

摘 要

深孔加工在通用机械、汽车制造、航空航天、国防、石油、矿山、农业机械和工程机械等诸多领域有着广泛的应用。深孔加工是一种半封闭的加工方式，具有切削热难以散发，排屑困难，工艺系统刚性差，切削效果不理想等特点，被认为是最难的金属切削问题之一。由于深孔钻削技术难度大，在低端市场，国内用户一般使用抛物线型深孔麻花钻，而且采用分级进给方式进行加工，效率很低；而深孔加工领域的高端市场一直被国外厂商占领。随着国内机械制造业的不断发展，刀具技术的不断成熟，一些关系到国家经济命脉的关键性领域，特别是汽车制造业，对自主开发国产高档深孔麻花钻的呼声越来越高。本文通过理论研究、数值仿真以及试验研究等手段，对深孔加工麻花钻的螺旋槽槽型及钻尖型式进行优化，提出了变参数螺旋槽平面后刀面型深孔麻花钻结构设计的思路，并对新型深孔钻的失效机理和切削力模型进行了研究。本文的主要研究内容有：

(1) 对变参数螺旋槽深孔麻花钻的数学模型及精确三维建模方法进行了研究。通过对深孔钻削机理的研究，提出了变参数螺旋槽结构型式。应用无瞬心包络原理，分析了砂轮加工变参数螺旋槽的运动过程，推导出了变参数螺旋槽深孔麻花钻的数学模型，并从理论上证明了新型深孔麻花钻的结构特点。基于B样条曲面插值算法，在UG中建立了变参数螺旋槽的三维实体模型，验证了模型的精确性。

(2) 对变参数螺旋槽深孔麻花钻进行了结构优化设计。基于变参数螺旋槽的特性，设计了螺旋槽的横截面形状。将正交试验设计方法与数值仿真手段相结合，对钻尖关键结构参数进行了优选和改进，并进行了实验验证，确定了变参数螺旋槽结构深孔麻花钻的关键钻尖结构参数。

(3) 从钻削力、被加工孔表面质量及刀具失效形式三方面探讨了深孔钻削机理。通过切削力对比实验论证了新型深孔麻花钻的变参数螺旋槽结构，有助于减小深孔加工的钻削力，提高麻花钻钻削稳定性。通过孔粗糙度和孔径扩大量测试，讨论了切削参数和芯厚增量对两者的影响。通过灰口铸铁、球磨铸铁和合金钢等材料的耐磨损实验研究，初步探讨新型深孔麻花钻的失效机理。

(4) 通过正交钻削实验设计，采集了不同钻削实验方案的钻削力数据，建立了变参数螺旋槽深孔麻花钻钻削 45 钢和 LC4 铝合金的钻削力数学模型，试验验证了切削力数学模型的可靠性。通过修正系数的方法建立了 LC4 铝合金基于 45 钢的钻

削力数学模型，并验证了修正系数方法的可靠性。用同样的方法推导出了 HT300 和 42CrMo 基于 45 钢的切削力数学模型，分析了加工不同材料时钻削力相对于加工 45 钢钻削力的差异。

关键词：深孔麻花钻、变参数螺旋槽、正交试验设计、钻削试验、数值仿真

Abstract

Deep-hole machining has been widely used in various areas such as aerospace, automobile manufacturing, national defense, general machinery, petroleum, mining enterprises, agricultural machinery and engineering machinery. Deep hole drilling process is conducted in closed or semi-closed situations, which brings about the most difficult problems of metal cutting, such as difficulty in scattering the heat in metal cutting and clearing the cutting chips, poor rigidity of the metal cutting operation system, and unsatisfactory cutting effects. Due to technical difficulties of deep-hole drilling, in the low-end market, domestic users generally use parabolic type deep-hole drill, and apply the graded feeding mode, so the drilling efficiency is very low; while the high-end market has been occupied by foreign firms. With the continuous development of the domestic machinery manufacturing and tool technology, the voice of independently developing home-made high-grade deep hole twist drill is louder and louder, in the key areas of pillar of the national economy, especially in the automobile manufacturing industry.

In this dissertation, optimization of the spiral groove and the forms of drill point was carried out, and a structural design method for the new type of deep-hole twist drill with variable parameters spiral groove and plane flank was put forward by means of theoretical research, numerical simulation and experimental research. Then the failure mechanism and the cutting force model of deep hole drilling were studied. The main work is as follows:

(1) The mathematical model of a new type of deep hole twist drill with variable parameters spiral groove and precise 3D modeling method were studied. Through the investigation of cutting mechanism of the deep hole drilling, the structure of variable parameters spiral groove was designed. Application of non-instantaneous pole envelope principle, the movement process of the grinding wheels' processing variable parameter spiral groove was analyzed, and the mathematic model of the deep-hole twist drill with variable parameters spiral groove was set up. And then the structural characteristics of the new type of deep hole twist drill was theoretically proved. Based on the algorithm of B spline surface interpolation, the method of establishing the 3-D solid model of the variable parameter spiral groove was found by applying UG, and the accuracy of 3-D model was verified.

(2) Optimization for the structure of a new type of deep hole twist drill with variable parameters spiral groove was carried out. Based on the characteristics of variable parameters spiral groove, the shape of cross section of the spiral groove was designed. Through combining the orthogonal test design method with numerical simulation method, key structure parameters of drill point were optimized and improved, and the best design was verified and determined by experiment.

(3) The deep hole drilling mechanism was discussed from the aspects of drilling force, the machining quality of hole surface and tool failure type. Firstly, by contrast experiments, that variable parameters spiral groove structure of the new type of deep-hole twist drill could decrease cutting force and improve drilling stability were proved. Secondly, through the hole roughness and aperture expansion test, the influence of cutting parameters and the core thickness increment on the two was discussed. Thirdly, through the experimental research on the wear resistance of the new type of deep-hole twist drill in machining gray cast iron, nodular cast iron and alloy steel and other materials, the failure mechanism was preliminarily studied.

(4) By using the method of orthogonal experiment, and using the cutting force data collected in different drilling experiment scheme, the drilling force mathematical model of the new type of deep-hole twist drill with variable parameters spiral groove cutting 45 steel and LC4 aluminum alloy was established, and then its reliability was verified. By the methods of correction coefficient, the cutting force mathematical model of LC4 based on the cutting force of 45 steel was established and then verified, which proved the reliability of the method of correction coefficient. Through the same methods, the cutting force mathematical models of HT300 and 42CrMo were obtained, and the difference between cutting force in drilling different materials and that in drilling 45 steel was analysed.

Key Words: Deep-hole twist drill; Variable parameter spiral groove; Orthogonal experiment design; Drilling test; Digital simulation

目 录

学位论文原创性声明	I
学位论文版权使用授权书	I
摘 要	II
ABSTRACT	IV
目 录	VI
插图索引	IX
附表索引	XII
主要符号表	XIII
第 1 章 绪论	1
1.1 课题的研究背景及意义	1
1.2 深孔钻削工艺技术的研究现状	2
1.2.1 深孔钻削的工艺特点	2
1.2.2 深孔钻削方法的研究	3
1.2.3 深孔钻削工艺装备的研究	4
1.3 深孔麻花钻的结构设计研究现状	6
1.3.1 麻花钻钻尖结构的研究	7
1.3.2 麻花钻螺旋槽结构的研究	8
1.3.3 麻花钻横刃修磨的研究	9
1.3.4 深孔麻花钻结构的研究	10
1.4 深孔钻削机理的研究现状	11
1.4.1 深孔钻削力的研究	11
1.4.2 深孔钻削质量的研究	13
1.4.3 基于数值仿真的麻花钻切削性能研究	13
1.5 本课题来源及研究的主要内容	15
1.5.1 整体深孔麻花钻研究存在的主要问题	15
1.5.2 课题的主要研究内容	16
第 2 章 新型深孔麻花钻数学模型及其三维建模	18
2.1 变参数螺旋槽的数学模型研究	18
2.1.1 包络原理的数学模型	18
2.1.2 螺旋运动的数学模型	19
2.1.3 砂轮轮廓的数学模型	20
2.1.4 螺旋槽曲面的数学模型	21

2.1.5 芯厚和刀瓣宽的求解	22
2.2 钻尖后刀面及横刃数学模型	24
2.2.1 后刀面数学模型	26
2.2.2 横刃数学模型	26
2.3 钻尖坐标系与工件坐标系的坐标变换	27
2.4 内刃及内刃前刀面数学模型	28
2.4.1 横刃修磨的数学模型	28
2.4.2 内刃前刀面的数学模型	32
2.5 变参数螺旋槽三维建模方法研究	34
2.5.1 B 样条曲面插值方法	34
2.5.2 基于 UG NX 的三维建模	35
2.5.3 三维建模方法的精度验证	35
2.6 本章小结	37
第 3 章 基于数值仿真的新型深孔麻花钻结构设计	38
3.1 麻花钻钻尖设计参数	38
3.2 螺旋槽截形设计	39
3.2.1 螺旋槽截形参数	39
3.2.2 螺旋槽槽型系列化技术	41
3.3 钻尖几何参数优化有限元仿真正交试验设计	42
3.4 深孔麻花钻钻削过程数值仿真	43
3.4.1 数值仿真条件	44
3.4.2 数值仿真结果分析	44
3.5 新型深孔麻花钻的静力学分析	49
3.5.1 有限元模型	49
3.5.2 麻花钻的等效应力和变形	50
3.6 试验结果的极差分析与方案优选	55
3.6.1 极差分析	55
3.6.2 设计方案的优选	57
3.6.3 优选方案的试验验证	58
3.7 本章小结	62
第 4 章 新型深孔麻花钻钻削机理相关实验研究	63
4.1 新型深孔麻花钻切削力对比实验研究	63
4.1.1 变参数螺旋槽与普通深孔麻花钻切削力对比	63
4.1.2 新型深孔麻花钻与 GUEHRING 深孔麻花钻切削力对比	65
4.2 新型深孔麻花钻钻削质量的实验研究	66

4.2.1 孔轴线偏斜的原因和预防.....	67
4.2.2 被加工孔表面粗糙度研究.....	67
4.2.3 被加工孔孔径扩大量研究.....	71
4.3 新型深孔麻花钻失效机理的实验研究.....	75
4.3.1 深孔麻花钻的一般失效形式	75
4.3.2 新型深孔麻花钻耐磨损系统实验	76
4.3.3 新型深孔麻花钻的主要失效形式	86
4.4 本章小结	87
第 5 章 新型深孔麻花钻钻削力模型的实验研究.....	89
5.1 深孔麻花钻通用钻削力数学模型	89
5.2 加工 45 钢的钻削力数学模型	90
5.2.1 正交试验设计.....	90
5.2.2 实验刀具与仪器设备	90
5.2.3 钻削力数据.....	91
5.2.4 试验数据回归分析	93
5.3 加工 45 钢钻削力数学模型的验证.....	97
5.4 其它材料基于 45 钢的钻削力数学模型.....	101
5.4.1 LC4 基于 45 钢的钻削力修正系数.....	102
5.4.2 HT300 和 42CrMo 基于 45 钢的钻削力修正系数	106
5.5 本章小结	106
结论与展望	107
参考文献	110
致 谢	119
附录 A 攻读学位期间发表的论文	120
附录 B 攻读学位期间参与的科研项目和申请的专利	121

插图索引

图 1.1 不同加工方式分别占比(左)及每种加工方式的消耗时间占比(右).....	1
图 1.2 扁钻	4
图 1.3 枪钻	4
图 1.4 BTA 系统	5
图 1.5 喷吸钻	5
图 1.6 DF 系统	5
图 1.7 麻花钻横刃的修磨型式	9
图 1.8 抛物线型深孔麻花钻	10
图 1.9 德国京特两合公司芯厚变化深孔麻花钻.....	11
图 2.1 接触点三向量示意图	19
图 2.2 砂轮坐标系与工件坐标系.....	20
图 2.3 新型深孔麻花钻螺旋槽加工用砂轮截形.....	25
图 2.4 径向刀瓣宽与轴向角度的关系	25
图 2.5 平面型钻尖.....	25
图 2.6 钻尖坐标系.....	25
图 2.7 钻尖后刀面及其交线示意图.....	26
图 2.8 钻尖坐标系与螺旋槽坐标系.....	27
图 2.9 横刃修磨砂轮走刀轨迹示意图	28
图 2.10 走刀轨迹曲线法向量及起止点示意图	29
图 2.11 坐标系示意图	32
图 2.12 建模精度测试所使用的砂轮截形	36
图 2.13 深孔钻的前、中、后段槽型截形图	37
图 3.1 平面型钻尖.....	37
图 3.2 螺旋槽截形.....	40
图 3.3 新型深孔麻花钻的主切削刃型	40
图 3.4 类圆锥蝌蚪型切屑（材料：42CrMo， $v_c=130\text{m/min}$ ， $f=0.15\text{mm/r}$ ）	41
图 3.5 槽型系列化.....	41
图 3.6 图 3.6 典型的三维模型（UG）与实物照片（15#方案）	44
图 3.7 典型的工件-钻头-切屑的状态（12#方案）	45
图 3.8 典型的工件-切屑的等效应力分布（12#方案）	46
图 3.9 典型的工件-钻头-切屑的温度分布（12#方案）	47
图 3.10 实验方案 1 的钻削力和扭矩的动态仿真曲线.....	48

图 3.11 麻花钻的有限元模型.....	49
图 3.12 不同钻尖结构麻花钻在平稳钻削中的等效应力和变形云图.....	55
图 3.13 MIKRON UCP1000 五轴加工中心	58
图 3.14 42CrMo 的类圆锥形切屑	59
图 3.15 方案 1 加工 911 孔后的钻尖磨损情况.....	59
图 3.16 方案 2 钻头钻尖磨损情况.....	59
图 3.17 方案 2 加工 804 孔后的钻尖磨损情况	60
图 3.18 方案 2 加工 1005 孔后的钻尖磨损情况.....	60
图 3.19 方案 3 加工 804 孔后的钻尖磨损情况	60
图 3.20 方案 3 加工 894 孔后的钻尖磨损情况	60
图 3.21 方案 4 加工 804 孔后的钻尖磨损情况	61
图 3.22 方案 4 加工 1027 孔后的钻尖磨损情况.....	61
图 3.23 方案 4 加工 1340 孔后的钻尖磨损情况.....	61
图 3.24 方案 4 加工 1474 孔后的钻尖磨损情况.....	61
图 4.1 普通螺旋槽深孔麻花钻钻削力	64
图 4.2 变参数螺旋槽深孔麻花钻钻削力	64
图 4.3 传感器测量导头对比	68
图 4.4 粗糙度测量仪器	68
图 4.5 DataView 粗糙度分析	68
图 4.6 切削速度 V_c 对表面粗糙度 R_a 的影响.....	69
图 4.7 进给速度 f 对表面粗糙度 R_a 的影响.....	70
图 4.8 钻削深度 h 对表面粗糙度 R_a 的影响.....	70
图 4.9 德国马尔 844K 内孔测量仪	71
图 4.10 切削速度 V_c 对孔径扩大量的影响	72
图 4.11 进给速度 f 对孔径扩大量的影响	73
图 4.12 钻削深度 h 对孔径扩大量的影响	73
图 4.13 芯厚增量 K_t 对孔径扩大量的影响	74
图 4.14 粘结磨损.....	75
图 4.15 扩散磨损.....	75
图 4.16 后刀面剥落	76
图 4.17 主切削刃崩刃	76
图 4.18 冲击破损.....	76
图 4.19 球墨铸铁锥型切屑	78
图 4.20 不同时刻的钻尖磨损情况（加工 QT500）	78
图 4.21 42CrMo 切屑（按第一组参数切削）	79

图 4.22 1#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）	79
图 4.23 4#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）	80
图 4.24 42CrMo 切屑（按第二组参数切削）	80
图 4.25 3#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）	80
图 4.26 2#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）	81
图 4.27 2#钻头按第二组参数加工 1320 个孔后出现的长屑（42CrMo）	81
图 4.28 灰口铸铁锥型切屑	82
图 4.29 麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 HT200）	82
图 4.30 1#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）	83
图 4.31 2#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）	84
图 4.32 8D-6.0 新型深孔麻花钻与三菱钻头磨损对比	87
图 4.33 前刀面月牙洼磨损	87
图 4.34 后刀面磨损	87
图 4.35 边界沟槽磨损	87
图 5.1 MICRON UCP1000 加工中心	91
图 5.2 旋转测力仪	91
图 5.3 实验装置连接图	92
图 5.4 加工 45 钢时第 1 个实验的钻削力信号	92
图 5.5 轴向钻削力 F_z 的残差图	96
图 5.6 扭矩 M_z 的残差图	96
图 5.7 不同切削速度下切削力 F_z 的实测值与预测值对比	98
图 5.8 不同切削速度下扭矩 M_z 的实测值与预测值对比	98
图 5.9 不同进给速度下切削力 F_z 的实测值与预测值对比	99
图 5.10 不同进给速度下扭矩 M_z 的实测值与预测值对比	99
图 5.11 不同切削深度下切削力 F_z 的实测值与预测值对比	100
图 5.12 不同切削深度下扭矩 M_z 的实测值与预测值对比	100
图 5.13 不同钻头直径 d 和芯厚增量 K_t 时切削力 F_z 的实测值与预测值对比	101
图 5.14 不同钻头直径 d 和芯厚增量 K_t 时扭矩 M_z 的实测值与预测值对比	101
图 5.15 LC4 的实际钻削力和两种预测钻削力	104
图 5.16 直径 d 对两种模型预测值的影响	105

附表索引

表 2.1 螺旋槽插值曲面采样密度与误差分析	36
表 2.2 变参数螺旋槽不同轴向位置处的芯厚和刃瓣宽	37
表 3.1 因素-水平表	42
表 3.2 正交试验表	43
表 3.3 麻花钻钻削加工数值仿真模型参数表	44
表 3.4 不同钻头在平稳钻削加工中的平均钻削力和扭矩	48
表 3.5 麻花钻切削仿真的边界条件和加载的载荷	50
表 3.6 正交仿真试验的等效应力和应变	55
表 3.7 正交仿真试验应力应变极差分析结果	55
表 3.8 钻尖参数组合试验方案	58
表 3.9 优化方案论证实验条件	58
表 3.10 试验结果统计表	62
表 4.1 实验刀具结构特点和部分设计参数	63
表 4.2 切削力对比实验条件	63
表 4.3 切削力对比实验切削参数	65
表 4.4 切削力对比实验现象和结果	66
表 4.5 8D-D6.0 麻花钻加工 QT500 耐磨损实验条件	77
表 4.6 8D-D3.0 麻花钻加工 42CrMo 耐磨损实验条件	79
表 4.7 12D-D6.0 麻花钻加工 HT200 耐磨损实验条件	82
表 4.8 12D-D10.0 麻花钻加工 HT200 耐磨损实验条件	83
表 4.9 8D-D6.0 麻花钻加工 42CrMo 耐磨损实验条件	85
表 5.1 因素-水平表	90
表 5.2 正交试验设计表	90
表 5.3 实验用钻头信息	91
表 5.4 不同钻削条件下的轴向力和扭矩	93
表 5.5 线性回归处理后的实验数据	93
表 5.6 钻削力 F_z 的偏回归系数	95
表 5.7 轴向扭矩 M_z 的偏回归系数	95
表 5.8 钻头几何结构和钻削工艺参数	97
表 5.9 铝合金 LC4 的钻削工艺参数及实验结果	102
表 5.10 LC4 和 45 钢的实际钻削力数据	103
表 5.11 钻削力和修正系数	106

主要符号表

β	麻花钻螺旋角、砂轮偏转角 $^{\circ}$ ； 切屑与钻头前刀面间的摩擦角， $^{\circ}$	l	螺旋线导程，mm
W_{fl}	容屑槽径向槽宽，mm	A	轴间距，mm
R_w	砂轮半径，mm	d_c	钻芯直径，mm
W_l	麻花钻径向刃瓣宽，mm	R_0	砂轮圆弧半径，mm
2ϕ	麻花钻顶角（锋角）， $^{\circ}$	d	麻花钻直径，mm
r	麻花钻半径，mm	l_f	麻花钻槽长，mm
γ_0	麻花钻前角， $^{\circ}$	α_f	麻花钻后角， $^{\circ}$
α_{f1}	第一后角， $^{\circ}$	α_{f2}	第二后角， $^{\circ}$
κ_r	麻花钻主偏角， $^{\circ}$	r_c	内刃过渡圆弧，mm
λ_s	麻花钻刃倾角， $^{\circ}$	r_e	刃口钝圆半径，mm
ψ	横刃斜角， $^{\circ}$	l_c	横刃长度，mm
$\gamma_{0\psi}$	横刃前角， $^{\circ}$	$\alpha_{0\psi}$	横刃后角， $^{\circ}$
κ'_r	麻花钻副偏角， $^{\circ}$	γ_c	内刃前角， $^{\circ}$
α'_f	麻花钻副后角， $^{\circ}$	K_t	芯厚增量，mm
h	钻削深度，mm	f	进给速度，mm/r
V_h	切削速度，m/min	V_c	切削速度，m/min
n	钻头转速，r/min	P	切削功率，kw
F_z	麻花钻所受轴向力，N	M_z	麻花钻所受扭矩，N·m
K_F	钻削轴向力修正系数	K_M	钻削扭矩修正系数
R_a	表面粗糙度， μm	δ	钻头挠度， μm
δ_d	孔径扩大量		

