ 和 $q(s)$ 分别为载荷区域上的法向应力和切向应力，在本文假设为均匀分布模型。 σ_{xx} 是沿进给方向的应力分量， σ_{zz} 是沿铣刀轴向的应力分量。积分长度 a 与切削厚度和剪切角相关

$$a = \frac{a}{\sin \phi_n} \quad (2-32)$$

切削过程中，工件内部产生的应力源主要是由剪切面上切屑与工件的分离所导致的。假设剪切面上的应力分布为均匀状态，则正应力 p 和剪应力 q 可表示为

$$\begin{cases} p = \frac{F_c \sin^2 \phi + F_t \cos \phi \sin \phi}{aw} \\ q = \tau_{AB} \end{cases} \quad (2-33)$$

式中， F_c 和 F_t 分别为主切削力和进给力， a 为切削厚度， w 为切削宽度， τ_{AB} 为剪应力。

2.4.2 正交切削热应力作用

由正交温度模型可以推导出切削过程中温度的变化情况，从而求解出热应力。在工件内部的任意一点，因温度而产生的热应力主要来源有三部分，第一部分是体积力引起的热应力变化，第二部分是工件内部温度引起的表面张力变化，第三部分是静水压力作用。在正交切削过程中，工件内任意一点温度变化引起的应力变化为

$$\begin{cases} \sigma_{xx}^{therm}(x, z) = -\frac{\alpha_T E}{1-2\nu} \int_0^\infty \int_{-\infty}^{+\infty} \left(G_{xh} \frac{\partial T}{\partial x}(x, z) + G_{xv} \frac{\partial T}{\partial x}(x, z) \right) dx dz + \frac{2z}{\pi} \int_0^\infty \frac{p(t)(t-x)^2}{((t-x)^2 + z^2)} dt - \frac{\alpha_T E T(x, z)}{1-2\nu} \\ \sigma_{zz}^{therm}(x, z) = -\frac{\alpha_T E}{1-2\nu} \int_0^\infty \int_{-\infty}^{+\infty} \left(G_{zh} \frac{\partial T}{\partial x}(x, z) + G_{zv} \frac{\partial T}{\partial x}(x, z) \right) dx dz + \frac{2z^3}{\pi} \int_0^\infty \frac{p(t)}{((t-x)^2 + z^2)} dt - \frac{\alpha_T E T(x, z)}{1-2\nu} \\ \tau_{xz}^{therm}(x, z) = -\frac{\alpha_T E}{1-2\nu} \int_0^\infty \int_{-\infty}^{+\infty} \left(G_{xzh} \frac{\partial T}{\partial x}(x, z) + G_{xzv} \frac{\partial T}{\partial x}(x, z) \right) dx dz + \frac{2z^2}{\pi} \int_0^\infty \frac{p(t)(t-x)}{((t-x)^2 + z^2)} dt \end{cases} \quad (2-34)$$

式中， α_T 表示工件材料的热扩散系数， E 表示工件材料的弹性模量， ν 为工件材料的泊松比， G_{xh} 、 G_{xv} 、 G_{zh} 、 G_{zv} 、 G_{xzh} 、 G_{xzv} 表示平面应变状态下的格林函数。式中，表面力 $p(t)$ 可表示为

$$p(t) = \frac{\alpha_T E T(x, z=0)}{1-2\nu} \quad (2-35)$$

2.4.3 正交切削残余应力模型

在切削过程中，刀具以均匀速度 v 在工件表面做直线运动，如图 2-8 所示，工件内部一点 $M(x, z)$ ，受到了刀具移动产生的载荷作用。当刀具移动到 A 点时，点 M 处开始发生弹性变形。当刀尖移动至 B 点时，点 M 处开始发生塑性变形。随着刀具继续由 B 点移动至 C 点期间，点 M 处先发生塑性加载，在加载结束后发生弹性卸载。最后刀具移动到 D 点，完成弹性卸载。