第 1 章 绪论

1.1 课题的研究背景及意义

孔加工是常用的材料切除方法之一，是机械制造业中的一个重要分支。根据被加工孔的深度和直径的比值（简称“长径比”或“深径比”），可将孔分为深孔和浅孔。深孔一般指长径比大于5的圆柱孔^[1]，故钻削加工深度大于孔径5倍以上的孔加工工艺称为深孔加工。机械制造行业中每年进行的孔加工占机械加工量的三分之一^[2]，而深孔加工又占到孔加工的40%以上^[3]。2007年，Abele E.^[4]等对去除材料的机械加工及每种加工方式所消耗的时间进行了统计，分布情况如图1.1所示。图中显示，尽管长径比大于12的深孔钻削只占所有机械加工方式的7%，但由于深孔钻削效率相对较低，其消耗的时间占总切削时间的比例达到28%。可见，深孔加工技术的提高对于提升机械制造业的整体水平有着重要意义。

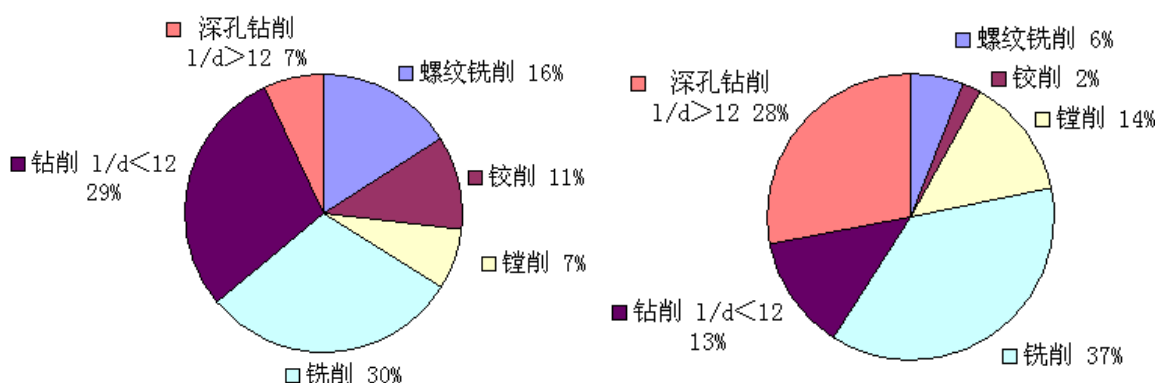


图 1.1 不同加工方式分别占比(左)及每种加工方式的消耗时间占比(右)^[4]

二战结束前，深孔加工技术基本只用于封闭的军工领域，在制造业中以神秘、高难度和高成本而闻名。上世纪 50 年代，深孔加工技术开始转为民用，并迅速在机械工程及其相关领域得到广泛应用。目前，深孔加工广泛应用于航空航天、汽车制造、枪械、通用机械以及石油、化工、矿山和工程机械等诸多领域。

由于深孔直径的大小对孔加工的难度和采用的加工工艺有直接影响，所以生产中一般根据深孔直径的大小，将深孔加工分为微小深孔加工（ $\Phi 4\text{mm}$ 以下）、小深孔加工（ $\Phi 4\text{mm} \sim \Phi 20\text{mm}$ ）、普通深孔加工（ $\Phi 20\text{mm} \sim \Phi 65\text{mm}$ ）、大深孔加工（ $\Phi 65\text{mm} \sim \Phi 200\text{mm}$ ）和特大深孔加工（ $\Phi 200\text{mm}$ 以上）五大类^[1]。其中，小直径深孔加工一直被认为是最难的金属切削问题之一^[1]。

在深孔中加工中，影响加工效率和被加工表面质量的因素主要包括刀具、量具、夹具和机床设备等，其中刀具与被加工表面直接接触，并发生相对切削运动，

对深孔加工的效率和质量影响最大。根据刀具排屑方式的不同,可将深孔钻分为外排屑和内排屑两大类,其中外排屑深孔钻包括深孔扁钻、枪钻和深孔麻花钻等;内排屑深孔钻因所用的加工系统不同,可分为喷吸钻、BTA(Boring and Trepanning Association)深孔钻和DF(Double Feeder)深孔钻三种^[5]。在以上深孔加工刀具中,喷吸钻因断屑要求严格,加工孔径的范围较窄,常用于 $\Phi 18\text{mm} \sim \Phi 65\text{mm}$ 的深孔加工^[6]。因此,从加工刀具适用加工的孔径范围考虑,能进行小直径深孔加工的刀具主要包括深孔扁钻、枪钻、BTA钻削系统、DF系统及整体式深孔麻花钻。

扁钻是最古老的钻削工具,一般用于加工塑料、铝、铜,其结构简单,但切削力大,排屑困难,因此,用于深孔加工时切削性能很差。枪钻结构不对称,质心偏离刀具旋转轴,制造、重磨均有一定的难度,并且枪钻受其结构的影响,刚度与扭转强度比较低,导致枪钻在钻削时转速不能太高,进给较小,切削效率低。BTA主要用于直径大于12mm的深孔加工,但BTA系统对切削液压力和系统密封性的要求较高。DF系统适宜于加工 $\Phi 6\text{mm} \sim \Phi 65\text{mm}$ 的深孔,但与BTA系统一样,也需要专门的冷却装置^[5]。

与上述加工方式相比,整体式深孔麻花钻不需要专用的机床或辅助设备、应用成本低、能实现非回转体零件的加工,适用范围广;而且其刚度较枪钻好,钻削时可适当加大进给速度和钻削速度,在一定程度上能提高生产效率、钻孔质量和经济效益,故显示出一定的技术优势。

近二三十年来,整体式深孔麻花钻的主要代表为抛物线钻头。该钻头最显著的特点为螺旋槽截面是抛物线型,而且螺旋角和芯厚较大,螺旋槽宽,刃瓣宽度很小。高速钢材质的抛物线钻头一般需要通过“分级进给”的方式完成深孔加工;而近年出现的硬质合金材质抛物线钻头可一次进刀加工长径比较大的深孔。然而,抛物线钻头刃型的特点,导致其在深孔钻削时切削速度不宜过高,因为速度太高则主切削刃及内刃部分容易崩刃,严重时甚至导致钻头折断。

目前,国内专门针对高性能深孔麻花钻开展的研究较少,与国外相比研发力量和基础还比较薄弱,如果在这方面的基础研究中取得突破,必将有利于提高我国机械制造业的整体技术水平,并由此产生巨大的经济和社会效益。本文将从理论、数值仿真和实验等方面对高性能深孔麻花钻进行系统的研究,研制出新型深孔钻钻头,提高深孔钻削的质量和效率。

1.2 深孔钻削工艺技术的研究现状

1.2.1 深孔钻削的工艺特点

深孔钻削不同于普通车、铣、钻等传统的加工形式,是在封闭或者半封闭状态下进行的,加工余量较大,且无法实时观测的刀具的切削情况。深孔钻削的加

工工艺特点如下^[5]:

(1) 切削热不易传散, 切削区温度高。这是因为深孔钻削是在封闭或者半封闭状态下进行的, 且被加工孔的深度很大, 故一方面切削液难达到切削的第二、第三变形区, 另一方面由于排屑路程长, 切屑无法迅速带走切削过程产生的热量, 导致钻头吸收的切削热的比例增大, 扩散缓慢, 引起刃口的切削温度急剧升高。所以, 深孔加工通常必须采用强制有效的冷却方式。

(2) 排屑困难。深孔钻削排屑路程长, 如果刀具结构设计不合理, 或冷却液压力不够大, 则容易发生切屑阻塞, 很可能造成堵屑或者钻头崩刃, 甚至出现钻头因扭矩太大而折断的现象。

(3) 工艺系统刚性差。因被加工孔的深度与钻头直径比值较大, 工艺系统刚性差, 在钻削过程中易产生振动, 钻孔容易偏斜, 影响加工精度和生产效率。

(4) 钻尖易于磨损。深孔钻削是在高温高压下进行的, 钻头工作的环境比较恶劣, 与普通钻削工况相比, 深孔钻削时钻头磨损快, 这严重影响了钻头的使用寿命, 降低了加工效率。

深孔钻削过程中, 切屑是在不能保证其正常形成的不良条件下产生的, 而且排出非常困难, 这会对钻削过程产生不良影响, 故被加工孔的质量不可避免地与现实的情况会有某些偏差, 如孔心线偏斜、几何形状的畸变等。偏差的大小与性质在很大程度上决定于所用刀具的结构及其使用的工艺条件。但从目前的技术水平来看, 很难制成兼具足够刚度、强度及韧性的刀具与夹具用于内孔的加工。因此, 如何保证钻削过程中实现充分冷却, 如何保证切屑形态的良好控制与顺利排出, 以及如何保证被加工孔的直线度成为深孔加工中必须面对的三大难题。

1.2.2 深孔钻削方法的研究

深孔加工可分为电深孔加工和机械深孔加工, 电深孔加工包括电火花加工、电解加工等, 对应于粗加工; 机械深加工又可分为一般深孔加工和精密深孔加工。一般深孔加工包括钻削、镗削、铰削等, 对应于半精加工; 精密深孔加工包括珩磨、滚压等, 对应于精加工。在加工方式上, 深孔钻削主要包含实心钻孔法、镗孔法和套料钻孔法三种。实心钻孔法是指采用钻削方式在无孔的毛坯上加工出孔的方法。镗孔法指为提高孔的质量, 在已有孔的内表面进行加工的方法。套料钻孔法是指采用空心钻头钻孔, 加工后毛坯中心残存一根芯棒的方法^[5]。本文中的深孔钻削是指实心钻孔法。

从冷却方式上看, 深孔钻削主要包括一般内冷和微量润滑冷却^[7-9]两种方式。一般内冷是指通过麻花钻上自带的双螺旋内冷孔进行冷却。微量润滑冷却, 即 MQL (Minimal Quantity Lubrication) 是将微米级大小的液滴 (由微量的润滑油与压缩气体混合并汽化后形成) 直接喷射到加工区进行有效润滑的一种冷却方法。Heinemann R.^[10]的研究表明: 采用麻花钻进行小深孔加工时, 相对于干式切削,

MQL 冷却方式能大大提高刀具的使用寿命。

从进刀方式上看，深孔钻削主要包括步进式进刀^[11]、振动钻削^[12,13]和一次性连续进刀三种。步进式进刀即啄钻，钻削过程中钻头每钻削一定深度就退后一点或者完全退出孔，以便强制断屑。步进式进刀在使用抛物线钻头进行深孔加工时经常用到，切削效率低。振动钻削是通过振动装置，使麻花钻与工件之间产生一种可控的相对运动的钻削方式。振动钻削在降低孔壁表面粗糙度、提高钻孔形状和位置精度、减少孔口毛刺、延长刀具耐用度、提高麻花钻加工难切削材料的能力方面展现出明显的优势^[14]。一次性连续进刀是指通过一次进刀完成整个孔的加工。显然，这种进刀方式加工效率很高，但对深孔麻花钻的要求很高。

从刀具排屑形式上看，深孔钻削分为外排屑式加工及内排屑式加工。对实体深孔钻头而言，外排屑是指利用由钻头内部空腔流入刀具刃部的切削液，将切屑从钻头刃背表面与已加工孔壁之间的空隙带走，并排出孔外。外排屑深孔钻主要包括深孔扁钻、枪钻系统、整体式钻头。内排屑利用由钻头外部间隙流向刀具刃部的切削液，将切屑从钻头和钻杆之间的内腔排出孔外。内排屑加工方式以深孔钻削系统为主，主要有 BTA 钻削系统，喷吸钻系统，DF 钻削系统等^[5]。

1.2.3 深孔钻削工艺装备的研究

最早的深孔钻为扁钻，如图1.2所示，深孔扁钻是将扁钻锁紧或焊接到高速钢刀杆上而成。扁钻无螺旋槽，前角小，制造成本低，但加工中排屑困难、冷却和润滑效果差、加工效率低。

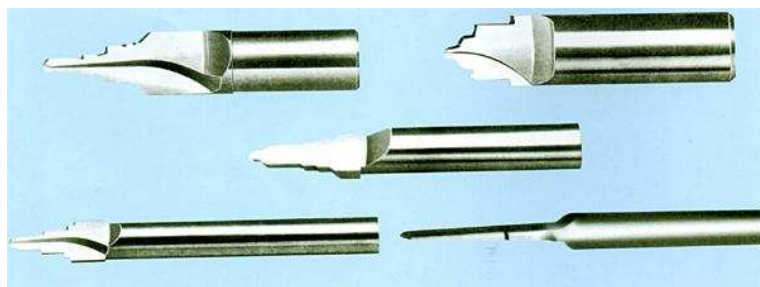


图 1.2 扁钻



1.3 枪钻

麻花钻是在扁钻的基础上进行了改进，其最大特点是容屑槽由简单的平直槽型发展为螺旋状槽。1903年，枪匠们发明了枪钻（见图1.3）用于枪管的加工，实现了单边刃钻孔刀具在自导向条件下，连续加工长径比超过40以上的超长深孔，在深孔加工领域取得重大突破。

1942年，德国的Beisher发明了内排屑深孔钻，后经国际孔加工协会(Boring and Trepaning Association)加以完善，形成了BTA钻，如图1.4所示。相对于枪钻，BTA钻头刚性更好，而且排屑条件得到改善，能够获得较高的孔表面质量，可以说，BTA钻的出现，将深孔钻削技术推向了新阶段^[5]。

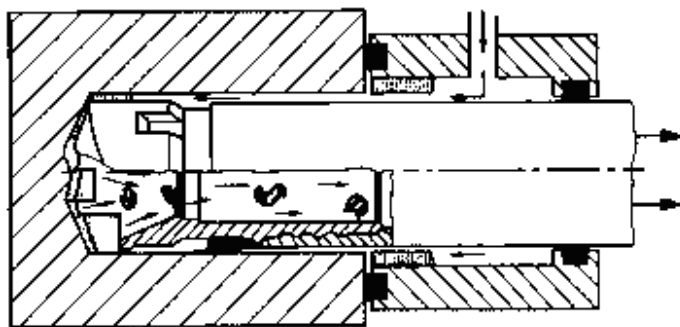
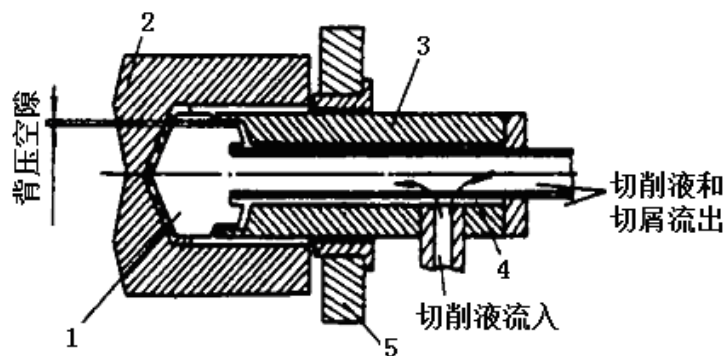


图 1.4 BTA 系统

1963年，瑞典Sandvik公司克服了BTA密封装置结构复杂的弊端，发明了喷吸钻加工方式，如图1.5所示。喷吸钻不要求严格的切削液密封装置，适用于钻削直径18mm以上，深径比小于100的深孔。喷吸式深孔钻(Double-bube Ejector Drills)虽然在内排屑深孔钻的基础上进行了改进，可用于实心深孔加工，但由于采用了两根管子，排屑空间受到限制，所以不能钻削直径18mm以下的深孔^[5]。



(1、钻头；2 工件；3、外钻杆；4 内钻杆；5 支撑座)

图 1.5 喷吸钻

70年代中期，日本冶金股份有限公司开发出兼具BTA和喷吸钻各自的优点的DF（Double-Feeder system）系统，如图1.6所示。通过将原喷吸钻的双管系统改为单管系统，DF系统的钻杆系统刚性得到增强，在切削液压力减小的情况下，依靠推压和抽吸的双重作用，在一定程度上提高了排屑能力^[5]。

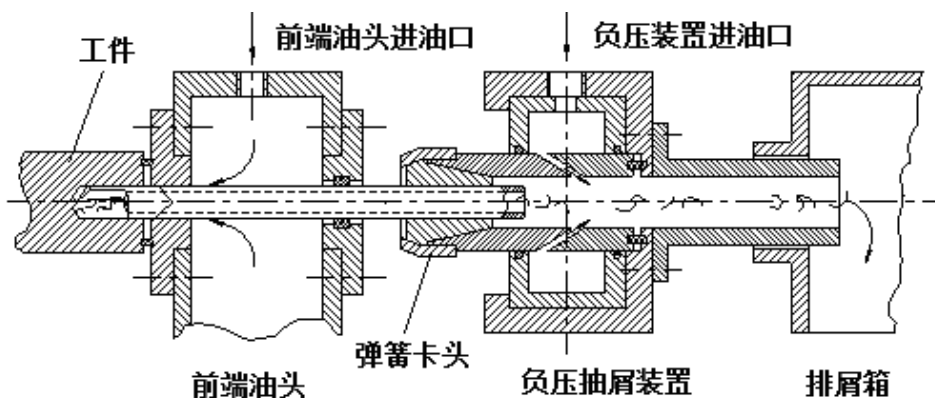


图 1.6 DF 系统

然而，不论从深孔加工技术的现有水平还是工艺装备的发展情况来看，深孔加工技术尚处于新兴发展阶段。深孔加工技术自 20 世纪 80 年代末以来，在西方工业国家一直处于发展停滞状态，这显然不是一种偶然现象。具体表现在：

1) 20 世纪 80 年代以来，以枪钻、BTA 钻为代表的深孔加工技术在西方工业国家未出现任何重要突破性的改进和发展。20 世纪 50 年代，枪钻由军用转为民用，60 年代硬质合金枪钻出现并实现了产业化。80 年前实现了枪钻机床的无极调速，推出了数控枪钻机床和加工中心。此后，在刀具、机床两方面均无新的重大突破。BTA 钻基本用于粗加工，到目前位置还没有开发出用于深孔精加工的 BTA 钻新品种。为解决 BTA 钻不好重磨、容易堵屑及钻孔直径存在局限性的问题，60、70 年代曾先后推出双管喷吸钻、DF 系统，但未收到预期的效果。80 年代以来，西方工业领域的内排屑深孔刀具和机床发展很缓慢。

2) 国际深孔加工装备行业处于垄断状态，装备产品的进口价格居高不下。装备的性能价格比和市场占有率的变化是判断某种制造技术发展速度的最具说服力的标准。20 世纪 60 年代以来，国际深孔刀具、深孔机床市场一直为欧洲、日本少数公司所垄断，几十年来未有明显变化。即使在欧美市场上，深孔加工机床也属于最昂贵的品种。

在国内，20 世纪 70 年代以后，枪钻和内排屑深孔钻才由军工转为民用， $\Phi 20\text{mm}$ 以下的小深孔多采用高速钢枪钻加工。70 年代末一些军工系统工具厂开始了硬质合金枪钻的制造。80 年代后，为满足日益增长的市场需求，国内一些大中型专业工具厂开始生产硬质合金枪钻，但因技术水平低，生产加工方式落后等原因，产品品质、品种等方面始终无法与国外品牌刀具抗衡。

BTA 刀具的普及情况更差。20 世纪 80 年代，整体式高速钢内排屑深孔钻，麻花钻，甚至扁钻仍被普遍应用与兵工及重型制造业。70 年代 BTA 钻开始引进国内，80 年代初，双管喷吸钻及 DF 系统进入我国，但由于这两种技术各有其局限性，到目前仍未能普及。80 年代以来，国内机床工业水平提高较快。但相比较而言，深孔加工机床发展相对之后，在开发技术水平、精度、种类等方面与欧、美、日仍差距巨大。80 年代末，数控深孔机床出现，但用于加工固定工件的专用深孔钻床几乎没有。自 80 年代开始，一些理工院校兴起深孔加工技术的研究热潮，为当时国际上深孔加工研究的沉闷空气注入了新的活力，也为中国深孔加工技术走向现代化奠定了基础。

1.3 深孔麻花钻的结构设计研究现状

刀具结构是决定切削刀具使用性能的一个重要因素，只有拥有先进的刀具结构，才能更好的发挥刀具材料和涂层的优势，因此，国内外刀具制造及研究机构都十分重视刀具结构的研究与开发。刀具结构设计研究通常包括两方面的研究内

容：刀具结构的几何数学模型研究和刀具结构的刃磨方法研究。由于深孔麻花钻是根据深孔钻削的特点，在普通麻花钻的结构上进行改进而形成的，所以普通麻花钻结构设计方面的研究成果对于指导深孔麻花钻的结构设计有重要意义。

1.3.1 麻花钻钻尖结构的研究

对于普通麻花钻来说，不同的钻尖型式通常对应不同的刃磨方法，因此，钻尖结构的几何数学模型研究与钻尖刃磨方法的研究总是相辅相成，缺一不可。

平面钻尖是麻花钻钻尖的最基本型式，主要有单平面钻尖和双平面钻尖两种型式。李信能^[15]对平面钻尖的加工方法进行了研究，建立了刃磨单平面和双平面钻尖的数学模型。A. S. Salama 和 A. H. Elsayy^[16]两人研究了双平面钻尖的动态几何结构，分析了进给速度对双平面钻尖切削刃关键角度参数的影响。由于平面钻尖结构和刃磨原理非常简单，因此，有关平面麻花钻的研究非常少。

圆锥面钻尖是在 Galloway D. F^[17]首次提出的普通麻花钻钻尖的数学模型的基础上发展起来的一种钻尖型式。圆锥面钻尖刃磨方法复杂，对机床的要求很高，故引起诸多学者的研究兴趣。在 Galloway D. F 的研究基础上，Fujii S.^[18,19]等人对圆锥面钻尖的几何结构进行了分析，并通过计算机辅助设计的手段对钻尖进行了优化。Armarego E. J. A.^[20,21]等将钻尖后刀面尾隙角作为补充参数，解决了加工圆锥面后刀面时，刃磨参数有四个，而对应的钻尖结构参数仅有三个，无法获得后刀面刃磨参数唯一解的问题。在国内，较早对圆锥面钻尖的数学模型及其刃磨方法开展研究的是湖南大学的林丞和曹正铨^[22-24]等人。随后，大连理工大学的康德纯^[25,26]以及北京航空航天陈五一和陈鼎昌^[27-31]等人从几何数学模型、加工运动模型、刃磨参数计算和优化、刃磨机床设计等方面对圆锥面钻尖进行了系统研究，大大丰富了圆锥面钻尖研究理论体系，并使圆锥面钻尖的设计和刃磨制造技术在国内走向成熟。

螺旋面钻尖几乎与圆锥面钻尖在同一时期提出，早在 1958 年 Ernst H. 和 Haggerty W. A.^[32,33]就对螺旋面钻尖进行了研究，并提出了螺旋面钻尖具有更好的自定心作用的观点，只是当时未引起学者们的重视。随着螺旋面钻尖相关研究^[34,35]的不断深入，其定心效果好、刃磨相对简单的优势慢慢得到学者认可，各种新型螺旋面钻尖也不断涌现。曹正铨^[36]等提出了利用变螺距螺旋面刃磨螺旋面钻尖的设想，建立了变螺距螺旋面钻尖的数学模型。吕彦明^[37,38]和陈友东^[39]等通过对平面包络特性的研究，建立了一种平面包络的新型复杂螺旋面钻尖的数学模型，并推导了新型的钻尖结构参数与刃磨参数之间的关系。周志雄等通过一系列研究工作^[40-42]，建立了全新的非共轴螺旋面麻花钻的数学模型，推导了麻花钻角度参数和数控刃磨参数的计算公式，研究了新型钻头的钻削性能，并根据其特性开发了新型钻头的 CAD 及其仿真系统。

除了以上三种典型的钻尖以外，还有圆柱面钻尖^[43,44]、椭球面钻尖^[45]、双曲面钻尖^[46,47]等。但不管是锥面或是螺旋面钻尖等，其数学模型都可以在 Tsai W. D. 和 Wu S.M.^[48]建立的二次曲面方程形式下得到统一，二次曲面方程如下^[49]：

$$\frac{1}{a^2} \left(x \cos \sigma + z \sin \sigma - \sqrt{a^2 - \frac{\delta a^2 H_0^2}{c^2} - s^2} \right)^2 + \frac{(y-s)^2}{b^2} + \frac{\delta}{c^2} (x \sin \sigma - z \cos \sigma - H_0)^2 = 1 \quad (1.1)$$

上式中，当参数 a 、 b 、 c 、 δ 和 σ 取不同的值，就可以得到圆锥面、圆柱面、椭球面、双曲面和螺旋面等不同钻尖型式的数学模型。

虽然经过几十年的不断研究，学者们已经开发出了平面、螺旋面、圆锥面、圆柱面、椭球面、双曲面等各种钻尖型式，但从目前市场上出现的钻尖结构来看，平面、圆锥面和螺旋面三种钻尖型式的应用最广泛。

1.3.2 麻花钻螺旋槽结构的研究

螺旋槽起着容屑、排屑及控制切屑流向的作用，是钻头的重要组成部分，对钻头的钻削性能有很大的影响。与钻尖研究有所不同的是，由于普通麻花钻的螺旋容屑槽采用等螺距螺旋面，其几何模型简单，因此，螺旋槽结构的研究主要集中于螺旋槽加工成型理论研究。

1988 年，Kaldor S.^[50]等人对螺旋槽加工时的刀具截面轮廓和砂轮截面轮廓设计问题进行了研究，给出了“正问题”和“反问题”的明确定义：正问题，即给定砂轮轴截面形状求解螺旋槽横截面形状；反问题，即给定螺旋槽截面形状求解砂轮轴截面形状。他们的研究成果引领了刀具螺旋槽加工成型理论研究的热潮。在 Kaldor S.等人的研究基础上，1990 年，Ehmann K. F.^[51]基于微分几何和运动学原理提出由螺旋槽截形求刀具截形的解析方法。Sheth D. S.^[52]等用接触线模型研究了正问题和反问题及与加工参数相关的一些动态特性。1996 年，Kang S. K.^[53]等基于刀具表面与螺旋槽之间的啮合原理，应用 CAD 方法，建立了通用螺旋槽的加工运动模型。Armarego E. J. A.^[54,55]等对螺旋槽加工问题进行了研究，提出了直线刃麻花钻螺旋槽设计和制造的计算机辅助几何分析方法。Kang^[56,57]等对麻花钻槽型进行了设计与分析，通过刃磨后对麻花钻槽型进行了评估及模拟研究，形成了一套由加工参数和砂轮截形刃磨出麻花钻的设计和生方法。孙春华^[58,59]和周志雄^[60]等人是国内螺旋槽加工成型理论研究领域的先行者，随后，针对螺旋槽加工成型理论的研究越来越多^[61-65]。

总结以上研究成果发现，研究螺旋曲面加工理论通常采用无瞬心包络原理，而其最根本原理为刀具表面与螺旋面之间的曲面啮合原理，其数学模型为^[53]：

$$\mathbf{M}_n \cdot \mathbf{M}_{V_{w,T}} = 0 \quad (1.2)$$

式中， \mathbf{M}_n 是刀具（砂轮）表面的法矢量； $\mathbf{M}_{V_{w,T}}$ 是砂轮表面相对螺旋槽表面运

动的速度矢量。

尽管螺旋槽加工成型理论研究取得了丰硕的成果，但一直以来，圆柱型刀具的螺旋槽结构一直没有什么变化，这方面的研究工作开展也很少。

贵州大学的刘彬^[66]从切屑的卷曲、流出两个方面考虑，对麻花钻螺旋槽的优化设计方法进行了探讨性研究，提出了一种排屑顺畅的麻花钻刃型设计方案。何云和薛湘鹰^[67,68]等将麻花钻的横向截形看成由参与切削的“Primary”部分和控制切屑的形状和流动“Secondary”部分组成，有针对性地开发了3种新槽形钻头，并进行了钻削实验研究。唐淳^[69]应用螺旋槽加工的运动合成原理，建立了任意回转体外表面上的变倾角变导程螺旋槽的通用模型，并对其加工方法进行了研究。尽管唐淳的研究并非针对刀具的螺旋槽，但这种变倾角变导程的新型螺旋槽对于指导刀具螺旋槽设计有一定借鉴意义。

1.3.3 麻花钻横刃修磨的研究

横刃修磨是麻花钻结构的一个重要组成部分，现代麻花钻性能的大幅提升，除刀具材料改进的因素外，很大程度上要归功于横刃修磨结构的发展。横刃修磨能大大减小轴向钻削力，提高进给量，其主要修磨型式有R型修磨、X型修磨、N型修磨、S型修磨、杯型修磨和无横刃型修磨等几种方式^[70,71]，如图1.7所示。

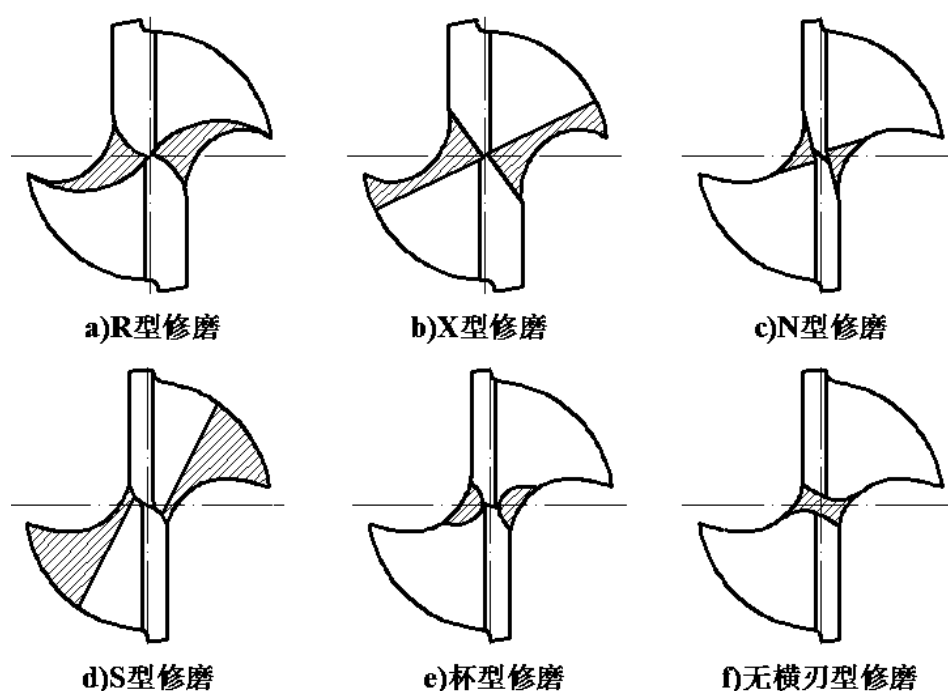


图 1.7 麻花钻横刃的修磨型式

R型修磨的最大特点是在内刃与外刃上形成圆角过渡，能够有效提高内刃转点处的强度，提高刀具耐用度。

X型修磨（又称十字修磨）、N型修磨和S型修磨都是分裂钻尖（SPLIT 钻尖）的修磨型式之一，其中X型修磨适用于大芯厚钻头，N型和S型适用于小芯厚钻

头。比起后两种修磨方式，X 型修磨产生的横刃更短；另外，S 型修磨方式因修磨的深度较浅，故钻尖强度最好，分裂钻尖横刃修磨对机床的要求较高。有关分裂钻尖的理论研究较多，李信能^[72]建立了分裂钻尖的数学模型，并在数控机床上实现了该钻尖的刃磨。Chen W. C.等^[73]基于斜角切削理论，建立了分裂钻尖的切削力和扭矩模型，通过切削力和扭矩的预测分析，对分裂钻尖的结构参数进行了优化。

杯型修磨使横刃长度大大缩短，横刃处前角有所增大，修磨后主切削刃上形成的转折点能促进分屑和断屑。美国肯纳金属公司的 SE 钻头便采用了这种横刃修磨结构，该钻头加工铸铁时性能表现优异^[74]。

无横刃型修磨又称日略夫修磨法，采用这种修磨方式的钻头由于横刃被修穿，在钻削加工中可大大降低轴向力，从而提高进给量，但这种麻花钻的钻尖强度弱，钻入过程中定心能力差。

以上修磨方式中，目前应用较多的为 X 型和 N 型修磨方式。然而，这两种修磨方式在内刃和外刃转折处形成了尖点，容易因应力集中造成崩缺破损，故需要进一步对这种修磨方式进行合理改进。

1.3.4 深孔麻花钻结构的研究

根据深孔钻削的特点，排屑不畅是影响刀具使用性能的主要矛盾，因此，深孔麻花钻的结构改进和优化应重点从螺旋槽结构的改进上进行突破。

国内深孔麻花钻的典型代表是上世纪 80 年代末，由江西量具刀具厂^[75]开发一种深孔加工抛物线麻花钻，如图 1.8 所示。该深孔麻花钻的螺旋槽型由抛物线型和圆弧形旋转而成，无刃背、容屑槽宽、采用大螺旋角和无锥度的厚钻芯。自这种抛物线型深孔麻花钻出现后，迅速成为当时的研究热点。该钻头的第一发明人秦新毓^[76]对这种深孔钻的结构特点及其与普通麻花钻的应用对比情况进行了论述。钟立斌^[77]建立了抛物线型深孔麻花钻的数学模型，并介绍了该钻头的制造方法。由于抛物线型深孔麻花钻的螺旋槽设计特殊，钻削过程中有利于切屑的排出，获得了很多用户的青睐，甚至现在仍然有少量的用户。

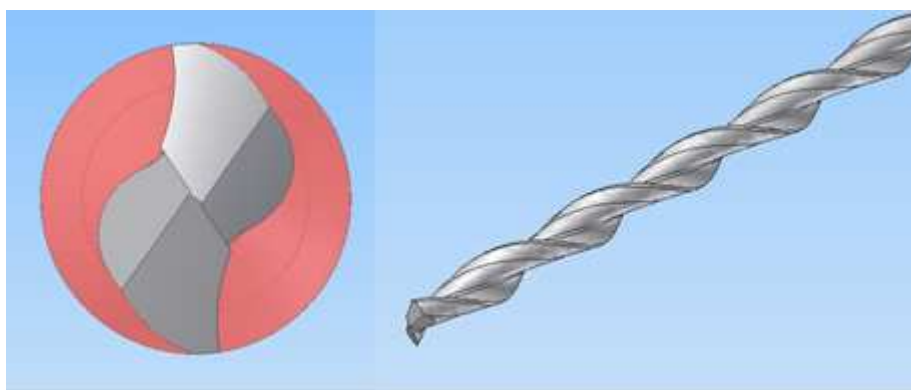


图 1.8 抛物线型深孔麻花钻

日本三菱综合材料株式会社专利^[78,79]中提出了一种深孔加工用钻头，该钻头可以加工出位置精度很高的深孔。由于加工中砂轮的偏转角度不一样，钻头螺旋槽在靠近钻尖处及向柄部延伸方向分别形成“窄幅部”和“宽幅部”，这种结构对切屑的排出具有很好的提升效果，且钻尖后刀面为平面型，钻孔时定心效果好。

德国京特两合公司专利^[80]提出一种用于长径比 10~20 的深孔加工麻花钻，该麻花钻由钻尖到柄部芯厚 K 逐渐减小，钻头切削部分包括长度为 $3D\sim 10D$ ，大径为公称直径 D 的圆锥状大端和直径保持 d 恒定不变的小端，如图 1.9 所示。

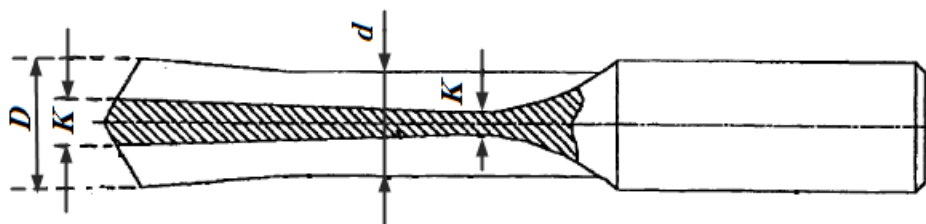


图 1.9 德国京特两合公司芯厚变化深孔麻花钻

上述三个专利是通过改进普通麻花钻结构，特别是螺旋槽结构，从而开发出深孔麻花钻的成功案例。虽然三个专利的改进方向都是在保证刚性的前提下增大容屑槽空间，但改进措施有所不同。抛物线麻花钻采用了改变槽横截面形状，增大芯厚，消除刃背的方案；三菱专利采用了保证芯厚不变，从麻花钻钻尖到柄部刃瓣宽逐渐减小的方案；京特两合专利采用了从麻花钻钻尖到柄部芯厚逐渐减小的方案。

从以上论述来看，专门针对深孔麻花钻结构的研究很少，只有少数研究者对深孔麻花钻的槽型进行了研究。然而，由于企业通常在刀具结构的理论研究方面存在先天不足，针对他们自主开发的创新型刀具结构的数学模型及磨削加工方法的研究鲜有报道。

1.4 深孔钻削机理的研究现状

1.4.1 深孔钻削力的研究

钻削力是综合反映钻削加工过程中钻头与被加工材料之间相互作用的一个重要指标，对认识钻削过程的本质和改进钻削加工装备和工艺等具有重要的意义。早期的钻削力研究是通过大量的实验观察建立简单的扭矩和轴向力经验公式，然后发展到用解析数学的方法建立钻削力模型，最终发展到用数值仿真技术对实际钻削加工过程中的钻削力进行动态预测。到目前为止，钻削力模型的研究绝大部分还是关于标准麻花钻的。

1) 基于实验方法的钻削力模型

早期针对钻削力的大部分理论和数值研究都是以实验为基础。Oxford^[81]实验研

究了钻头主刃和横刃加工所形成切屑的变形过程,发现钻削过程中钻尖上存在主刃、横刃和钻芯三个切削区域。**Shaw** 和 **Oxford**^[82]建立了钻削力和力矩的数学模型,发现由横刃切削产生的轴向力高达 50%~60%。**Kumar Pal A**^[83]等在金属钻削加工试验中研究了扭矩的影响因素及其对钻削过程的影响。**Williams**^[84]研究了麻花钻横刃在钻削中的力学行为与机制。**Hamade**^[85]等从钻削实验中提取切削力系数,建立了基于实验的钻削力模型。**Koehler**^[86]用实验的方法分析了高性能钻削过程,研究了麻花钻切削刃的形状和容屑槽截形对钻削力的影响。

2) 基于解析数学方法的钻削力模型

基于解析数学方法进行钻削力模型研究最为广泛。**Williams**^[87]提出了一个基于单点刀具二维切削模型的钻头主刃切削力模型,并确定了钻芯刻划区的直径。**Armarego**^[88,89]等应用斜角切削理论,建立了平前刀面普通麻花钻钻尖的钻削力数学模型并进行了实验研究。**Shaw**^[90]根据切屑变形机理提出了钻头主刃的切屑变形模型。**Watson**^[91-93]基于薄剪切区理论建立了初始切削刃、反向切削刃及横刃的钻削力模型,并对它们进行了实验研究和数值预测,还通过实验研究确定了横刃在钻削加工中对钻削力和扭矩的贡献,并指出排屑干涉是钻削扭矩和轴向力被低估原因。**Wang**^[94]研究了切削过程中的排屑干涉,基于薄剪切区理论建立了基于经验性单元刀具斜角切削力模型的任意刃形钻头的钻削力模型。**Pirtini**^[95]等基于钻削加工的机械和动力学特征建立了预测硬质合金麻花钻的钻削力和钻孔质量的数学模型。**Guibert**^[96-98]等通过钻头动力学行为数值仿真结合实验研究,将钻头分成三个不同的切削区域,基于切屑厚度和“切削边界-工件材料对”的概念建立了含 10 个参数的适用于不同形状钻尖的高精度切削力模型并进行了验证。

3) 基于有限元方法的钻削力模型

Chen^[99]应用有限元方法分析了圆弧刃口刀具的斜角切削,建立了任意刃形钻头钻削力模型,仅需对任意刃形的钻头进行有限次标定。**Strenkowski**^[100]等用解析的欧拉有限单元模型模拟组成切削刃的单元刀具的切削力,提出了用有限元技术预报麻花钻轴向力和扭矩的方法。**Vijayaraghavan**^[101]等采用布尔运算的实体造型技术建立了双槽锥形麻花钻的精确模型,用有限元模拟研究了钻削中几何形状对毛刺形成的影响。**Singh**^[102]等研究了纤维增强塑料复合材料钻削中加工参数、刀具几何形状及临界轴向力的最优化问题,统计性地考察了对轴向力和扭矩有相当影响的钻削参数,将方差分析的结果作为假设建立了预测钻削诱导损伤的有限元模型,与实验结果吻合较好。**黎正科**^[103]等以深孔麻花钻的几何参数为优化变量,以钻削力达最小为目标函数,基于三维参数化设计结合 **Deform3D** 仿真以及多元正交非线性回归试验设计,建立钻削力数学模型,并运用遗传算法实现优化,以达减小刀具损伤和延长寿命的目的。