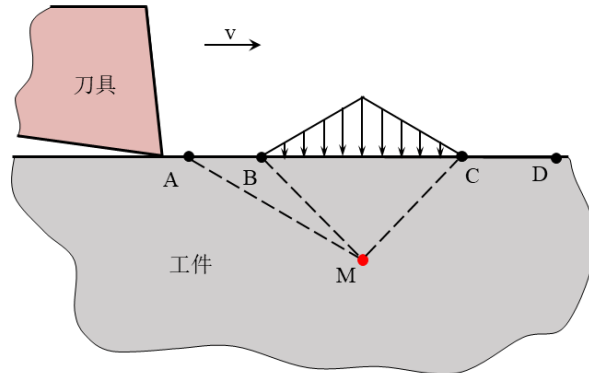


图 2-8 切削中点 M 处加/卸载历程

在 AB 阶段，点 M 处发生弹性加载，切削应力场为机械应力和热应力的线性叠加，点 M 处的弹性应力为

$$\begin{cases} \sigma_{xx}^{el} = \sigma_{xx}^{mech} + \sigma_{xx}^{therm} \\ \sigma_{zz}^{el} = \sigma_{zz}^{mech} + \sigma_{zz}^{therm} \\ \tau_{xz}^{el} = \tau_{xz}^{mech} + \tau_{xz}^{therm} \\ \sigma_{yy}^{el} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz}) - \alpha_T ET \end{cases} \quad (2-36)$$

当刀尖移动至 BC 段时，首先要判断工件材料是否发生了屈服现象，判断方法可根据随动硬化下的 von Mises 屈服准则进行判断。假设工件为各向同性，屈服面定义如下

$$f(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) = J_2 - k^2 = \frac{(S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij})}{2} - k^2 = 0 \quad (2-37)$$

式中， J_2 表示应力张量的第二不变量， S_{ij} 表示偏应力张量， k 为纯剪切条件下的屈服强度，后两者可通过下式求得

$$\begin{cases} S_{ij} = \sigma_{ij} - (\sigma_{kk}/3)\delta_{ij} \\ k = \sigma_s / \sqrt{3} \end{cases} \quad (2-38)$$

式中 δ_{ij} 表示 Kronecker 函数，当 $i=j$ 时该函数取值为 1，在 $i \neq j$ 时取值为 0。 α_{ij} 表示工件的背应力，计算式为

$$\alpha_{ij} = \langle S_{ij} n_{kl} \rangle n_{ij} \quad (2-39)$$

式中， n_{ij} 为塑性应变率上的单位法向量，且满足以下关系

$$n_{ij} = \frac{S_{ij} - \alpha_{ij}}{\sqrt{2k}} \quad (2-40)$$

其中， $\langle \rangle$ 表示 MacCauley 符号，定义为 $\langle x \rangle = 0.5(x + |x|)$ 。在弹性加载过程中，工件处于未发生塑性变形的状态下，背应力 $\alpha_{ij}=0$ 。当 $f < 0$ 时，工件材料处于弹性加载阶段；当 $f=0$ 时，工件材料处于塑性加载阶段。根据塑性增量理论^[87]，应力增量和应变增量存在以下关系

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{1}{2hk^2} S_{ij} S_{kl} d\sigma_{kl} \quad (2-41)$$

式中 h 为塑性模量，表示屈服面尺寸随塑性应变的变化。根据文献，304 不锈钢的塑性模量取值为 25 GPa。

由于正交切削模型中应力应变被限制在二维平面内，当刀尖行进 dx 的距离并产生 dT 的温升时， y 方向的应变增量始终为 0，即 y 方向上的弹性应变、热应变和塑性应变之和为 0。

$$d\varepsilon_{yy} = d\varepsilon_{yy}^{el} + d\varepsilon_{yy}^{therm} + d\varepsilon_{yy}^p = 0 \quad (2-42)$$

而 y 方向上的弹性应变、热应变和塑性应变分别可表示为

$$\begin{cases} d\varepsilon_{yy}^{el} = \frac{d\sigma_{yy}}{E} - \frac{\nu}{E}(d\sigma_{xx} + d\sigma_{zz}), d\varepsilon_{yy}^{therm} = \alpha_T dT \\ d\varepsilon_{yy}^p = \frac{1}{2hk^2} (S_{xx} S_{yy} d\sigma_{xx} + S_{yy} S_{yy} d\sigma_{yy} + S_{zz} S_{yy} d\sigma_{zz} + 2S_{xz} S_{yy} d\tau_{xz}) \end{cases} \quad (2-43)$$