国内从上世纪 80 年代开始研究钻削力模型,但研究主要是针对麻花钻的,且

研究的较少,研究者主要采用了基于解析数学的方法。胡仲勋和胡思节^[104]等用“类二维”法和最小能量理论推导了群钻的钻削力模型。朱方来^[105]等从最简单的二元直角切削模型出发,建立了麻花钻钻削灰铸铁的钻削力模型。白万民^[106]等分析了枪钻在钻削过程中的受力,用测量和计算相结合的方法推导了枪钻的钻削力数学模型。练章华^[107]等根据钻头切削刃的数学模型,建立了任意形状切削刃的受力预测模型,为钻头寿命的预测提供了力学模型。董丽华^[108]等基于切削单元积分的方法建立了麻花钻的动态钻削力和扭矩模型,其基本输入参数包括:横刃斜角、螺旋角、顶角、钻头直径、钻心直径、进给速度、主轴转速和工件材料等。

1.4.2 深孔钻削质量的研究

钻孔质量通常用尺寸精度、形状位置精度和表面粗糙度等来描述,除此之外,还有严重影响产品精度和使用性能的毛刺^[109]。针对深孔加工质量的研究主要集中在孔质量的影响因素及预测研究、钻孔过程的控制及优化研究等方面。

影响钻孔质量的因素包括:钻头几何参数、钻削用量、冷却、振动等。Pirtini^[95]等研究了进给率、主轴钻速和钻削深度对孔轮廓及表面粗糙度、直线度和圆柱度的影响。Roukema^[110,111]等研究了进给率、钻削深度、钻头几何形状及振动对孔形成影响。Vijayaraghavan^[101]等研究了钻头几何形状对毛刺形成的影响。Dornfeld^[112,113]等对不锈钢钻削加工中的毛刺最小化进行了研究。

熊镇芹^[114]基于深孔钻削孔轴线偏斜机理的分析,建立了孔轴线的数学模型,提出了控制轴线偏斜的理论和纠偏方法。高本河^[115]等深入研究了深孔钻削中孔轴线的纠偏理论,并提出了纠偏的方法。胡凤兰^[116]等为控制孔轴线的偏斜,提高孔轴线的直线度,降低废品率,研究了深孔钻削中孔轴线偏斜的机理。孔令飞^[117]等基于稳健优化设计理论,研究了当影响直线度的加工参数:刀具直径、刀杆长度、进给速度、主轴转速、辅助支撑间距和加工数量变化时的直线度误差。由方差分析确定各加工参数的影响程度,由信噪比函数优化参数匹配。试验证明:稳健设计能够正确分析和预测控制因素。李言^[118]等建立了考虑轴向振动、切削力和切削液影响的深孔加工钻杆动力学有限元模型,建立了支撑位置和钻削深度与直线度误差的关系,揭示了初始偏差量对孔直线度的影响规律。

Zhang^[119]等基于田口设计方法对 CNC 钻削加工中的表面质量进行了优化。控制因素包括进给率、主轴转速和工具类型;噪声因素包括车间振动和工件材料是否存在磁性。通过响应变量和信噪比的统计分析,确定主轴转速、工具类型和啄率为影响钻削表面质量的三个最重要因素,并确定了切削参数的最优组合。

1.4.3 基于数值仿真的麻花钻切削性能研究

在钻削加工的机床-刀具-工件复杂系统中,刀具的刚度往往是其薄弱环节。钻头刚度和强度主要取决于其横截面形状、面积、钻芯厚度、螺旋角等因素。这些

因素对麻花钻切削性能的影响可能是矛盾的,例如,随着芯厚的增大,虽然钻头横截面积和刚度有所增大,但同时减少了容屑空间,增大了横刃长度,产生了更大的排屑阻力和轴向力,从而导致钻头磨损加剧,降低了刀具的寿命,影响了钻削质量,对钻削过程不利。麻花钻的优化设计就是要针对被加工对象和工作条件等外部环境,在麻花钻结构参数之间取得一个平衡。在给定钻头结构参数后,可以确定钻头的刚度、固有频率;在外力的作用下,可以计算钻头的应力和应变响应;这些都为钻头结构参数的优化、钻削质量的提高、使用寿命的延长(磨损的减少)等的研究提供了良好的基础。

Spur G^[120]等对特殊麻花钻的剖面几何形状进行了分析和描述。定义了不同类型的截面轮廓,确定了钻削加工中截面轮廓对扭转刚度的影响。Chen^[121]基于麻花钻的变形利用有限元方法设计了异形横截面麻花钻。用 3D 有限元方法研究了钻芯厚度、螺旋角、螺旋槽形状和长度等参数对钻头变形和扭转刚度的影响。

万光珉^[122]等基于弹性理论和有限元法研究和计算了麻花钻的扭转刚度,基于抗扭转目标设计出了最佳的横截面形状;实测扭转刚度与计算值比较接近。董黎敏^[123]等用有限元方法计算了麻花钻的受力和变形,分析并揭示了不同直径麻花钻各主要参数的变化对扭转刚度的影响。谢大纲^[124]等用有限元分析方法分析了钻头的扭转刚度、弯曲刚度和受压刚度,结果表明在钻削过程中,横刃处和钻头螺旋槽根部应力最集中,也最容易产生损坏。曹秋霞^[125]等用有限元法研究了深孔钻头扭转时的应力、扭矩和刚度。言兰^[126]、刘小川^[127]等利用 ANSYS 软件研究了螺旋角、钻芯厚度与钻头直径比等参数对钻头扭转刚度和弯曲刚度的影响。宁明志^[128]等利用 ANSYS 软件对三种不同横截面的整体硬质合金麻花钻进行了变形和模态分析,研究了截面几何形状、尺寸对钻头刚度的影响。张春梅^[129]等基于 ANSYS 软件对硬质合金钻头的变形进行了分析,给出钻削过程中钻头最大变形。李超^[130]基于 ANSYS 软件对钻头进行了静、动力学等分析,结果表明:通过优化钻削参数可以降低钻尖应力,提高耐用度;增大钻头的横向阻尼比有利于提高钻削定心精度,且随钻削频率增大定心精度也会增大。孔虎星^[131]等基于 ANSYS 软件在轴向力和扭矩作用下对深孔钻结构的扭转刚度和抗压刚度进行了分析,得到了应力应变和扭矩分布。

随着对切削过程中的现象和机理研究的不断深入,以及有限元理论和技术的不进步,通过数值仿真的方法再现钻削加工的动态过程,已经可以细致地研究麻花钻的几何结构参数(前角、后角、螺旋角、钻芯厚度等)和钻削加工参数(切削速度、进给率、冷却条件等)对钻削加工中的轴向力、扭矩、温度分布、应力分布等的影响,为设计钻头的几何形状、优化钻头的结构、监测和控制钻削加工过程奠定了坚实的基础^[132,133]。

Dornfeld^[112,113]等根据钻削毛刺形成过程的实验研究,构造了解析模型并基于

ABAQUS 发展了 3D 有限元模型，对不锈钢钻削加工中的毛刺形成过程进行了动态仿真，并对毛刺最小化问题进行了研究。Jrad^[134]等用有限元软件 DEFORM 3D 对刀具进行了钻削加工模拟，对刀具的钻削力及扭矩进行了预报，并得到了切削力及切削温度在钻尖部分的分布，通过与切削试验对比，结果是一致的。

韩荣第^[135,136]等基于 Deform 3D 研究了麻花钻的几何参数及钻削用量对钻削力和钻削温度分布的影响。周利平^[137,138]等采用 Defom3D 软件结合单元刀具综合法对普通麻花钻的钻削进行了动态仿真。结果表明：预测的钻削力数据比传统经验公式计算的数据更接近试验值。黄立新^[139]应用 Third Wave AdvantEdge 软件对奥氏体不锈钢钻削加工进行了动态仿真，研究了不同刃口圆弧半径对钻削温度和应变的影响。白大山^[140]等利用 Deform 3D 软件对 SiCp/Al 复合材料的钻削过程进行了模拟，研究了钻削速度和进给速度对钻头的轴向力、扭矩以及工件温度的影响。结果表明：轴向力、扭矩和工件温度都随进给速度的增大而增大；工件温度随钻削速度的增大而增大，而轴向力和扭矩则变化不大。侯恩光^[109]等应用 Deform 3D 软件研究了钻削 45 钢中切削用量对切削力的影响并用钻削实验对仿真的可靠性和正确性进行了验证。

1.5 本课题来源及研究的主要内容

1.5.1 整体深孔麻花钻研究存在的主要问题

深孔钻削过程中，机床-刀具-工件作用机理非常复杂，影响刀具切削性能及加工质量的因素很多。目前，国内外学者及研究机构已在钻削机理，钻削刀具及钻削技术方面做了大量的研究工作，提出了诸多理论，建立了相关数学模型，开发出了性能不断提升的深孔钻削刀具。近年来，随着机械制造业的发展，特别是在汽车发动机制造领域，国内常规的高速钢或硬质合金深孔抛物线钻头、焊片式或整体式枪钻因加工效率较低，已不能满足深孔加工市场高效高品质的要求，与国外同类型产品相比，竞争力低。从了解的国内外的刀具技术现状看，一些关键性问题没有进行系统研究，因此，针对整体深孔麻花钻，尚需在以下几个方面进行深入研究：

1. 新型变芯厚螺旋槽数学模型研究

在深孔钻的某些专利中，已经提出可通过设计由钻尖到柄部芯厚逐渐减小的螺旋槽来实现切屑形成和传输的良好控制的深孔钻设计理念，但到目前为止，针对这种新型变芯厚螺旋槽麻花钻的理论研究成果鲜有文献报道。另一方面，由于变参数螺旋槽的加工较普通螺旋槽大，需对其刃磨加工原理进行研究以便制定合理的加工工艺，而螺旋槽数学模型是研究刀具刃磨加工原理的基础。因此，有必要对变芯厚螺旋槽的数学模型进行深入研究，这不仅有助于建立其三维数字化模

型，而且对于实现刀具的数值仿真研究和开发新型深孔麻花钻的磨削加工工艺，完善刀具设计理论有着重要意义。

2. 基于深孔加工的麻花钻结构研究

当前，我国深孔钻与国外深孔加工钻头相比，现有深孔抛物线钻头受其切削刃型、大芯厚及芯厚增量的影响，在深孔钻削时，钻削力大，而且随着钻深的不断加大，排屑阻力呈上升趋势。虽然这种钻头具有刃瓣宽较窄的设计特点，但对减小排屑阻力的作用很小，对于长径比 8 以上的深孔加工，都需要通过“分级进给”的方式来完成加工。与国外同类型产品相比，这种加工方式效率偏低。因此，有必要从以下两方面开展研究：

（1）深孔加工螺旋槽结构的开发

深孔麻花钻从初期的带加长杆式麻花钻发展到抛物线钻，虽然在螺旋槽型及钻尖结构上有所改进，但已不适用于高效率、高品质的深孔加工。常规抛物线深孔麻花钻的横向截形为抛物线型，芯厚大，钻尖为十字修磨法形成。钻削时，切屑为缎带状，排出过程中容易发生堵塞，导致钻削时切削速度不能过高，故通常需要分级进给才能实现深孔加工。从国内外麻花钻螺旋槽的研究现状看，针对深孔钻削时切屑的形成及排出机制，以及深孔加工螺旋槽结构设计方面的研究很少。

（2）深孔加工钻尖结构的开发

钻尖结构设计要与螺旋槽相关联，需考虑刃口的受力，也要考虑卷屑、断屑与排屑。在螺旋槽确定的情况下，合理选择钻尖型式，才能在深孔钻削中实现钻削力及扭矩的最小化。从国内外钻尖研究现状看，以单款的钻尖结构研究较多，而对螺旋槽未做过多提及。而针对深孔加工应用的钻尖结构设计较少。毋庸置疑，只有将钻尖结构与螺旋槽的开发有机结合起来，才能开发出钻削稳定，耐磨性好的深孔麻花钻，实现高寿命及高效率的深孔钻削。

3. 深孔钻削机理的研究

深孔麻花钻因其加工工况的特殊性，刀具的钻削机理与普通麻花钻有所不同。虽然国内外有关深孔钻削机理研究的文献比较多，但很多研究工作，如钻削力模型及钻削力预报研究大都是基于有限元软件，如 ANSYS、DEFORM 及 ABAQUS 等开展的，存在较大的误差。另一方面，由于实验设备的限制，针对深孔钻削被加工孔表面质量以及刀具失效方面的系统性研究较少。因此，开展深孔钻削机理研究特别是深孔加工钻头钻削力的研究，对于深孔钻头的开发及应用研究具有重要的指导意义。

1.5.2 课题的主要研究内容

针对前文论述的四个方面的问题，本文在工信部组织实施的“高档数控机床与基础制造装备”科技重大专项子项“超细晶粒整体硬质合金涂层精密刀具的研究

与开发”(项目编号: 2009ZX04012-031)项目支持下,通过理论研究,建立新型深孔麻花钻的数学模型;利用数值仿真与切削实验相结合的研究方式,对深孔麻花钻进行结构设计及优化分析,开展深孔钻削机理研究,建立新型深孔麻花钻的切削力模型。通过上述研究,开发一系列新型整体硬质合金深孔麻花钻,改善了当前国内深孔钻市场被国外品牌垄断的局面,填补国内整体硬质合金深孔麻花钻的研发空白。本研究对促进我国深孔钻削技术的发展具有重大的理论意义和广泛的实用价值。

论文共分为六部分,组织安排如图 1.10 所示,具体章节安排及研究内容如下:

第一章阐述课题研究的背景和意义,综述国内外有关深孔钻削工艺研究,深孔麻花钻结构设计研究及深孔钻削机理研究方面的研究概况,介绍本文课题的来源,提出本论文的主要研究内容。

第二章针对自主创新设计的变参数螺旋槽深孔麻花钻,应用无瞬心包络原理分析了砂轮加工变参数螺旋槽的运动过程,建立了刀具变参数螺旋槽、钻尖后刀面、前刀面以及横刃与内刃的数学模型。应用 B 样条曲面插值算法和 UG NX 的三维建模工具,精确建立了变参数螺旋槽三维实体模型,并对建模精度进行了验证,为后续的数值仿真研究奠定了基础。

第三章运用正交试验设计方法和数值仿真手段,对变参数螺旋槽平面后刀面型深孔麻花钻钻尖关键参数进行了优化设计。首先运用正交试验设计方法对钻尖关键参数进行了试验设计;然后应用 Deform 3D 对 UG 软件建立的各个方案三维模型进行钻削过程的数值仿真;在 Deform 钻削力预报的基础上,应用 ANSYS Workbench 进行小变形应力、应变分析,对仿真所得的等效应力和应变进行极差分析,优选出最佳的参数组合,并进行试验验证,最终确定了新型深孔麻花钻钻尖关键参数组合。

第四章从钻削力大小对比、被加工孔表面质量及刀具失效形式三方面探讨了深孔钻削机理。通过切削力对比实验论证了新型深孔麻花钻的变参数螺旋槽结构在钻削力,提高切削稳定性方面的优势;通过实验研究了切削参数和芯厚增量对被加工孔表面粗糙度和孔径扩大量的影响;通过不同材料的系统耐磨损实验,初步探讨新型深孔麻花钻的失效机理。

第五章以新型深孔麻花钻的刃径、芯厚增量、切削速度、进给速度和钻削深度为因子,通过正交试验设计推导出新型硬质合金深孔麻花钻钻削 45 钢、LC4、HT300 和 42CrMo 的钻削力数学模型,得出了基于 45 钢钻削力的 LC4、HT300 和 42CrMo 的钻削力修正系数。分析了新型深孔麻花钻加工不同材料的钻削力与加工 45 钢钻削力间的相对差异,并对两种钻削 LC4 钻削力模型进行了试验验证。

结论与展望。总结全文的主要工作和创新点,并展望了未来深孔麻花钻研发的方向。

第 2 章 新型深孔麻花钻数学模型及其三维建模

为克服传统抛物线型深孔麻花钻容屑空间不足，排屑阻力大，加工中需采用分级进给的方式，加工效率低，而且容易折断等诸多弊端，本文通过对传统深孔麻花钻螺旋槽进行改进，设计了一种变参数螺旋槽麻花钻。这种新型麻花钻钻芯厚度从钻尖往槽尾逐渐减小，形成芯厚负增量，且刃瓣宽则从钻尖往槽尾逐渐变窄，形成从钻尖到槽尾逐渐增大的容屑空间。由于变参数螺旋槽相对于普通螺旋槽结构复杂，加工难度大，需对其数学模型进行研究，以便建立变螺旋槽刃磨的数学模型，并制定合理的加工工艺。另外，可根据新型麻花钻的数学模型建立其三维实体模型，为后文的数值仿真奠定理论基础。

本章主要对变参数螺旋槽深孔麻花钻数学模型及其建模方法进行研究。首先，应用无瞬心包络原理分析砂轮加工变参数螺旋槽的运动过程，建立了新型麻花钻的变参数螺旋槽的数学模型，并依据钻尖和工件坐标系间的坐标变换关系，建立了新型麻花钻钻尖的数学模型。其次，应用 B 样条曲面插值算法和 UG NX 的三维实体建模工具，精确建立具有变参数螺旋槽深孔麻花钻的三维实体模型。

2.1 变参数螺旋槽的数学模型研究

要建立变参数螺旋槽的数学模型，首先需建立以下三个数学模型：（1）包络原理的数学模型；（2）螺旋运动的数学模型；（3）用于加工变参数螺旋槽的砂轮轮廓的数学模型。

2.1.1 包络原理的数学模型

刀具螺旋槽磨削加工过程中，砂轮一边绕自身轴线旋转，一边以一定速度绕刀具轴线旋转，同时沿刀具轴线做直线运动；而工件则绕自身轴线做螺旋运动，从而加工出螺旋面。在相对运动的任一瞬时，砂轮回转体与工件螺旋面将沿着某一空间曲线相切接触，每一个接触点对应着砂轮某个径向截圆上的一点，这一系列点则组成了一条螺旋线。从切削过程来看，可以认为该螺旋线是无数的砂轮回转面连续位置包络而成，工件螺旋面就是由无数条螺旋线组成，这种形成螺旋槽表面的方法叫做无瞬心包络法。

根据两面相切点有公切面的原理，给定砂轮表面一点，则此点在某处（回转参数 α ）与螺旋槽相切。此时，砂轮回转面在该接触点上的切线向量 $\frac{\partial r}{\partial u}$ 、速度

向量 $\frac{\partial r}{\partial \varphi}$ 以及螺旋面上该点处螺旋线的切向量 $\frac{\partial r}{\partial \alpha}$ 三个向量均在切平面上, 如图 2.1 所示。

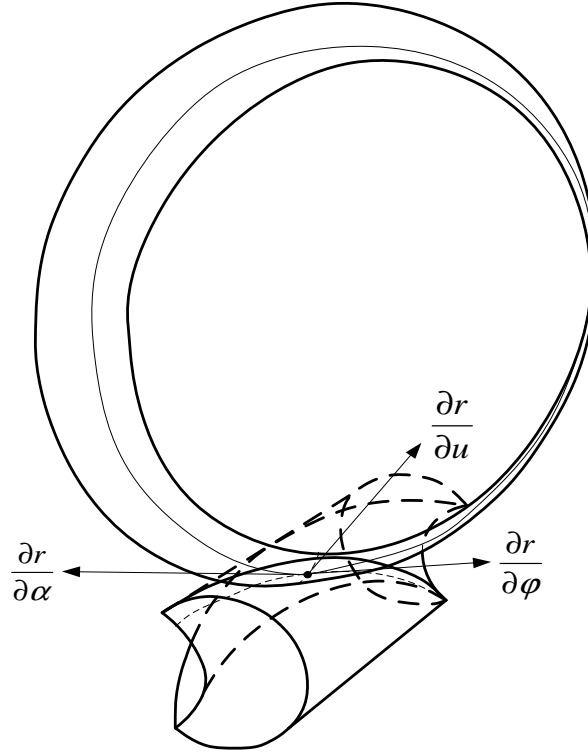


图 2.1 接触点三向量示意图

根据向量法即三向量共面其混合积为零的定理, 应有^[121]:

$$\left(\frac{\partial r}{\partial \alpha} \times \frac{\partial r}{\partial u}\right) \cdot \frac{\partial r}{\partial \varphi} = 0 \quad (2.1)$$

2.1.2 螺旋运动的数学模型

为表述方便, 建立工件坐标系 $O_T - X_T Y_T Z_T$ 和砂轮坐标系 $O_W - X_W Y_W Z_W$, 如图 2.2 所示。图 2.2 中, 工件坐标系原点 O_T 位于麻花钻钻尖中心, Z_T 轴为麻花钻中心轴线, 整个麻花钻实体位于 Z_T 轴负方向。工件坐标系保持静止, 砂轮坐标沿着工件坐标系做螺旋运动。在砂轮坐标系运动的起始位置, 砂轮坐标系 Y_W 轴与工件坐标系 Y_T 轴重合且方向相同, 砂轮坐标系 X_W 轴为砂轮回转轴线。

螺旋运动由绕 Z_T 轴的旋转运动和沿 Z_T 轴负方向的直线运动构成。设螺旋运动的旋转角速度为 ω , 螺旋线导程为 l , 则螺旋运动方程可表示为:

$$f(x_0, y_0, z_0) = \begin{bmatrix} x_0 \cos \varphi + y_0 \sin \varphi \\ -x_0 \sin \varphi + y_0 \cos \varphi \\ z_0 - p\varphi \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

上式中, x_0, y_0, z_0 为螺旋运动的起始位置坐标, $\varphi = \omega t$ (t 为时间), $p = \frac{l}{2\pi}$ 。

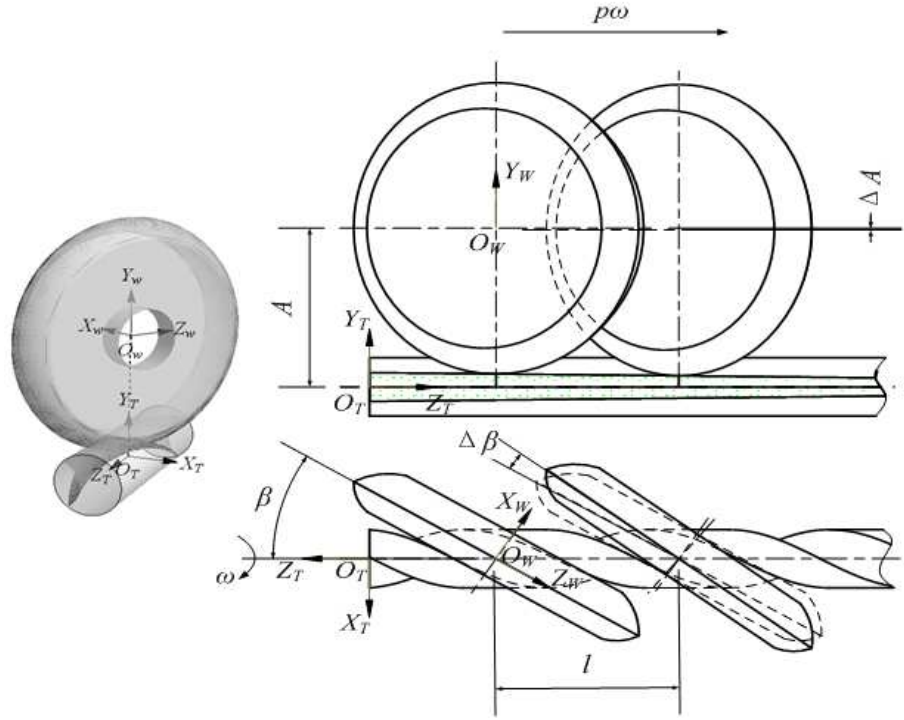


图 2.2 砂轮坐标系与工件坐标系

2.1.3 砂轮轮廓的数学模型

假设在砂轮坐标系 $O_w-X_wY_wZ_w$ 中, 砂轮径向截面形状表示为 $[x_w(u), y_w(u), 0]^T$ (其中 u 为参变量), 则将此截面绕 X_w 轴旋转可得砂轮成型外表面在砂轮坐标系下的数学方程为:

$$r_w = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha & -\sin \alpha \\ 0 & \sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_w(u) \\ y_w(u) \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_w(u) \\ y_w(u) \cos \alpha \\ y_w(u) \sin \alpha \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

式中, r_w 为砂轮外表面在砂轮坐标系内的矢量, α 为旋转参数, 且有 $\alpha \in [0, 2\pi)$ 。

设 β 是砂轮偏转角, A 是砂轮轴线到工件轴线的距离 (由芯厚决定), 且 A 和 β 是与螺旋运动相关的连续函数:

$$A = A(\varphi), \beta = \beta(\varphi) \quad (2.4)$$

由图 2.2 中砂轮坐标系与工件坐标系的相对位置关系, 易求得砂轮在工件坐标系中的数学方程:

$$r_{\text{tool}} = T_{\text{tw1}} \cdot r_w + r_{\text{tw2}} \quad (2.5)$$

式中, r_{tool} 为砂轮外表面在工件坐标系中的矢量, T_{tw1} 为转换矩阵, r_{tw2} 为平移向量, 且

$$T_{\text{tw1}} = \begin{bmatrix} -\cos \beta & 0 & \sin \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \beta & 0 & -\cos \beta \end{bmatrix}, \quad r_{\text{tw2}} = \begin{bmatrix} 0 \\ A \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

根据式 (2.22)、(2.23)、(2.25) 和 (2.26), 可得到砂轮在工件坐标系内做螺旋运动时砂轮轮廓的数学模型 (为简化起见, 令 $x = x_w(u)$, $y = y_w(u)$):

$$r(u, \alpha, \varphi) = \begin{bmatrix} (-x \cos \beta + y \sin \alpha \sin \beta) \cos \varphi + (y \cos \alpha + A) \sin \varphi \\ -(-x \cos \beta + y \sin \alpha \sin \beta) \sin \varphi + (y \cos \alpha + A) \cos \varphi \\ -x \sin \beta - y \sin \alpha \cos \beta - p\varphi \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

2.1.4 螺旋槽曲面的数学模型

根据式 (2.7), 分别求解关于三个自变量的偏导数 $\frac{\partial r}{\partial u}$ 、 $\frac{\partial r}{\partial \alpha}$ 和 $\frac{\partial r}{\partial \varphi}$, 并令

$$x' = \frac{\partial x(u)}{\partial u}, \quad y' = \frac{\partial y(u)}{\partial u}, \quad A' = \frac{\partial A(\varphi)}{\partial \varphi}, \quad \beta' = \frac{\partial \beta(\varphi)}{\partial \varphi}, \quad \text{则式 (2.1) 可展开化简为,}$$

$$B \sin \alpha + C \cos \alpha + D = 0 \quad (2.8)$$

式中:

$$B = (xx' + yy')\beta' + (p \cos \beta + A \sin \beta)x' \quad (2.9)$$

$$C = (xx' + yy') \cos \beta + A'x' \quad (2.10)$$

$$D = (A \cos \beta - p \sin \beta)y' \quad (2.11)$$

考虑到在实际加工时, 都是砂轮下半部即位于砂轮坐标系 Z_w 轴负方向的部分与麻花钻螺旋槽接触, 因此只需要考虑 $\alpha \in [\pi/2, 3\pi/2]$, 即 $-1 \leq \cos \alpha \leq 0$ 的情况, 解方程 (2.8) 可得:

$$\begin{cases} \sin \alpha = \frac{-B^2 D + C \sqrt{B^2(B^2 + C^2 - D^2)}}{B(B^2 + C^2)} \\ \cos \alpha = \frac{-CD - \sqrt{B^2(B^2 + C^2 - D^2)}}{B^2 + C^2} \end{cases} \quad (2.12)$$

将式 (2.12) 代入式 (2.7), 消去变量 α , 即可得到由参变量 φ 和 u 确定的变参数螺旋槽曲面的数学模型,

$$r(u, \varphi) = \begin{bmatrix} (-x \cos \beta + y \sin \alpha \sin \beta) \cos \varphi + (y \cos \alpha + A) \sin \varphi \\ -(-x \cos \beta + y \sin \alpha \sin \beta) \sin \varphi + (y \cos \alpha + A) \cos \varphi \\ -x \sin \beta - y \sin \alpha \cos \beta - p\varphi \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

上式中, $\sin \alpha$ 和 $\cos \alpha$ 的值可通过式 (2.12) 计算。根据该式, 给定一个 φ 值, 就可求得一条以 u 为参变量的空间曲线方程, 其含义为当砂轮运动到位置 $-p\varphi$ 时, 砂轮与槽的接触线。

由于钻头芯厚和砂轮偏转角在槽长方向上存在变化, 所以在任意径向截面上螺旋槽的截形是不同的。下面给出求解距原点距离为 L 的径向截面上螺旋槽的截形计算方法。

已知径向截面到原点距离为 L , 根据式 (2.7) 有,

$$-x \sin \beta - y \sin \alpha \cos \beta - p\varphi = L \quad (2.14)$$

根据式(2.14), 给定一个 u 值, 可以求得一个 φ 值, 其含义为在砂轮运动到 $-p\varphi$ 位置时, 位于砂轮与螺旋槽接触线上 u 位置的点, 正好处于到原点距离为 L 的径向截面上。将 u 和 φ 代入变参数螺旋槽曲面的数学模型, 即可求得砂轮与螺旋槽接触线上 u 位置的点的坐标。通过取不同的 u 值, 可求得该径向截面上一系列的接触点, 将这些接触点以光滑曲线连接, 即可求得螺旋槽在任意径向截面上的截形。

2.1.5 芯厚和刃瓣宽的求解

2.1.5.1 芯厚的求解

在实际工程问题中, 用于加工刀具螺旋槽的砂轮通常由三段圆弧 C_1 、 C_2 、 C_3 组成 (直线段可看成半径为 $+\infty$ 的圆弧), 如图 2.3 所示。其中截面圆弧 C_1 、 C_3 控制刀具前刀面和刃瓣宽的形成; 圆弧 C_2 的圆心在 Y_w 轴上, 它决定了砂轮的半径, 同时控制刀具芯厚大小。

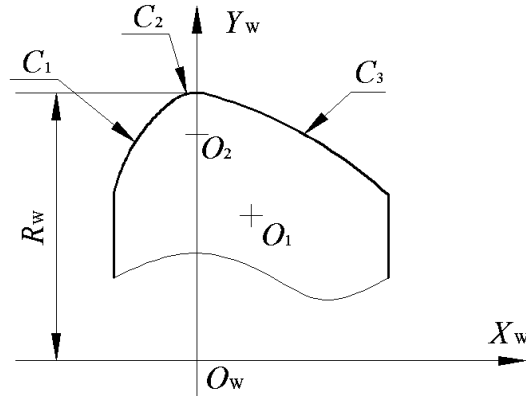


图 2.3 新型深孔麻花钻螺旋槽加工用砂轮截形

假设砂轮半径为 R_w , 根据螺旋槽的成型加工原理可知, 刀具芯厚是由砂轮外圆周上距离其轴线最远的所有点 (即砂轮半径为 R_w 的截圆) 磨削形成。而加工过程中, 决定芯厚的实际磨削点为距离刀具轴线最近的点, 即 $\alpha = -\pi$, 在砂轮坐标系中, 该磨削点可表示为:

$$P_G = [0, -R_w, 0] \quad (2.15)$$

在整个螺旋槽加工过程中, 该磨削点的运动轨迹为变参数螺旋线, 根据式 (2.5)、(2.6) 和 (2.15), 其方程为,

$$r(\varphi) = \begin{bmatrix} (-R_w + A) \sin \varphi \\ (-R_w + A) \cos \varphi \\ -p\varphi \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

由于 A 是与螺旋运动相关的连续函数, 假设 A 与 φ 的关系为线性,

$$A = A_0 - k_A \varphi \quad (k_A > 0) \quad (2.17)$$

上式中, A_0 表示加工螺旋槽 (从钻尖往柄部加工) 时, 砂轮的初始轴间距。

根据式 (2.16)、(2.17) 可求得任意径向截面的芯厚 d_c ,

$$d_c = 2A_0 - 2k_A\varphi - 2R_w \quad (2.18)$$

显然, 随着 φ 的增大, 即从钻尖到柄部, 刀具芯厚 d_c 逐渐减小。

2.1.5.2 径向刃瓣宽的求解

由式 (2.13) 可知, 在任意由参数 φ 确定的径向截面内, 螺旋槽截形曲线的参数方程可表示为,

$$r(u) = \begin{bmatrix} (-x(u)\cos\beta + y(u)\sin\alpha\sin\beta)\cos\varphi + (y(u)\cos\alpha + A)\sin\varphi \\ -(-x(u)\cos\beta + y(u)\sin\alpha\sin\beta)\sin\varphi + (y(u)\cos\alpha + A)\cos\varphi \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

假设螺旋槽截形曲线与刀具圆柱面的两个交点分别为 $P_1(X_1, Y_1)$ 、 $P_2(X_2, Y_2)$, 为求得交点坐标, 将式 (2.19) 与刃径圆方程 $X^2 + Y^2 = R^2$ 联立有,

$$(x(u)\cos\beta - y(u)\sin\alpha\sin\beta)^2 + (y(u)\cos\alpha + A)^2 = R^2 \quad (2.20)$$

对应于螺旋槽加工这个实际工程问题, 显然式 (2.20) 存在两个解 u_1 、 u_2 ($0 < u_1, u_2 \leq \pi/2$), 则两个交点 P_1 、 P_2 的坐标可表示为,

$$\begin{bmatrix} X_i \\ Y_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (-x(u_i)\cos\beta + y(u_i)\sin\alpha\sin\beta)\cos\varphi + (y(u_i)\cos\alpha + A)\sin\varphi \\ -(-x(u_i)\cos\beta + y(u_i)\sin\alpha\sin\beta)\sin\varphi + (y(u_i)\cos\alpha + A)\cos\varphi \end{bmatrix} \quad (i=1, 2) \quad (2.21)$$

为了简化对刃瓣宽计算的讨论, 作如下假设:

- 1) 加工螺旋槽的砂轮半径为 R_w , 其轴截面轮廓是一段圆弧;
- 2) 圆弧半径为 R_0 , 且圆心在 Y_w 轴上, 即圆弧关于 Y_w 轴对称。

根据以上假设, 若 $u_1 = u_0$, 则 $u_2 = \pi - u_0$, 由于砂轮截面圆弧的方程可表示为:

$$\begin{cases} x(u) = R_0 \cos u \\ y(u) = R_0 \sin u + R_w - R_0 \end{cases} \quad (2.22)$$

则有,

$$\begin{cases} x(u_1) = -x(u_2) = R_0 \cos u_0 \\ y(u_1) = y(u_2) = R_0 \sin u_0 + R_w - R_0 \end{cases} \quad (2.23)$$

根据式 (2.20) 和式 (2.23) 可得,

$$\sin\alpha = 0, \quad \cos\alpha = -1 \quad (2.24)$$

则式 (2.20) 可整理为,

$$R_0^2 \sin^2\beta \sin^2 u_0 - 2R_0(A + R_0 - R_w)\sin u_0 + R_0^2 \cos^2\beta + (A + R_0 - R_w)^2 - R^2 = 0 \quad (2.25)$$

根据 $0 < \sin u_0 \leq 1$, 解该方程得,

$$\sin u_0 = \frac{A - R_w + R_0}{R_0 \sin^2\beta} - \frac{\sqrt{\cos^2\beta(A - R_w + R_0)^2 - R_0^2 \sin^2\beta \cos^2\beta + R^2 \sin^2\beta}}{R_0 \sin^2\beta} \quad (2.26)$$

由于 P_1 和 P_2 的连线长度为容屑槽径向槽宽 W_{fl} , 即

$$W_{fl}^2 = [(x(u_1) - x(u_2))\cos\beta - (y(u_1) - y(u_2))\sin\alpha\sin\beta]^2 + (y(u_1) - y(u_2))^2 \cos^2\alpha \quad (2.27)$$

根据式 (2.23), 该式可整理为,

$$W_{fl} = 2x(u_0)\cos\beta = 2R_0 \cos u_0 \cos\beta \quad (2.28)$$

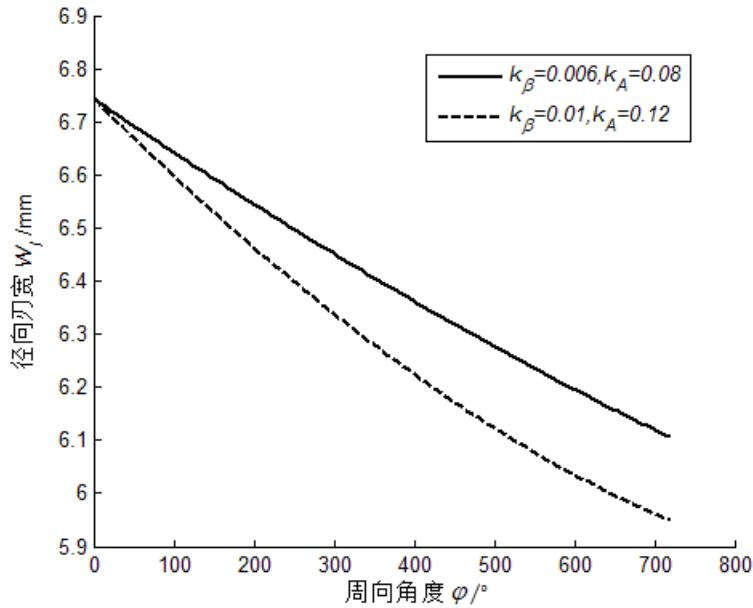
则麻花钻刃瓣宽 W_l 可通过下式进行计算,

$$W_l = \sqrt{4R^2 - W_\beta^2} = 2\sqrt{R^2 - R_0^2 \cos^2 u_0 \cos^2 \beta} \quad (2.29)$$

假设砂轮初始偏转角为 β_0 , 由于 β 是与螺旋运动相关的连续函数, 可令 β 与 φ 之间的关系为,

$$\beta = \beta_0 + k_\beta \varphi \quad (k_\beta > 0) \quad (2.30)$$

由于式 (2.29) 很复杂, 直接讨论式 (2.28) 的单调性, 即讨论麻花钻径向刃瓣宽 W_l 与 φ (从钻尖到槽尾, φ 逐渐增大) 之间的关系非常困难。为此, 设定麻花钻的一部分参数为常值, 根据式 (2.28) 在 matlab 中可画出径向刃瓣宽与周向角度 φ 之间的关系曲线如图 2.4 所示。



$$(R=5\text{mm}, R_0=6\text{mm}, R_w=75\text{mm}, A_0=76.5\text{mm}, \beta_0=32^\circ)$$

图 2.4 径向刃瓣宽与周向角度的关系

从图 2.4 可明显看出, 随着 φ 的增大 (即从钻尖到槽尾), 麻花钻的径向刃瓣宽逐渐减小。

2.2 钻尖后刀面及横刃数学模型

从不同后刀面型式的深孔麻花钻在市场中的应用情况来看, 与变参数螺旋槽相匹配的最佳后刀面型式为平面型后刀面, 而且平面钻尖结构简单, 刃磨方便。另外, 需要对钻尖横刃部分进行修磨, 使横刃变短, 避免因横刃过长导致钻削轴向力过大, 同时有利于提高钻尖的自定心及断屑性能。在横刃与主切削刃连接过渡处修磨出圆弧形状的内刃, 目的为提高该处切削刃的耐磨和断屑性能。图 2.5 所示为典型的平面后刀面型钻尖。

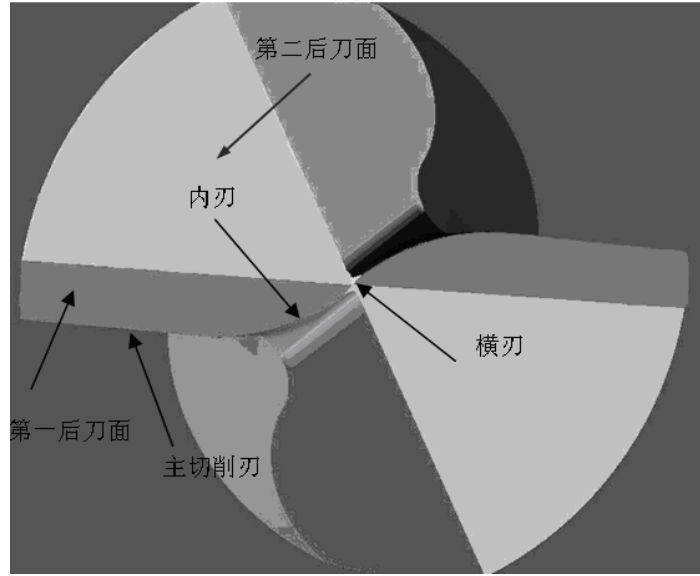


图 2.5 平面型钻尖

为建立麻花钻平面型后面的数学模型，建立如图 2.6 所示的钻尖坐标系 $O_p - X_p Y_p Z_p$ ，坐标系原点 O_p 位于横刃中点， X_p 轴与钻尖主切削刃平行，钻头槽尾位于 Z_p 轴负方向。