将式 2-43 代入式 2-42 中，即可求得 y 方向上的应力增量

$$d\sigma_{yy} = \frac{1}{1 + \frac{E}{2hk^2}} \left[\left(\nu - \frac{E}{2hk^2} S_{xx} S_{yy} \right) d\sigma_{xx} + \left(\nu - \frac{E}{2hk^2} S_{zz} S_{yy} \right) d\sigma_{zz} - \frac{E}{hk^2} S_{xz} S_{yy} d\sigma_{zz} - \alpha_T E dT \right] \quad (2-44)$$

同理，可以通过该方法得到 x 方向应变增量

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{xx} &= d\varepsilon_{xx}^{el} + d\varepsilon_{xx}^{therm} + d\varepsilon_{xx}^p \\ &= \frac{d\sigma_{xx}}{E} - \frac{\nu}{E} (d\sigma_{yy} + d\sigma_{zz}) + \alpha_T dT \\ &\quad + \frac{1}{2hk^2} (S_{xx} S_{xx} d\sigma_{xx} + S_{yy} S_{xx} d\sigma_{yy} + S_{zz} S_{xx} d\sigma_{zz} + 2S_{xz} S_{xx} d\tau_{xz}) \end{aligned} \quad (2-45)$$

在正交切削过程中，点 M 处的塑性应力与赫兹接触模型得到的应力存在一定关联性，引入混合函数描述应力应变率之间的关系，混合函数如下所示

$$\psi = 1 - e^{-\frac{c}{2G} \frac{3h}{2G}} \quad (2-46)$$

式中， G 为剪切弹性模量， c 为常数，取 0.2。可通过混合函数计算 x 、 y 方向上的应变率

$$\begin{cases} d\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E} [d\sigma_{xx} - \nu(d\sigma_{yy} - d\sigma_{zz}^{el})] + \alpha_T dT + \frac{1}{h} (d\sigma_{xx} n_{xx} + d\sigma_{yy} n_{yy} + d\sigma_{zz}^{el} n_{zz} + 2\tau_{xz}^{el} n_{xz}) n_{xx} \\ \quad = \psi \left\{ \frac{1}{E} [d\sigma_{xx} - \nu(d\sigma_{yy} - d\sigma_{zz}^{el})] + \alpha_T dT + \frac{1}{h} (d\sigma_{xx} n_{xx} + d\sigma_{yy} n_{yy} + d\sigma_{zz}^{el} n_{zz} + 2\tau_{xz}^{el} n_{xz}) n_{xx} \right\} \\ d\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E} [d\sigma_{yy} - \nu(d\sigma_{xx} + d\sigma_{zz}^{el})] + \alpha_T dT + \frac{1}{h} (d\sigma_{xx} n_{xx} + d\sigma_{yy} n_{yy} + d\sigma_{zz}^{el} n_{zz} + 2\tau_{xz}^{el} n_{xz}) n_{yy} = 0 \end{cases} \quad (2-47)$$

联立上式即可求解出应力变化率 $d\sigma_{xx}$ 和 $d\sigma_{yy}$ 。随着刀尖开始远离工件中的点 M ，工件内加载应力逐渐减小，直到结束塑性加载阶段，再次进入弹性加载阶段。当刀尖离开工件表面后，应力完成加载、卸载，刀具对点 M 处的机械作用和热应力作用基本消失，此时工件表面残余应力应满足以下边界条件。

$$\begin{aligned} \sigma_{xx}^r &= f_1(z), \sigma_{yy}^r = f_2(z), \sigma_{zz}^r = \tau_{xy}^r = \tau_{xz}^r = \tau_{yz}^r = 0 \\ \varepsilon_{zz}^r &= f_3(z), \gamma_{xz}^r = f_4(z), \varepsilon_{xx}^r = \varepsilon_{yy}^r = \gamma_{xy}^r = \gamma_{yz}^r = 0, T = 0 \end{aligned} \quad (2-48)$$

因此在加载完成后，部分非零的应力应变分量需要逐步释放至零，工件的温度逐步降低至室温，直到所有分量降为 0。假设应力将在 N 个步骤内释放所有应力，则每一步释放的分量为

$$\Delta\sigma_{zz} = -\frac{\sigma_{zz}^r}{N}, \Delta\tau_{xz} = -\frac{\tau_{xz}^r}{N}, \Delta\varepsilon_{xx} = -\frac{\varepsilon_{xx}^r}{N}, \Delta T = -\frac{T_M}{N}$$

经过一段时间的应力释放和冷却后，非零项 σ_{xx} 和 σ_{yy} 即为工件的表面残余应力。与应力加载过程一致，在应力释放的过程中还需要判断工件是否有发生屈服的情况。当 $f < 0$ 或 $f = 0$ 且 $dS_{ij}n_{ij} \geq 0$ 时，工件处于弹性释放阶段，此时应力增量可通过广义胡克定律获得

$$\begin{cases} \Delta\sigma_{xx} = \frac{E\Delta\varepsilon_{xx} + (1+\nu)(\Delta\sigma_{zz}\nu - E\alpha_T\Delta T)}{(1-\nu^2)} \\ \Delta\sigma_{yy} = \frac{\nu E\Delta\varepsilon_{xx} + (1+\nu)(\Delta\sigma_{zz}\nu - E\alpha_T\Delta T)}{(1-\nu^2)} \end{cases} \quad (2-49)$$

当 $f=0$ 且 $dS_{ij}n_{ij} \leq 0$ 时, 工件处于弹塑性释放阶段, 此时应力增量可根据 McDowell 算法^[88]进行计算

$$\begin{cases} \Delta\sigma_{xx} = \frac{D - \left(\frac{1}{E} + \frac{n_{yy}n_{yy}}{h}\right)\Delta\sigma_{yy} - \alpha_T\Delta T}{-\frac{\nu}{E} + \frac{n_{xx}n_{yy}}{h}} \\ \Delta\sigma_{yy} = \frac{\left(-\frac{\nu}{E} + \frac{n_{xx}n_{yy}}{h}\right)(C - \alpha_T\Delta T) - \left(\frac{1}{E} + \frac{n_{xx}n_{xx}}{h}\right)(D - \alpha_T\Delta T)}{\left(-\frac{\nu}{E} + \frac{n_{xx}n_{yy}}{h}\right)^2 - \left(\frac{1}{E} + \frac{n_{xx}n_{xx}}{h}\right)\left(\frac{1}{E} + \frac{n_{yy}n_{yy}}{h}\right)} \end{cases} \quad (2-50)$$

其中,

$$\begin{cases} C = \Delta\varepsilon_{xx} + \left(\frac{\nu}{E} - \frac{n_{xx}n_{zz}}{h}\right)\sigma_{zz}^{el} - \frac{2}{h}\Delta\tau_{xz}^{el}n_{xz}n_{xx} \\ D = \left(\frac{\nu}{E} - \frac{n_{xx}n_{zz}}{h}\right)\sigma_{zz}^{el} - \frac{2}{h}\Delta\tau_{xz}^{el}n_{xz}n_{yy} \end{cases} \quad (2-51)$$

2.5 本章小结

本章阐述了切削过程中残余应力的形成机理, 并结合研究内容提出了一些合理的假设。通过对剪切区域载荷及热源变化的分析, 构建了正交切削力和切削温度模型。基于切削力和温度模型, 求解机械应力和热应力, 并将两者累加得到总应力。总应力再经过应力加载、释放等应力演化过程后, 得到正交切削状态下的残余应力。

第三章 铣削力及温度预测研究

在铣削过程中，铣削与工件接触，机械能转化为热能，导致工件表面温度升高。铣削力和温度的作用是残余应力产生的主要来源，也是进行残余应力计算的重要参数。因此，在建立铣削残余应力解析模型前，还需要建立铣削力模型及温度模型。

目前构建铣削力及铣削温度模型主要采用的是半解析建模法，通过一定的铣削实验标定铣削力系数。但本章采用的解析建模法相比于半解析法能够更深入地解释铣削残余应力产生的原因，并从机理上得到残余应力计算得到所需的铣削力和铣削温度。本文通过离散化的思想，将铣刀划分为斜角切削模型，在求解出斜角切削力后沿铣刀轴向进行积分，最终求得总铣削力。本章将铣削温度场问题简化为移动线热源温度场迭加问题，以此建立铣削温度模型。最后通过有限元仿真分析和实验测量，验证了解析预测模型的可靠性，并进一步探究了铣削参数对铣削力及温度的影响规律。