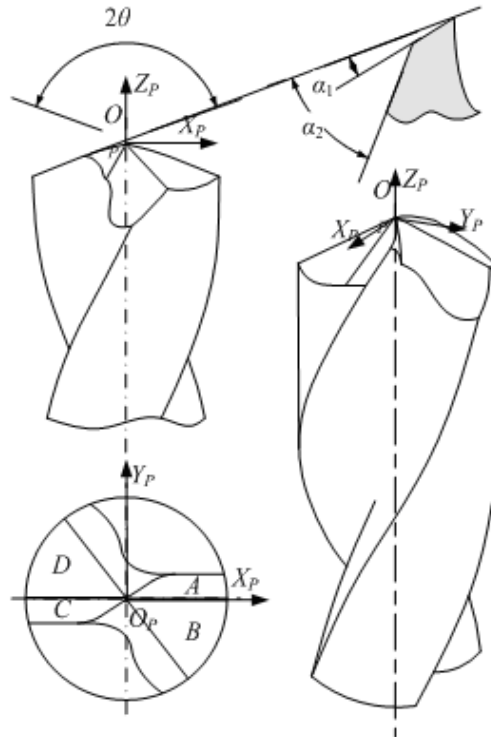


图 2.6 钻尖坐标系

麻花钻平面后角的后刀面由四个面组成，如图 2.5 所示，按顺时针方向将其编号，其中面 A 、 C 为钻尖第一后刀面，面 B 、 D 为钻尖第二后刀面。求解麻花钻钻尖后刀面的数学模型，即求解这四个面的数学模型。

麻花钻钻尖的横刃即各后刀面的交线（ A 与 B ， C 与 D 间的交线除外）。如图 2.7 所示，设 L_{AD} 为平面 A 和 D 的交线， L_{BC} 为平面 B 和 C 的交线， L_{AC} 为平面 A

和 C 的交线，设 P_{ACD} 为平面 A 、 C 和 D 的交点， P_{ABC} 为平面 A 、 B 和 C 的交点，则 P_{ACD} 和 P_{ABC} 为 L_{AC} 的两端点。求解横刃的数学模型，即求解此三条交线的数学模型。

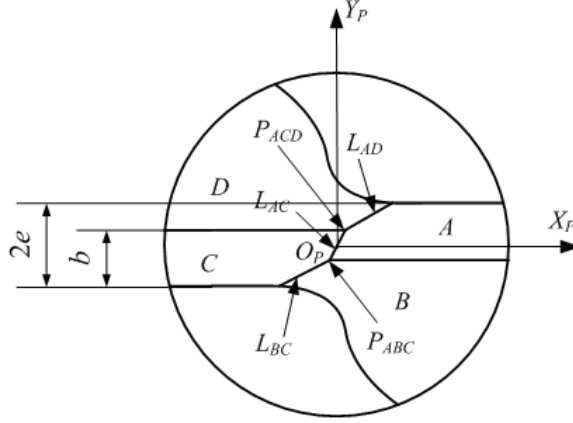


图 2.7 钻尖后刀面及其交线示意图

2.2.1 后刀面数学模型

设钻尖顶角为 2θ ，第一后角为 α_1 ，第二后角为 α_2 ，钻尖第一后角宽度为 b ，钻尖主切削刃间距为 $2e$ ，且有 $b \geq e$ 。根据钻尖平面后角以及顶角的定义，不难推导出平面 A 、 B 、 C 、 D 的数学方程：

$$\vec{r} \cdot \left(\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ y_1 \\ z_1 \end{bmatrix} \right) = 0 \quad (2.15)$$

而 \vec{r} 为平面的法矢量：

$$\vec{r} = [p_1 \cos \alpha \cos \theta, -p_2 \sin \alpha, \cos \alpha \sin \theta] \quad (2.16)$$

其中， p_1 、 p_2 、 y_1 、 z_1 、 α 分别为针对特定平面的参数：

对平面 A ，有 $p_1 = p_2 = 1$ ， $y_1 = z_1 = 0$ ， $\alpha = \alpha_1$ ；

对平面 B ，有 $p_1 = p_2 = 1$ ， $y_1 = e - b$ ， $z_1 = \frac{(e - b) \tan \alpha_1}{\sin \theta}$ ， $\alpha = \alpha_2$ ；

对平面 C ，有 $p_1 = p_2 = -1$ ， $y_1 = z_1 = 0$ ， $\alpha = \alpha_1$ ；

对平面 D ，有 $p_1 = p_2 = -1$ ， $y_1 = b - e$ ， $z_1 = \frac{(e - b) \tan \alpha_1}{\sin \theta}$ ， $\alpha = \alpha_2$ ；

2.2.2 横刃数学模型

由于 P_{ACD} 和 P_{ABC} 均为三个平面的交点，可以通过求解方程组的方式解得其值。根据式 (2.15)、(2.16)，可求得 P_{ACD} 和 P_{ABC} 的值为：

$$P_{ACD} = \left[\frac{(e - b) \tan \alpha_1}{\cos \theta}, b - e, 0 \right] \quad (2.17)$$

$$P_{ABC} = \left[\frac{(e-b) \tan \alpha_1}{\cos \theta}, e-b, 0 \right] \quad (2.18)$$

由于 L_{AD} 、 L_{BC} 和 L_{AC} 均为两平面的交线，且均通过三个平面的交点，因此，它们可以用如下的参数方程来表达：

$$X = t \cdot \bar{r}_L + P \quad (2.19)$$

上式中， X 为直线上任意点， t 为参变量， P 为直线上的点， \bar{r}_L 为直线的方向矢量，而两平面交线的方向矢量等于这两个平面法向矢量的叉积，根据式 (2.16)，可以求得各条直线的相关参数。

对直线 L_{AD} ，有：

$$\bar{r}_L = \begin{bmatrix} \sin(\alpha_1 + \alpha_2) \sin \theta \\ \cos \alpha_1 \cos \alpha_2 \sin 2\theta \\ -\sin(\alpha_2 - \alpha_1) \cos \theta \end{bmatrix}, \quad P = P_{ACD}, \quad t \geq 0 \quad (2.20)$$

对直线 L_{BC} ，有：

$$\bar{r}_L = \begin{bmatrix} -\sin(\alpha_1 + \alpha_2) \sin \theta \\ -\cos \alpha_1 \cos \alpha_2 \sin 2\theta \\ -\sin(\alpha_2 - \alpha_1) \cos \theta \end{bmatrix}, \quad P = P_{ABC}, \quad t \geq 0 \quad (2.21)$$

特别地，对于直线 L_{AC} ，由于已知两端点，所以其参数方程也可表示为下面的形式：

$$X = tP_{ABC} + (1-t)P_{ACD}, \quad 0 \leq t \leq 1 \quad (2.22)$$

2.3 钻尖坐标系与工件坐标系的坐标变换

钻尖后刀面和横刃的数学模型基于钻尖坐标系，而螺旋槽数学模型基于工件坐标系，为了统一数学模型，实现深孔麻花钻的三维数字建模，需推导钻尖坐标系与工件坐标系之间的转换公式。根据前面的定义，钻尖坐标系与工件坐标系原点相同， Z 轴方向相同，两坐标系的关系如图 2.8 所示。

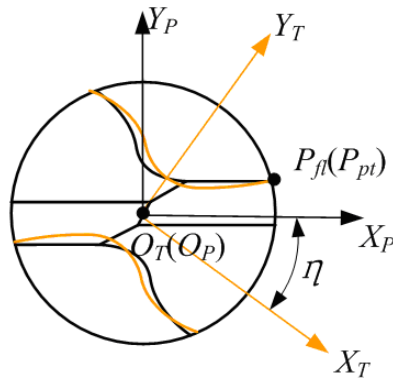


图 2.8 钻尖坐标系与螺旋槽坐标系

设钻头外径为 $2R$ ，钻尖坐标系 X_p 轴与螺旋槽坐标系 X_T 轴之间的夹角为 η ，根据式 (2.15)，可求得在钻尖坐标系内，钻头外缘点 $P_{pt}(x_{pt}, y_{pt}, z_{pt})$ 的坐标为：

$$P_{pt} = [\sqrt{R^2 - e^2}, e, \frac{e \sin \alpha_1 - \sqrt{R^2 - e^2} \cos \alpha_1 \cos \theta}{\cos \alpha_1 \sin \theta}] \quad (2.23)$$

根据上一节所述求螺旋槽任意位置截形的方法，可以求出位于 z_{pt} 处的径向面上螺旋槽的截形，并求得在此截形上的外缘点，设其为 $P_{fl}(x_{fl}, y_{fl}, z_{fl})$ ，则可求得：

$$\eta = \arcsin \frac{y_{fl}}{R} - \arcsin \frac{e}{R} \quad (2.24)$$

从而求得钻尖坐标系向螺旋槽坐标系的转换公式为：

$$X_T = \begin{bmatrix} \cos \eta & -\sin \eta & 0 \\ \sin \eta & \cos \eta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot X \quad (2.25)$$

螺旋槽坐标系向钻尖坐标系的转换公式为：

$$X = \begin{bmatrix} \cos \eta & \sin \eta & 0 \\ -\sin \eta & \cos \eta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot X_T \quad (2.26)$$

式中， X_T 为螺旋槽坐标系的坐标值， X 为钻尖坐标系的坐标值。

2.4 内刃及内刃前刀面数学模型

2.4.1 横刃修磨的数学模型

内刃在修磨横刃时形成，新型深孔麻花钻采用“X”型和“R”型相结合的新型横刃修磨方式。这种横刃修磨方式砂轮的走刀轨迹由 4 段曲线组成，按照走刀顺序分别编为 1、2、3、4 号，如图 2.9 所示。

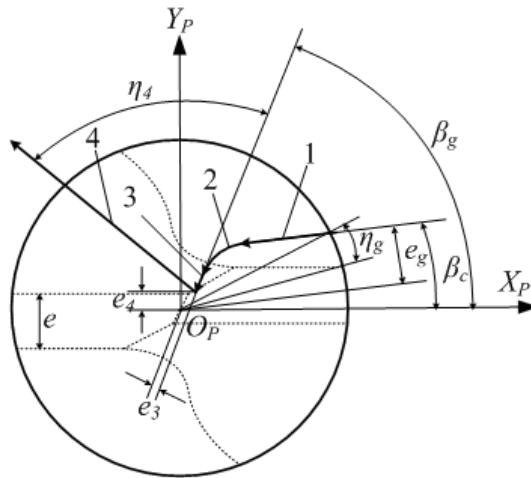


图 2.9 横刃修磨砂轮走刀轨迹示意图

由图 2.9 可见，该新型横刃修磨方式即能保证内刃与外刃连接平滑，增强连接

处的强度；又能保证横刃修磨得足够短，而且内刃处有很大的容屑空间。

在钻头坐标系的 $X_p O_p Y_p$ 平面上，曲线 1、3、4 的投影为直线，曲线 2 的投影为圆弧。在实际加工时，砂轮沿着曲线 1、2、3 走刀加工形成内刃及其前刀面，沿曲线 4 退刀形成钻头螺旋槽。

在空间上，曲线 1、2、3 位于第一后刀面所在的平面上，曲线 4 则位于由曲线 3 的终点和法向量 Z_p 轴所确定的平面上，因此，曲线 1、2、3 和曲线 4 不共面。

设刀具外径为 $2R$ ，修磨横刃时设定刃偏距为 $2e_g$ （为了防止钻头主切削刃被磨掉，通常情况下 $e_g \geq e$ ）， η_g 为转角参数，用于调整横刃的修磨程度，防止主切削刃被磨去过多。在 $X_p O_p Y_p$ 平面的投影上，设曲线 2 投影的圆弧半径为 r_2 ，曲线 3 投影与 X_p 坐标正半轴的夹角为 β_g ，原点到曲线 3 投影的垂直距离为 e_3 （当原点位于投影右边时为正），曲线 4 与曲线 3 的夹角为 η_4 。曲线 3 的终点到 $X_p O_p Y_p$ 平面的距离为 e_4 。

为求解走刀轨迹的数学方程，需先求其在 $X_p O_p Y_p$ 平面内投影曲线的数学方程。如图 2.10 所示，设 $P_{1(XOY)}$ 为直线 1 与钻头外圆的交点， $P_{2(XOY)}$ 为直线 1 与圆弧 2 的交点， $C_{2(XOY)}$ 为圆弧 2 的圆心， $P_{3(XOY)}$ 为曲线 3 与曲线 2 的交点， $P_{4(XOY)}$ 为曲线 3 与曲线 4 的交点， $\hat{n}_{1(XOY)}$ 为直线 1 的单位法矢量， $\hat{n}_{3(XOY)}$ 为直线 3 的单位法矢量。

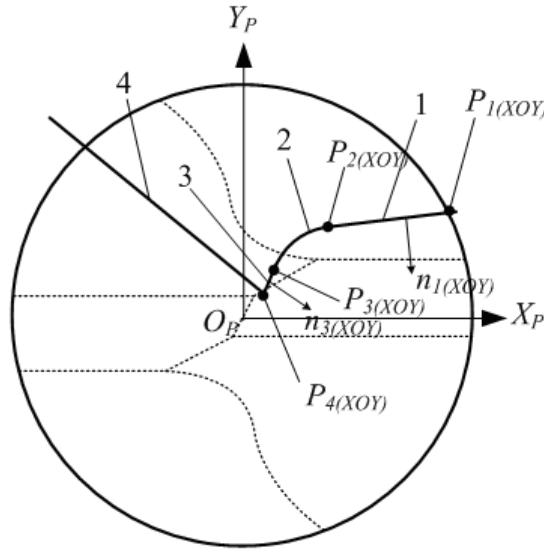


图 2.10 走刀轨迹曲线法向量及起止点示意图

根据前面设定的参数，易求得 $P_{1(XOY)}$ ， $P_{4(XOY)}$ ， $\hat{n}_{1(XOY)}$ 和 $\hat{n}_{3(XOY)}$ 的值如下：

$$P_{1(XOY)} = [\sqrt{R^2 - e_g^2} \cos \beta_c - e_g \sin \beta_c, \sqrt{R^2 - e_g^2} \sin \beta_c + e_g \cos \beta_c] \quad (2.27)$$

$$P_{4(XOY)} = [\frac{e_4 \cos \beta_g - e_3}{\sin \beta_g}, e_4] \quad (2.28)$$

$$\hat{n}_{1(XOY)} = [\sin \beta_c, -\cos \beta_c] \quad (2.29)$$

$$\hat{n}_{3(XOY)} = [\sin \beta_g, -\cos \beta_g] \quad (2.30)$$

从而可求得直线 1 和直线 3 的方程为：

直线 1：

$$\hat{n}_{1(XOY)} \cdot X + e_g = 0 \quad (2.31)$$

直线 3：

$$\hat{n}_{3(XOY)} \cdot X + e_3 = 0 \quad (2.32)$$

由于直线 1 与直线 3 均与圆弧 2 相切，则从圆弧 2 的圆心 $C_{2(XOY)}$ 作两条直线分别与直线 1 与直线 3 垂直，其垂足分别为 $P_{2(XOY)}$ 和 $P_{3(XOY)}$ ，假设圆弧 2 的半径为 r_2 ，那么有：

$$\begin{cases} \hat{n}_{1(XOY)} \cdot C_{2(XOY)} + e_g = r_2 \\ \hat{n}_{3(XOY)} \cdot C_{2(XOY)} + e_3 = r_2 \\ C_{2(XOY)} - P_{2(XOY)} = r_2 \cdot \hat{n}_{1(XOY)} \\ C_{2(XOY)} - P_{3(XOY)} = r_2 \cdot \hat{n}_{3(XOY)} \end{cases} \quad (2.33)$$

解此方程组，可得：

$$C_{2(XOY)} = [x_{c2(XOY)}, y_{c2(XOY)}] \quad (2.34)$$

$$P_{2(XOY)} = \begin{bmatrix} x_{c2(XOY)} - r_2 \sin \beta_c \\ y_{c2(XOY)} + r_2 \cos \beta_c \end{bmatrix} \quad (2.35)$$

$$P_{3(XOY)} = \begin{bmatrix} x_{c2(XOY)} - r_2 \sin \beta_g \\ y_{c2(XOY)} + r_2 \cos \beta_g \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

其中，

$$x_{c2(XOY)} = \frac{(r_2 - e_3) \cos \beta_c + (e_g - r_2) \cos \beta_g}{\sin(\beta - \beta_c)} \quad (2.37)$$

$$y_{c2(XOY)} = \frac{(r_2 - e_3) \sin \beta_c + (e_g - r_2) \sin \beta_g}{\sin(\beta - \beta_c)} \quad (2.38)$$

由于已知起点和终点，直线 1 和直线 3 可以写成如下的参数方程形式：

直线 1：

$$X = (1-t)P_{1(XOY)} + tP_{2(XOY)}, \quad 0 \leq t \leq 1 \quad (2.39)$$

直线 3：

$$X = (1-t)P_{3(XOY)} + tP_{4(XOY)}, \quad 0 \leq t \leq 1 \quad (2.40)$$

由于已知起点、终点、起点法矢量、终点法矢量和圆心，圆弧 2 可以写成如下的参数方程形式：

$$X = C_{2(XOY)} + r_2 \begin{bmatrix} -\sin(\beta_c - t\beta_c + t\beta_g) \\ \cos(\beta_c - t\beta_c + t\beta_g) \end{bmatrix}, \quad 0 \leq t \leq 1 \quad (2.41)$$

将式 (2.39)、(2.40)、(2.41) 中的 x 和 y 坐标分量代入式 (2.15)，可求得空间曲线的 z 坐标分量，从而求得在空间内曲线 1、2 和 3 的参数方程：

曲线 1:

$$X = (1-t)P_1 + tP_2, \quad 0 \leq t \leq 1 \quad (2.42)$$

曲线 2:

$$X = [x_{c2}(t) \quad y_{c2}(t) \quad z_{c2}(t)]^T, \quad 0 \leq t \leq 1 \quad (2.43)$$

曲线 3:

$$X = (1-t)P_3 + tP_4, \quad 0 \leq t \leq 1 \quad (2.44)$$

其中, P_1 为曲线 1 起点,

$$P_1 = \begin{bmatrix} \sqrt{R^2 - e_g^2} \cos \beta_c - e_g \sin \beta_c \\ \sqrt{R^2 - e_g^2} \sin \beta_c + e_g \cos \beta_c \\ \frac{(\sqrt{R^2 - e_g^2} \sin \beta_c + e_g \cos \beta_c) \sin \alpha_1 - (\sqrt{R^2 - e_g^2} \cos \beta_c - e_g \sin \beta_c) \cos \alpha_1 \cos \theta}{\cos \alpha_1 \sin \theta} \end{bmatrix} \quad (2.45)$$

P_2 为曲线 1 终点,

$$P_2 = \begin{bmatrix} x_{c2(XOY)} - r_2 \sin \beta_c \\ y_{c2(XOY)} + r_2 \cos \beta_c \\ \frac{(y_{c2(XOY)} + r_2 \cos \beta_c) \sin \alpha_1 - (x_{c2(XOY)} - r_2 \sin \beta_c) \cos \alpha_1 \cos \theta}{\cos \alpha_1 \sin \theta} \end{bmatrix} \quad (2.46)$$

P_3 为曲线 3 起点,

$$P_3 = \begin{bmatrix} x_{c2(XOY)} - r_2 \sin \beta_g \\ y_{c2(XOY)} + r_2 \cos \beta_g \\ \frac{(y_{c2(XOY)} + r_2 \cos \beta_g) \sin \alpha_1 - (x_{c2(XOY)} - r_2 \sin \beta_g) \cos \alpha_1 \cos \theta}{\cos \alpha_1 \sin \theta} \end{bmatrix} \quad (2.47)$$

P_4 为曲线 3 终点,

$$P_4 = \begin{bmatrix} \frac{e_4 \cos \beta_g - e_3}{\sin \beta_g} \\ e_4 \\ \frac{e_4 \sin \beta_g \sin \alpha_1 + (e_3 - e_4 \cos \beta_g) \cos \alpha_1 \cos \theta}{\sin \beta_g \cos \alpha_1 \sin \theta} \end{bmatrix} \quad (2.48)$$