3.1 铣削力预测研究

3.1.1 斜角切削力解析建模

在本文的切削过程中，假设刀具锋利，只考虑主剪切区域的变形作用，而忽略犁切区域摩擦作用。由于铣刀存在螺旋角，当铣刀刀刃与工件接触时，刀刃与工件接触部分属于斜角切削状态。因此，本文将铣削过程离散为一系列的斜角切削模型，并以此展开对铣削力的研究。

在加工过程中，瞬时铣削力的方向和大小会随着铣刀刀刃变化而改变。本文假设铣刀半径为 r ，螺旋角为 β ，铣刀齿数为 Z ，加工的轴向切深为 a_p ，由于本文主要研究槽铣，故径向切深为 $2r$ 。将铣刀沿轴线方向划分成多个微小单元，每一个微元的切削过程可视作斜角切削的过程。在求解得到微元的斜角切削力后，对斜角切削模型得到沿轴向进行积分，即可得到总铣削力。当厚度为 dz 的微元上受到微切削力 dF ，可分解为微切向力 dF_t 、微径向力 dF_f 和微轴向力 dF_r ，如图 3-1 所示。

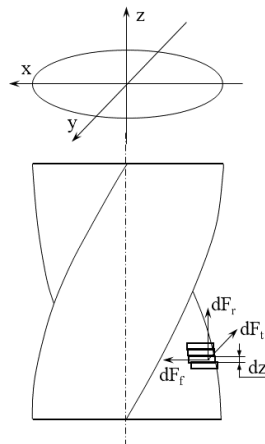


图 3-1 立铣刀微元受力示意图

当微元处于 a_p 处切深切削点时,微元位置的旋转角度相对于底面处转角存在滞后或超前现象,角度之差称为滞后角或超前角 ψ , ψ 满足以下等式

$$\psi = \frac{a_p \tan \beta}{r} \quad (3-1)$$

以第一条切入工件的刀刃底部为初始参考,底部转动角度为 θ_0 ,则第 i 条刃上任一微元切削点在 t 时刻的位置角 θ 为

$$\theta = \theta_0 + \psi - 2\pi nt \quad (3-2)$$

将微元切削等效为斜角切削,斜角切削示意图及几何关系如图 3-2 所示。 θ_n 表示合力 F 与 x 轴在法平面上的夹角; θ_i 表示合力 F 与其法平面投影之间的夹角; β 表示切削速度的倾斜角,即铣刀的螺旋角; ϕ_n 和 ϕ_i 表示剪切速度的方向角,同时 ϕ_n 也是该斜角切削微元的法向剪切角; η_{flow} 表示的是切屑流动方向的角度; α_n 是法向前角。

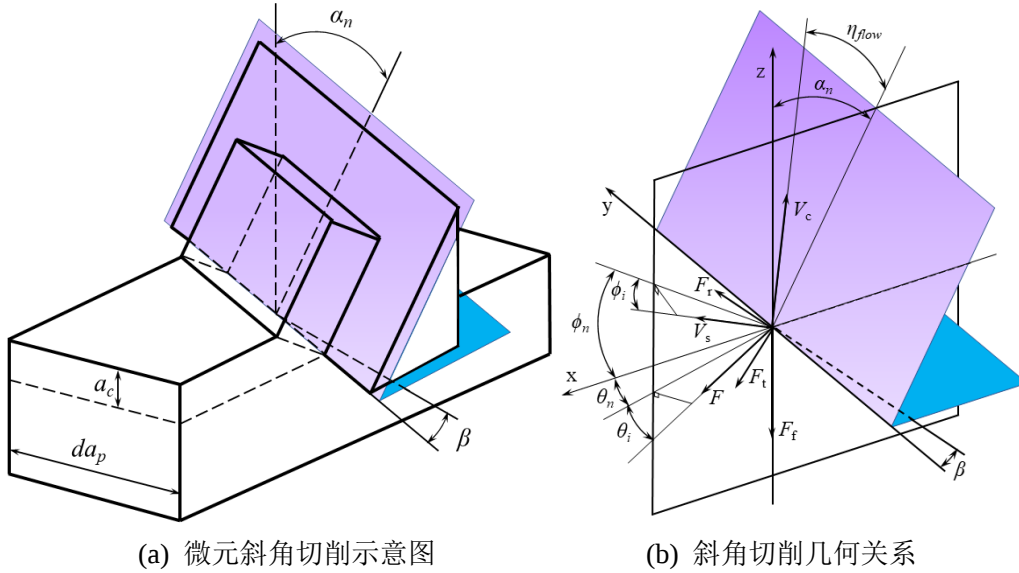


图 3-2 斜角切削示意图

微切向力 dF_t 可通过微切削力 dF 可表示为

$$dF_t = dF (\cos \theta_i \cos \theta_n \cos \beta + \sin \theta_i \sin \beta) \quad (3-3)$$

同理有

$$dF_f = dF \cos \theta_i \sin \theta_n \quad (3-4)$$

$$dF_r = dF (\sin \theta_i \cos \beta - \cos \theta_i \cos \theta_n \sin \beta) \quad (3-5)$$

而合力 dF 沿剪切速度方向上的投影为微元剪切力 dF_s , 可表示为

$$dF_s = dF [\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \theta_i \cos \phi_i + \sin \theta_i \sin \phi_i] \quad (3-6)$$

通过将剪应力 τ_s 和瞬时剪切面积 dA_s 相乘得到微元剪切力 dF_s , a_c 表示瞬时切屑厚度

$$dF_s = \tau_s dA_s = \tau_s \left(\frac{da_p}{\cos \beta} \right) \left(\frac{a_c}{\sin \phi_n} \right) \quad (3-7)$$

合并上式可得

$$dF = \frac{\tau_s a_c da_p}{\left[\cos(\theta_n + \phi_n) \cos \theta_i \cos \phi_i + \sin \theta_i \sin \phi_i \right] \cos \beta \sin \phi_n} \quad (3-8)$$

3.1.2 瞬时切削厚度

建立刀具局部坐标系 $S(Oxyz)$ ，刀具局部坐标系 S 跟随刀具在 Oxy 平面内移动，将铣刀底面中心点设为 O 点，刀具沿 x 轴正方向进给，铣刀轴向为 z 轴方向，铣刀绕 z 轴方向转动。由斜角切削力解析模型可知，想要得到斜角切削力及各个方向上的切削分力，就要求解切削厚度，但铣削过程中的切削厚度是在不断变化的，所以需要求对瞬时切削厚度进行计算。

如图 3-3 所示，设第 $j-1$ 转刀齿轨迹上某一点 G 由初始位置转动到第 $j-1$ 转刀齿轨迹上 Q 点时，铣刀转动的角度为 α 。当第 j 转刀齿轨迹转过 $\alpha_1 = \alpha$ 时，点 G' 运动至点 P ，有 $PQ = f_z$ ， BP 连线与第 $j-1$ 转刀齿轨迹相交于 N 点。根据 Martellotti 提出的 N 点瞬时切削厚度的求解方法，假设第 $j-1$ 转刀齿轨迹从 Q 点运动到 N 点时，铣刀中心为 O 点且保持不变，延长线段 PB ，并做垂直线 OA 垂直于 PB 于 A 点， $\angle AOB = \alpha$ 。

则瞬时切削厚度

$$a_c = |NP| = |BP| - |BN| = r - |BN| \quad (3-9)$$

根据余弦定理有

$$|BN|^2 = |ON|^2 + |OB|^2 - 2|ON||OB| \cos \angle BON = r^2 + f_z^2 - 2rf_z \cos \angle BON \quad (3-10)$$

其中

$$\angle BON = \frac{\pi}{2} - \theta - \angle QON = \frac{\pi}{2} - \alpha - \left[\frac{\pi}{2} - \arccos \left(\frac{f_z \cos \alpha}{r} \right) \right] = \arccos \left(\frac{f_z \cos \alpha}{r} \right) - \alpha \quad (3-11)$$

代入式(3-10)可得瞬时切削厚度为

$$a_c = |NP| = r - \sqrt{r^2 + f_z^2 - 2rf_z \cos \left[\arccos \left(\frac{f_z \cos \alpha}{r} \right) - \alpha \right]} \quad (3-12)$$