$x_{c2}(t)$ 、 $y_{c2}(t)$ 、 $z_{c2}(t)$ 为曲线 2 的坐标分量,

$$\begin{cases} x_{c2}(t) = x_{c2(XOY)} - r_2 \sin(\beta_c - t\beta_c + t\beta_g) \\ y_{c2}(t) = y_{c2(XOY)} + r_2 \cos(\beta_c - t\beta_c + t\beta_g) \\ z_{c2}(t) = \frac{y_{c2(XOY)} \sin \alpha_1 - x_{c2(XOY)} \cos \alpha_1 \cos \theta}{\cos \alpha_1 \sin \theta} \end{cases} \quad (2.49)$$

曲线 4 为一条直线，其起点位于 P_4 ，且在过 P_4 并垂直于 Z_p 轴的平面内，在 $X_p O_p Y_p$ 平面内其与 X_p 轴正半轴夹角为 $\beta_g + \eta_4$ ，因此，曲线 4 的参数方程可写为：

$$X = t \cdot \bar{r}_4 + P_4, \quad t \geq 0 \quad (2.50)$$

其中， \bar{r}_4 为曲线的方向矢量，

$$\bar{r}_4 = [\cos(\beta_g + \eta_4), \sin(\beta_g + \eta_4), 0] \quad (2.51)$$

2.4.2 内刃前刀面的数学模型

内刃前刀面是在横刃修磨时由砂轮沿着走刀轨迹磨削形成，为了计算简便，将砂轮简化为一根直线，用 L_w 表示，直线的起点位于砂轮的磨削点（即砂轮表面上与走刀轨迹重合的那一点），直线的方向为砂轮外圆的切线方向。建立如图 2.11 所示的动坐标系 $O_{GL} - X_{GL} Y_{GL} Z_{GL}$ 。

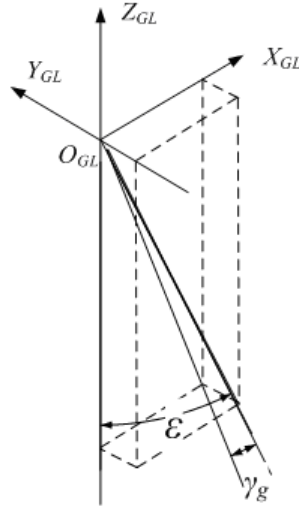


图 2.11 坐标系示意图

设直线与 Z_{GL} 轴夹角为 ε ，与 $X_{GL} O_{GL} Z_{GL}$ 平面的夹角为 γ_g （即径向前角），则此直线方向矢量 \bar{r}_w 应满足：

$$\begin{cases} r_{w,z} = -\cos \varepsilon \\ \frac{r_{w,y}}{r_{w,z}} = \tan \gamma_g \\ \|\bar{r}_{w,z}\| = 1, \quad r_{w,x} > 0 \end{cases} \quad (2.52)$$

其中， $r_{w,x}$ 、 $r_{w,y}$ 和 $r_{w,z}$ 为 \bar{r}_w 在 X_{GL} 、 Y_{GL} 和 Z_{GL} 轴的三个分量。

解方程组 (2.52) 求得直线的方向矢量：

$$\bar{r}_w = \left[\frac{\sqrt{\cos^2 \gamma_g - \cos^2 \varepsilon}}{\cos \gamma_g}, -\cos \varepsilon \tan \gamma_g, -\cos \varepsilon \right] \quad (2.53)$$

则直线 L_w 的方程可写为:

$$L_w(s) = s \cdot \bar{r}_w \quad (2.54)$$

式中, s 为参变量。

下面分别求解砂轮沿走刀轨迹运动形成的钻尖前刀面的数学模型。

2.4.2.1 靠近外刃处的内刃前刀面的数学模型

此时砂轮磨削点位于直线 1 上, 即动坐标系圆心 O_{GL} 位于直线 1 上, 同时, 动坐标系 $O_{GL} - X_{GL} Y_{GL} Z_{GL}$ 的 Z_{GL} 轴与钻尖坐标系 Z_P 轴平行, 且应绕 Z_{GL} 轴转动动坐标系使得直线 1 方向矢量位于动坐标系的 $X_{GL} O_{GL} Y_{GL}$ 平面内。从而形成曲面 $F_{L1}(s, t)$:

$$F_{L1}(s, t) = T_{rL1} \cdot L_w(s) + P_{L1}(t) \quad (2.55)$$

式中, T_{rL1} 为旋转矩阵:

$$T_{rL1} = \begin{bmatrix} \cos \beta_c & \sin \beta_c & 0 \\ -\sin \beta_c & \cos \beta_c & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.56)$$

$P_{L1}(t)$ 为直线 1 上的点, 可由公式 (2.42) 求得。

2.4.2.2 圆弧刃处的内刃前刀面的数学模型

此时砂轮磨削点位于曲线 2 上, 即动坐标系圆心 O_{GL} 位于曲线 2 上, 同时, 动坐标系 $O_{GL} - X_{GL} Y_{GL} Z_{GL}$ 的 Z_{GL} 轴与钻尖坐标系 Z_P 轴平行, 且应在运动过程中绕 Z_{GL} 轴不断旋转坐标系使得曲线 2 在 O_{GL} 位置的方向矢量位于动坐标系的 $X_{GL} O_{GL} Y_{GL}$ 平面内。从而形成曲面 $F_{L2}(s, t)$:

$$F_{L2}(s, t) = T_{rL2} \cdot L_w(s) + P_{L2}(t) \quad (2.57)$$

式中, T_{rL2} 为旋转矩阵:

$$T_{rL2} = \begin{bmatrix} \cos(t + \beta_c) & \sin(t + \beta_c) & 0 \\ -\sin(t + \beta_c) & \cos(t + \beta_c) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.58)$$

$P_{L2}(t)$ 为曲线 2 上的点, 可由公式 (2.43) 求得。

2.4.2.3 靠近横刃处的内刃前刀面的数学模型

此时砂轮磨削点位于直线 3 上, 即动坐标系圆心 O_{GL} 位于直线 3 上, 同时, 动坐标系 $O_{GL} - X_{GL} Y_{GL} Z_{GL}$ 的 Z_{GL} 轴与钻尖坐标系 Z_P 轴平行, 且应绕 Z_{GL} 轴旋转坐标系使得直线 3 的方向矢量位于动坐标系的 $X_{GL} O_{GL} Y_{GL}$ 平面内。从而形成曲面 $F_{L3}(s, t)$:

$$F_{L3}(s, t) = T_{rL3} \cdot L_w(s) + P_{L3}(t) \quad (2.59)$$

式中, T_{rL3} 为旋转矩阵:

$$T_{rL3} = \begin{bmatrix} \cos \beta_g & \sin \beta_g & 0 \\ -\sin \beta_g & \cos \beta_g & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.60)$$

$P_{L3}(t)$ 为直线 3 上的点, 可由公式 (2.44) 求得。

2.4.2.4 砂轮退刀曲面的数学模型

此时砂轮磨削点位于直线 4 上, 即动坐标系圆心 O_{GL} 位于直线 4 上, 同时, 动坐标系 $O_{GL}-X_{GL}Y_{GL}Z_{GL}$ 的 Z_{GL} 轴与钻尖坐标系 Z_p 轴平行, 但不需要再绕 Z_{GL} 旋转坐标系, 维持动坐标系在直线 3 末端的旋转状态即可。从而形成曲面:

$$F_{L4}(s, t) = T_{rL3} \cdot L_w(s) + P_{L4}(t) \quad (2.61)$$

式中, $P_{L4}(t)$ 为直线 4 上的点, 可由公式 (2.50) 求得。

2.5 变参数螺旋槽三维建模方法研究

由于推导得到螺旋槽的数学模型比较复杂, 不能以公式的形式输入到 UG NX 软件中进行建模。因此, 本文尝试使用插值 B 样条曲面来近似的表示螺旋槽。

建立螺旋槽三维实体模型的方法一般有两种。一种是将螺旋槽的端截形沿轴线和螺旋线进行拉伸扫掠生成三维实体模型, 这种方法对于截形从钻尖到槽尾不断变化的变参数螺旋槽不适用。另一种是沿着刀具运动轨迹以一定的步长仿真刀具的加工过程, 以获得最终成品的三维实体模型, 这种方法生成实体模型表面由很多小曲面组成, 不光滑, 且建模精度越高, 建模的难度越高, 效率越低。本文在变参数螺旋槽数学模型的基础上, 利用 B 样条插值原理, 提出一种高效率、高精度建模方法。

2.5.1 B 样条曲面插值方法

通过分别给定不同的 u 和 φ 值, 利用变参数螺旋槽数学模型, 可以求出一组位于螺旋槽表面上的 $(n+1) \times (m+1)$ 的点集 $\{Q_{k,l}\}$, 其中 $k=0, \dots, n$, $l=0, \dots, m$, 需求得一组 B 样条曲面的控制点 $\{P_{i,j}\}$, 以及对应的节点矢量 $\{u_k\}$, $\{v_l\}$, 使得,

$$Q_{k,l} = S(\bar{u}_k, \bar{v}_l) = \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^m N_{i,3}(\bar{u}_k) N_{j,3}(\bar{v}_l) P_{i,j} \quad (2.62)$$

式中, 在节点矢量 $\{u_k\}$, $\{v_l\}$ 各自方向上对每一组点取规范弦长, 并对其参数化可获得节点序列, 然后对各序列中角标相同的节点取算术平均值即可求得节点矢量 $\{u_k\}$, $\{v_l\}$ 。 $Q_{k,l}$ 所对应的两个节点参数 \bar{u}_k 和 \bar{v}_l 可在计算节点矢量 $\{u_k\}$, $\{v_l\}$ 的过程中获得, B 样条的基函数 $N_{i,3}(\bar{u}_k)$ 和 $N_{j,3}(\bar{v}_l)$ 可分别由节点矢量 $\{u_k\}$, $\{v_l\}$ 按德布尔-考克斯递推公式确定。

将式 (2.62) 写成:

$$Q_{k,l} = \sum_{i=0}^n N_{i,3}(\bar{u}_k) \left(\sum_{j=0}^m N_{j,3}(\bar{v}_l) P_{i,j} \right) = \sum_{i=0}^n N_{i,3}(\bar{u}_k) R_{i,l} \quad (2.63)$$

式中,

$$R_{i,l} = \sum_{j=0}^m N_{j,3}(\bar{v}_l) P_{i,j} \quad (2.64)$$

根据公式 (2.63), 使用节点矢量 $\{u_k\}$ 以及 \bar{u}_k , 对 $Q_{0,l}, \dots, Q_{n,l}$ (令 $l=0, \dots, m$) 进行 $m+1$ 次插值计算, 可求得 $R_{i,l}$; 然后根据公式 (2.63), 使用节点矢量 $\{v_l\}$ 以及 \bar{v}_l , 对 $R_{i,0}, \dots, R_{i,n}$ (令 $i=0, \dots, n$) 进行 $n+1$ 次插值计算, 可求得 B 样条曲面的控制点 $P_{i,j}$ 。从而获得由控制顶点 $P_{i,j}$ 和节点矢量 $\{u_k\}, \{v_l\}$ 确定的 B 样条曲面。

2.5.2 基于 UG NX 的三维建模

使用 B 样条曲面直接建模需要建模软件具有自由曲面建模功能, 目前主流的建模软件都具备这种功能。UG NX 提供了“通过点”和“通过控制顶点”两种自由曲面建模功能, “通过点”建模即软件将用户输入一系列的点进行插值, 生成 NURBS 曲线或曲面, 而“通过控制顶点”则是软件将用户输入的一系列点作为控制顶点来生成 NURBS 曲线或曲面。本文采用“通过点”建模功能, 按照如下步骤来建立螺旋槽的三维实体模型:

(1) 选取砂轮上一条轮廓曲线, 根据数学模型, 使用高级编程语言 (如 FORTRAN, MATLAB 等) 以一定的采样密度计算出螺旋槽内一系列的数据点, 并按照 UG NX 要求的格式保存为数据文件;

(2) 使用 UG NX 的“通过点”建模功能, 导入数据文件, 形成 B 样条曲面;

(3) 对砂轮轮廓上每条曲线重复步骤 (1) 和步骤 (2), 分别生成插值曲面;

(4) 使用 UG NX 的曲面缝合功能, 将前面步骤生成的插值曲面缝合成一个完整的曲面, 即螺旋槽的外表面;

(5) 使用旋转复制功能, 将步骤 (4) 生成的曲面绕麻花钻轴线旋转 180° , 生成另一条螺旋槽的外表面;

(6) 利用草图和拉伸功能建立螺旋槽毛坯实体模型;

(7) 分别使用步骤 (4) 和步骤 (5) 生成的曲面, 对毛坯实体进行裁切, 生成麻花钻螺旋槽的三维实体模型。

这种建模方法无需建立砂轮的三维实体模型, 无需频繁的几何变换和布尔运算, 生成的螺旋槽表面光滑连续, 建模效率高。

2.5.3 三维建模方法的精度验证

为了验证上述建模方法的精度, 对所建立的钻头螺旋槽进行了建模精度检验测试。测试使用的砂轮截形如图 2.12 所示, 它由两段圆弧和一段直线组成, 其中右边的直线和左边半径为 3mm 的圆弧均与图中最上方半径为 0.2mm 的圆弧相切。

加工变参数螺旋槽过程中，假设在钻尖处砂轮轴线与工件轴线之间的距离 $A = 76.5\text{mm}$ ，砂轮端面与工件轴线夹角 $\beta = 32^\circ$ ；在槽尾处 $A = 75.6\text{mm}$ ， $\beta = 36^\circ$ ，且 A 和 β 随槽长线性变化，砂轮走刀长度 60mm ，螺旋槽导程 32.65mm 。

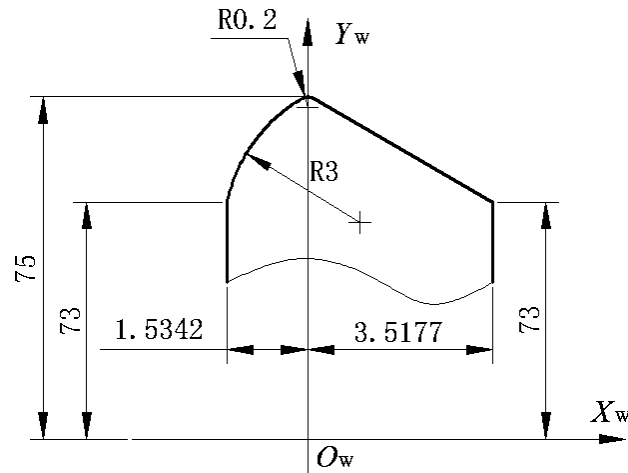


图 2.12 建模精度测试所使用的砂轮截形

按表 2.1 设定的采样密度，利用本研究制定的建模步骤建立螺旋槽曲面的三维模型，然后根据螺旋槽曲面数学模型计算出螺旋槽上与插值点位置不相同的数据点，测量这些点与所建螺旋槽曲面三维模型的最短距离，以此来判断建模方法所获得的螺旋槽曲面的精度，精度分析结果列在表 2.1 中。从表 2.1 数据可以看出，砂轮轮廓取点数量超过 20， ϕ 取点数量超过 30，最大误差小于 $1\mu\text{m}$ ，可满足各种工程计算与分析要求。由此可见，本研究提出的建模方法具有较高的精度。

表 2.1 螺旋槽插值曲面采样密度与误差分析

采样密度（取点数量）		数据点总量	最大误差(mm)
每条砂轮轮廓曲线	ϕ		
5	20	300	1.293E-2
5	30	450	1.261E-2
5	40	600	1.246E-2
10	20	600	8.474E-3
10	30	900	1.153E-3
10	40	1200	1.610E-3
20	20	1200	8.473E-3
20	30	1800	7.998E-4
20	40	2400	4.520E-4

图 2.13 是测试过程中所建立的变参数螺旋槽麻花钻三维实体模型及其在槽前段（a）、中段（b）和后段（c）的截形。该模型参数如下：直径 $d=6\text{mm}$ ，槽长 $l_f=78\text{mm}$ ，钻尖处（横刃中心往柄部 2mm 处）芯厚 $d_c=1.8\text{mm}$ ，芯厚增量（指从

钻尖到钻柄每 10mm 长度上芯厚的增大量, 负值表示减小量) $K_t = -0.05\text{mm}$ 。根据模型, 测得三个截面处的刀具芯厚和刃瓣宽的值如表 2.2 所示。由表中的数值可明显看出: 变参数螺旋槽从钻尖到柄部, 芯厚与刃瓣宽均逐渐减小。

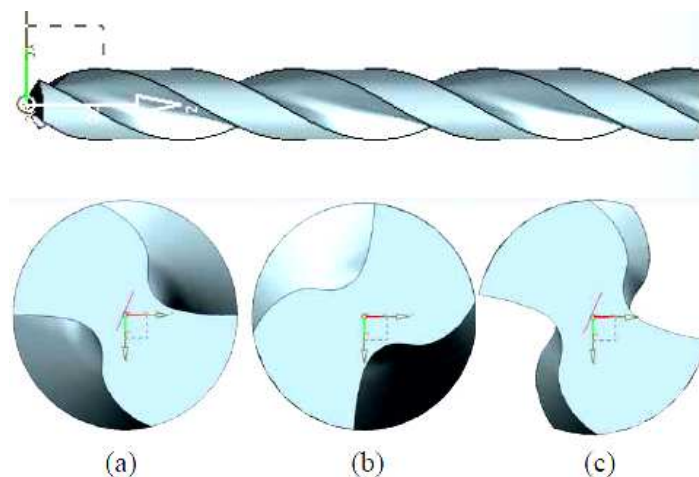


图 2.13 深孔钻的前、中、后段槽型截形图

表 2.2 变参数螺旋槽不同轴向位置处的芯厚和刃瓣宽

到横刃中心的距离(mm)	2	39	70
芯厚 $d_c(\text{mm})$	1.8	1.605	1.45
刃瓣宽 $W_l(\text{mm})$	3.3	2.9	2.5

2.6 本章小结

本章的主要研究内容有:

(1) 本章首先应用无瞬心包络原理分析了砂轮加工变参数螺旋槽的运动过程, 建立了新型麻花钻的数学模型, 包括变参数螺旋槽、钻尖平面型后刀面、钻尖横刃和内刃、内刃前刀面以及修磨横刃的数学模型, 并讨论了芯厚和径向刃瓣宽随刀具轴向长度的变化, 从理论上证明了变参数螺旋槽的特点。

(2) 根据数学模型, 基于 B 样条曲面插值算法, 利用 UG 建立了变参数螺旋槽的三维实体模型, 为后续新型麻花钻的结构优化设计提供了理论依据。

第3章 基于数值仿真的新型深孔麻花钻结构设计

深孔钻削是在半封闭状态下进行的，钻削路程长，因此，深孔钻头应具有足够的刚性及优良的断屑、排屑性能，才能满足客户对钻头使用寿命及孔加工质量方面的要求。由于麻花钻在加工过程中，受其材质、结构和涂层三个因素的综合影响，因此麻花钻的开发涉及基体材质选择、容屑槽和钻尖设计以及表面涂层设计等多项关键技术，其中麻花钻结构设计技术最为关键。

因此，本章在变参数螺旋槽理论研究成果的基础上，设计了变参数螺旋槽的横向截形尺寸，应用数值仿真分析方法，对钻尖关键参数进行了优化设计，获得麻花钻钻尖关键参数的最优组合，并对优化方案进行了实验验证。

3.1 麻花钻钻尖设计参数

刀具结构特征和几何参数包括刀具的切削角度（如前角 γ_0 、后角 α_f 、主偏角 κ_r 、刃倾角 λ_s 等），前后刀面的型式及切削刃的形状（如直线型、曲线型）等。刀具的几何参数对切削时金属的变形、切削力、切削温度和刀具磨损产生显著影响，从而影响切削生产率、刀具耐用度、加工表面质量和加工成本。所以要充分发挥刀具的切削性能，除应正确选择刀具材料外，还应合理地选择刀具几何参数。刀具的“合理”几何参数，是指在保证加工质量和效率的前提下，能够获得最高刀具耐用度的几何参数^[117]。