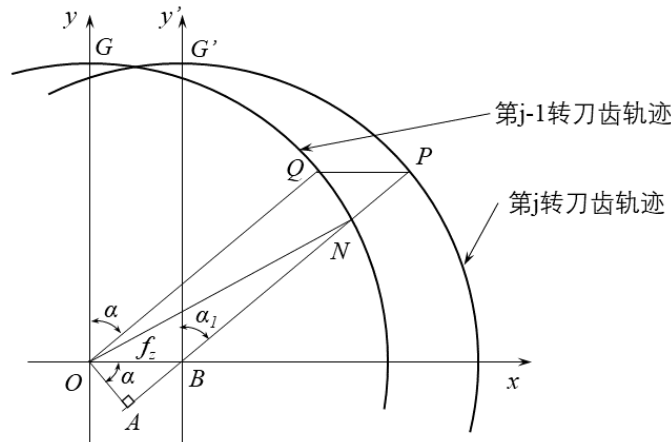


图 3-3 瞬时切削厚度

3.1.3 铣削力预测模型建立

铣削过程是斜角切削在铣刀轴向上的微元部分，求解出的微元切削力还需要运用不同的数学理论和方法对微元切削力进行积分，才能得到总铣削力，而积分的上下限是得到准确总铣削力的关键之一。在积分方法中，由于轴向积分上下限的求解过于复杂，本文通过变换铣削模型，将求取轴向积分上下限变为求解角度积分上下限，该方法能够有效提高计算效率，减小误差。

根据铣刀结构及加工方式的不同，角度积分限的求解方法也有所差别。铣刀结构可分为右旋铣刀和左旋铣刀，加工方式可分为顺铣和逆铣，两者相组合使得角度积分限的求解存在四种情况。本文采用了右旋铣刀顺铣的加工方式，本节主要针对该方式进行分析讨论。

在顺铣加工过程中，铣刀与工件角度关系俯视图如图 3-4 所示。刀具的最大切入角为 θ_{max} ，最小切入角为 θ_{min} ，且 θ_{max} 为 π 与滞后角 ψ 之和。以 Y 轴正方向为起点，顺时针旋转为正。由式 3-1 可知，滞后角 ψ 大小与微元的 z 轴坐标相关。

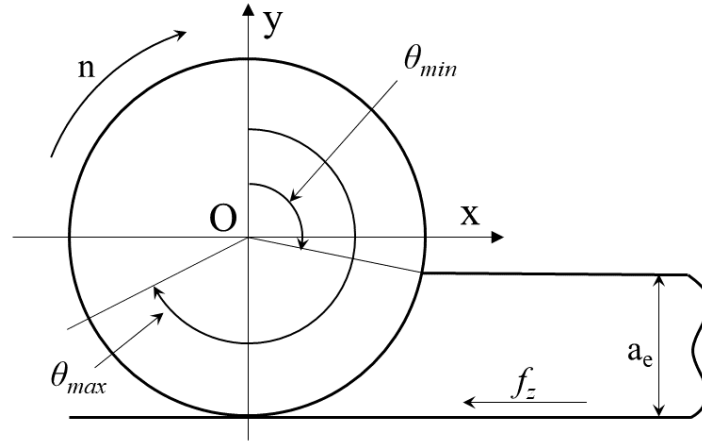


图 3-4 铣削角度关系俯视图

设轴向切深为 a_p ，径向切深为 a_e ，最小切入角 θ_{min} 根据径向切深和铣刀直径可分为以下 4 种情况讨论

- (1) 当 $a_e < r$ 时， $\theta_{min} = \frac{\pi}{2} + \arcsin(1 - \frac{a_e}{r})$
- (2) 当 $a_e = r$ 时， $\theta_{min} = \frac{\pi}{2}$
- (3) 当 $r < a_e < 2r$ 时， $\theta_{min} = \frac{3\pi}{2} - \arcsin(1 - \frac{a_e}{r})$
- (4) 当 $a_e = 2r$ 时， $\theta_{min} = 0$

令最大切入角 θ_{max} 和最小切入角 θ_{min} 之差为 $\Delta\theta$ ，根据 $\Delta\theta$ 与滞后角 ψ 之间大小关系，又可将积分限的求取分为两种情况。

- (1) 若 $\psi \leq \Delta\theta$ ，某一刀刃在端面处的转角 θ 存在三种情况

(a) 当 $\theta_{min} \leq \theta \leq \theta_{min} + \psi$ 时，此时切削刃中靠近端面的部分刀刃参与切削，因此角度积分的下限为 θ_{min} ，上限为 θ 。

以上内容仅为本文档的试下载部分，为可阅读页数的一半内容。如要下载或阅读全文，请访问：<https://d.book118.com/525033004240011113>