钻尖部分的参数较多，其设计参数为横刃长度、内刃前角、转角圆弧及主切削刃后角等（见图3.1），这些参数对钻削力、钻尖强度等影响较大。

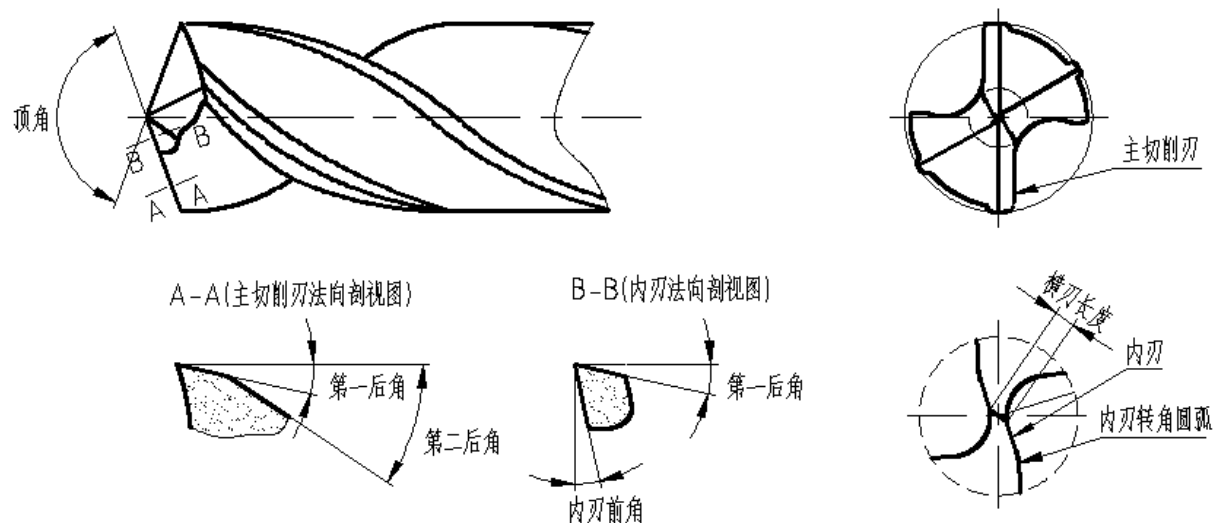


图 3.1 平面型钻尖

横刃产生的轴向抗力占到刀具受力的一半以上，新型深孔麻花钻通过改进钻

尖 Gash 修磨方法, 将减小横刃长度, 减小进刀阻力, 克服因加大顶角而导致轴向抗力增大的不足。

内刃前角 γ_c 对内刃的强度及刚度有很大影响, 而内刃转角圆弧 r_c 的大小将影响切屑的形成及断裂。设计新型深孔麻花钻时将把内刃前角及内刃转角圆弧的取值作为两个关键因素进行考虑。

平面后刀面型式的钻尖, 其后刀面磨削参数的设定和调整较其他后刀面型式简单, 且检验精度高。根据以往设计及切削试验经验, 新型深孔钻头的第一后角 α_{f1} 取值范围为 $6^\circ \sim 15^\circ$, 第二后角 α_{f2} 取值范围为 $20^\circ \sim 25^\circ$ 。

除以上参数外, 麻花钻的其他参数如顶角、螺旋角及刃带宽度等, 在合理范围内对钻头强度和钻削力的影响较前述各参数要小。顶角主要影响扭矩和切削力, 新型深孔钻顶角的范围定为 $135^\circ \sim 145^\circ$ 。螺旋角对切削力、断屑和排屑均有不同程度的影响, 新型深孔麻花钻的螺旋角为 $30^\circ \sim 40^\circ$ 。刃带在切削过程中主要起导向及降低麻花钻背平面与孔壁摩擦的作用, 新型深孔麻花钻背部具有四条刃带, 后导向刃带与普通的双刃带麻花钻位置不同 (普通双刃带麻花钻后导向刃带在尾根转点处, 而新型深孔钻后导向刃带在刃瓣中部), 这种特殊设计增强了深孔钻头的导向性能, 使钻削过程更平稳, 被加工孔的表面光洁度也会有提高。

本章将以钻尖的五个关键参数: 横刃长度、主切削刃第一后角、主切削刃第二后角、内刃过渡圆弧及内刃前角为分析因素, 运用正交试验分析法优选钻尖参数组合。优选的过程为: 将 UG 建立的麻花钻三维模型导入 DEFORM 3D 中进行钻削过程的数值仿真; 在获得各不同钻尖参数组合方案麻花钻钻削力和力矩前提下, 应用 ANSYS Workbench 进行小变形应力分析, 获得各方案麻花钻的等效应力与应变; 通过极差分析优选最优的钻尖关键参数组合, 并对分析结果进行实验验证, 最终确定新型深孔麻花钻的钻尖关键参数组合。

3.2 螺旋槽截形设计

3.2.1 螺旋槽截形参数

螺旋槽主要起容屑和排屑作用, 足够的容屑空间及良好的排屑性能是保证深孔麻花钻良好性能的重要因素。由于麻花钻切削刃各点几何参数 (前角、后角) 不同, 切削过程受力也不同, 这也使得容屑槽的设计较为复杂。从横向截形分析入手, 可以较容易地实现容屑槽的结构设计。如图 3.2 所示, 变参数螺旋槽截面形状可看成由三部分组成, 其中第一部分与钻尖后刀面构成切削主刃, 第二部分主要控制麻花钻的芯厚, 第三部分控制切屑的形状和流动。螺旋槽在从钻尖至槽尾方向上, 刃瓣宽及钻芯厚度逐渐减小, 容屑空间逐渐增大, 这种结构能有效减小深孔钻削的容屑、排屑阻力。

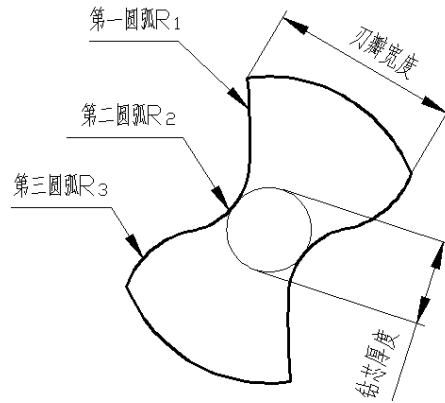
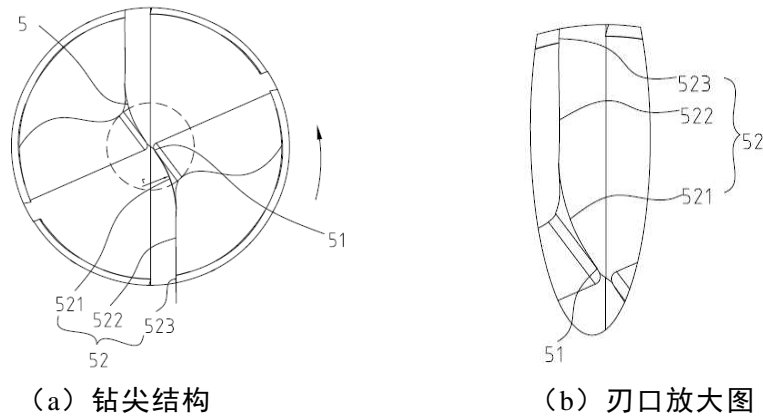


图 3.2 螺旋槽截形

根据变参数螺旋槽深孔麻花钻在开发初期的切削实验结果以及市场应用的论证，平面后刀面结构与变参数螺旋槽截形的匹配性最好，两者相结合能更好地保证麻花钻在断屑和排屑性能。麻花钻的主切削刃型如图 3.3 (a)和(b)所示。



(a) 钻尖结构 (b) 刃口放大图

(5—主切削刃；51—直线内刃；52—曲线外刃；523—圆弧切削刃；
522—直线切削刃；521—圆弧过渡刃)

图 3.3 新型深孔麻花钻的主切削刃型

由图 3.3 可见，其曲线外刃包括自外向内依次连接的圆弧切削刃、直线切削刃和圆弧过渡刃，圆弧切削刃和圆弧过渡刃朝着排屑槽内凸起，这样的设计提高了刀尖强度，并增强了散热效果，在保证刀具良好定心性的同时可避免切削时在凸起的曲线上出现高应力集中点，减少主切削刃特别是曲线外刃单位长度上的载荷，使刀具耐用度和切削性能提高。圆弧切削刃的径向前角为负值，在圆弧切削刃处切屑卷曲着流向孔壁；直线切削刃前角为正值，在直线切削刃处切屑卷曲着流向排屑槽内；从圆弧过渡刃到直线内刃前角又变化为负值，切屑将卷曲着流向刀具的进给方向，从整个主切削刃上切屑的流向来看，切屑中部（直线切削刃处）的受力与两端（圆弧切削刃处和直线内刃处）的受力方向相反，使圆弧过渡刃处成为切屑相反流向的交界，切屑在此扭转折断形成切屑单元。该圆弧过渡刃的存在既增强了此处的强度，又解决了此处不易断屑的弊端。

上述槽型设计方案在断屑方面表现出的优势在切削实验中得到了充分验证。

如加工合金钢或中碳钢时，形成如图 3.4 所示的切屑单元。该切屑单元的阔口端具有外翻型边沿，窄口端为切屑折断部分，在窄口端之后切屑带有细长尾型延伸部分，其形状类似于蝌蚪。这种类圆锥蝌蚪型切屑极易排出，不会在孔内形成堵塞，不需要提刀排屑，大大提高了深孔加工的工作效率，是目前大长径比深孔加工条件下最理想的切屑型式。



图 3.4 类圆锥蝌蚪型切屑（材料：42CrMo， $v_c=130\text{m/min}$ ， $f=0.15\text{mm/r}$ ）

3.2.2 螺旋槽槽型系列化技术

针对某一固定直径产品的开发，其关键技术为利用容屑槽截型参数，求解成型砂轮截形参数；而保证同类结构，不同刃径的钻头在钻削加工时具有相当的切削性能，则涉及到刀具的系列化技术。本文所提出的麻花钻槽型系列化技术及方法如图 3.4 所示。

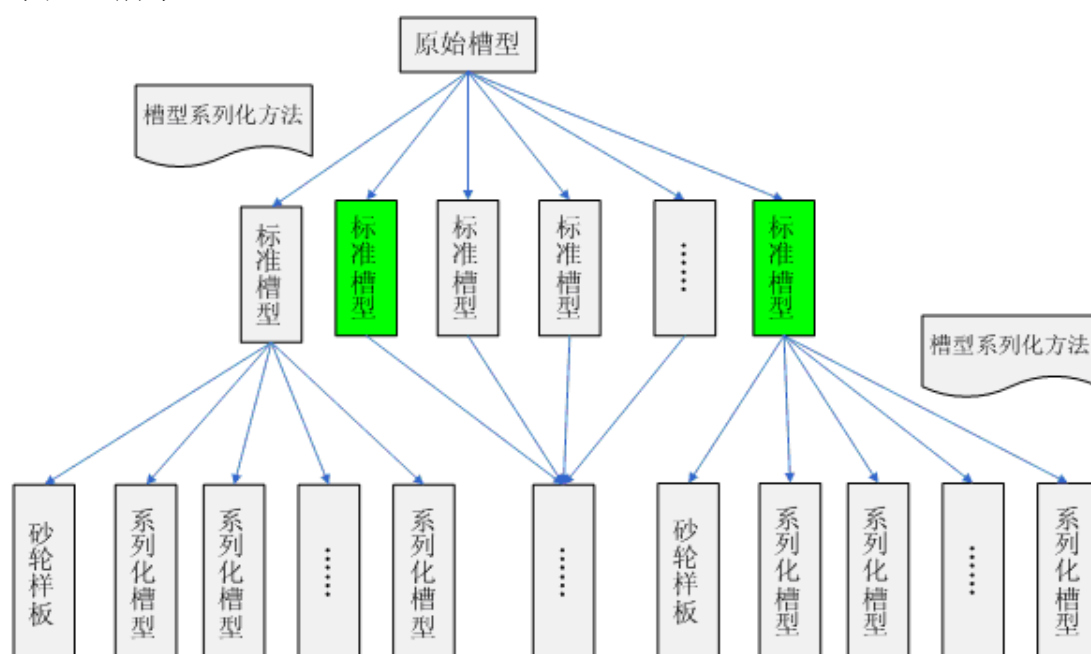


图 3.5 槽型系列化

槽型系列化的整个流程可分为以下三个步骤：

（1）原型验证阶段。首先设计出原始槽型，并进行分析，优化和验证，最终获得一个性能优异的原始槽型。本文首先针对直径 6mm，用于加工深径比为 8 的

深孔麻花钻槽型（为论述方便，简称为 8D-D6 槽型，后文类似）进行系列化研究。

（2）系列化验证阶段。在原始槽型的基础上，按槽型系列化的方法得到各种不同直径规格麻花钻的标准槽型，并挑选出一部分采用标准槽型（如图中绿色标识的槽型）的麻花钻进行切削试验或客户试刀。对于 8D（加工深径比为 8 的麻花钻）系列麻花钻，主要对 8D-D3 和 8D-D10 两款麻花钻进行了市场应用验证。

（3）槽型系列化阶段。根据标准槽型，计算出标准砂轮作为砂轮样板，并按照槽型系列化方法推出全系列的槽型。使用砂轮样板，通过调节各种加工参数，以及适当修正系列化槽型，得出全系列的槽型及其加工参数。

槽型系列化的方法如下：

- 1) 根据给定的标准槽型，导程和顶角，计算出麻花钻的刃形。
- 2) 将步骤 1 计算出的刃形进行处理，使其刃径与待求槽型的刃径一致。
- 3) 根据步骤 2 处理后的刃形，以及待求槽型的导程和顶角，进行逆运算，得出待求槽型。这种系列化方法考虑了导程和顶角对槽型的影响，使得整系列产品均能具有相似的刃形。

3.3 钻尖几何参数优化有限元仿真正交试验设计

正交试验设计是研究多因素多水平问题的一种常用方法，它是从全面试验中挑选出部分有代表性的点进行试验，由于具有正交性，这些点具备“均匀分散，齐整可比”的特点。正交试验设计是分式析因设计方法的一种，具有高效率、快速、经济等优点^[117,118]。

对于麻花钻，尤其是通用型深孔麻花钻，钻尖结构是影响其切削性能的一个重要因素。为研究麻花钻钻尖结构对切削性能的影响，以横刃长度 l_c 、主切削刃第一后角 α_{f1} 、主切削刃第二后角 α_{f2} 、内刃过渡圆弧 r_c 及内刃前角 γ_c 等 5 个决定钻尖结构的关键设计参数为试验因子，以切削力、切削温度、Von Mises 应力和变形为试验指标进行有限元仿真正交试验。根据已有实践经验，确定上述 5 个关键结构参数的合理取值范围分别为： $l_c \in [0.2, 0.48] \text{ mm}$ ， $\alpha_{f1} \in [6, 15]^\circ$ ， $\alpha_{f2} \in [20, 30]^\circ$ ， $r_c \in [0.5, 1.8] \text{ mm}$ ， $\gamma_c \in [-4, 5]^\circ$ ，对每个参数取三个水平进行正交分析，见表 3.1。

表 3.1 因素-水平表

因素	l_c / mm	$\alpha_{f1} / ^\circ$	$\alpha_{f2} / ^\circ$	r_c / mm	$\gamma_c / ^\circ$
水平 1	0.48	15	30	0.5	5
水平 2	0.35	10	25	1	0
水平 3	0.20	6	20	1.8	-4

根据试验因子的数量和各因子的水平数确定选用 $L_{18}(3^7)$ 型正交表,基于该正交表设计的18种试验方案见表3.2。为方便后文讨论分析,表中已分别用A、B、C、D、E代表横刃长度、主切削刃第一后角、主切削刃第二后角、内刃过渡圆弧及内刃前角5个钻尖几何参数。

表 3.2 正交试验表

试验号	A	B	C	D	E
1	0.48	15	30	0.5	5
2	0.48	10	25	1	0
3	0.48	6	20	1.8	-4
4	0.35	15	30	1	-4
5	0.35	10	25	1.8	5
6	0.35	6	20	0.5	0
7	0.20	15	25	1.8	0
8	0.20	10	20	0.5	-4
9	0.20	6	30	1	5
10	0.48	15	20	1	0
11	0.48	10	30	1.8	-4
12	0.48	6	25	0.5	5
13	0.35	15	25	0.5	-4
14	0.35	10	20	1	5
15	0.35	6	30	1.8	0
16	0.20	15	20	1.8	5
17	0.20	10	30	0.5	0
18	0.20	6	25	1	-4

3.4 深孔麻花钻钻削过程数值仿真

利用钻削加工过程的三维动态数值仿真,能够获取钻削过程中的钻削力、温度场、应力场、切屑的三维动态形貌等信息,对新型深孔麻花钻的设计有一定的辅助作用。钻削加工三维动态数值仿真几乎涉及到了切削加工原理中的所有基础理论,包括本构关系模型、失效准则、切削加工热力耦合机理、切屑分离与成形机制、刀-屑接触模型等,这是一个多物理场耦合的高度非线性问题。关于这些基本理论的详细推导过程在很多文献中都有系统介绍,这里不再赘述。

本节将建立表 3.2 中 18 种不同钻尖结构的三维模型,并对其钻削过程进行三维动态数值仿真,以获得不同钻尖结构的钻削力、温度场、应力场、切屑成形及

断屑等信息。然后通过极差分析，可获得钻尖关键结构参数的最佳组合。

3.4.1 数值仿真条件

为得到数值仿真所需的麻花钻实体模型，基于前述变参数螺旋槽的数学模型，结合正交试验设计给出的钻尖关键结构参数组合方案，利用 UG 软件建立表 3.2 中各个麻花钻方案的三维模型。深孔麻花钻三维模型的直径为 6mm，长度 10mm，其中第 15#试验方案钻尖的三维模型和实物照片如图 3.6 所示。

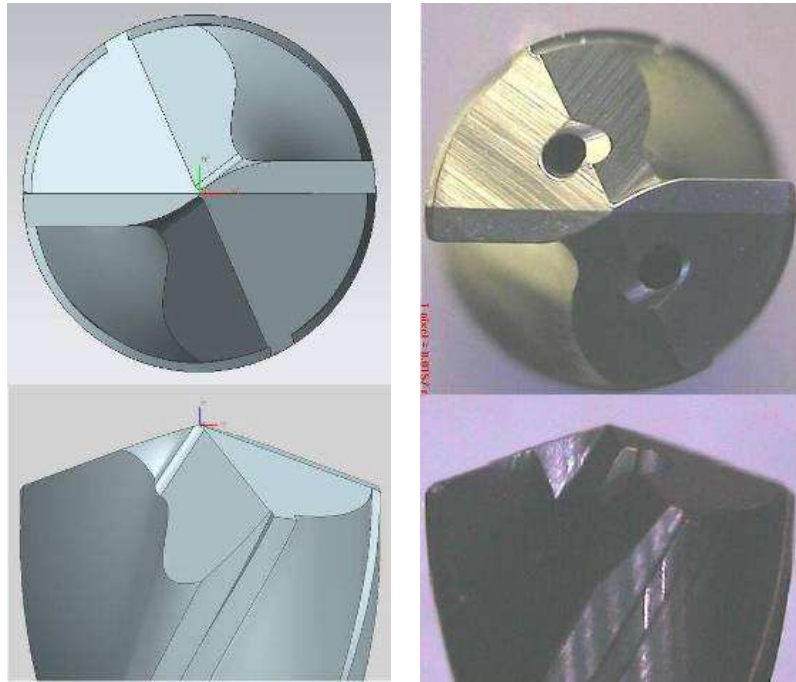


图 3.6 典型的三维模型（UG）与实物照片（15#方案）

切削参数包括：钻削转速5308r/min，轴向进给速度0.25mm/r。工件为外径9mm，高5mm，中间带140°顶角沉孔的圆柱。动态数值仿真的其他主要参数见表3.3。

表 3.3 麻花钻钻削加工数值仿真模型参数

参数	指标	参数	指标
模型类型(工件/刀具)	热塑性/刚性	摩擦因子	0.5
接触对(工件/刀具)	Slave/ Master	计算时间步	3000
材料(工件/刀具)	AISI-1045/硬质合金	每步增量	2.27E-05mm
初始(环境)温度	20°C	计算方法	Conjugate Gradient
热对流系数	2 N/s/mm/°C	迭代方法	Direct
热传递系数	50 N/s/mm/°C	收敛误差容限	0.05(velocity)/0.5(force)
摩擦类型	剪切	时间积分因子	0.75

3.4.2 数值仿真结果分析

由于钻削加工属于高度非线性问题，如果要完整地模拟整个孔的加工过程，

对计算机的要求非常高，需要的时间也很长，为简单起见，只模拟钻头从开始切削到达到稳定切削状态这一过程。为节省计算时间，工件采用了热塑性材料模型，而刀具（麻花钻）采用的是考虑温度变化的刚性材料模型。模拟过程中采用四面体单元网格形式，其中工件单元数为80000，最大网格单元的尺寸和最小网格单元的尺寸的比是4；刀具单元数为50000，最大网格单元的尺寸与最小网格单元的尺寸比是7。在DEFORM 3D中设定好加工参数及载荷和边界条件并划分网格后，便可进行迭代计算，当给定的终止准则达到后便完成了模拟^[134,142]。模拟完成后查看仿真分析的结果，收集到12#麻花钻切削仿真过程中工件-麻花钻-切屑的状态如图3.7所示，工件-切屑的等效应力分布如图3.8所示。

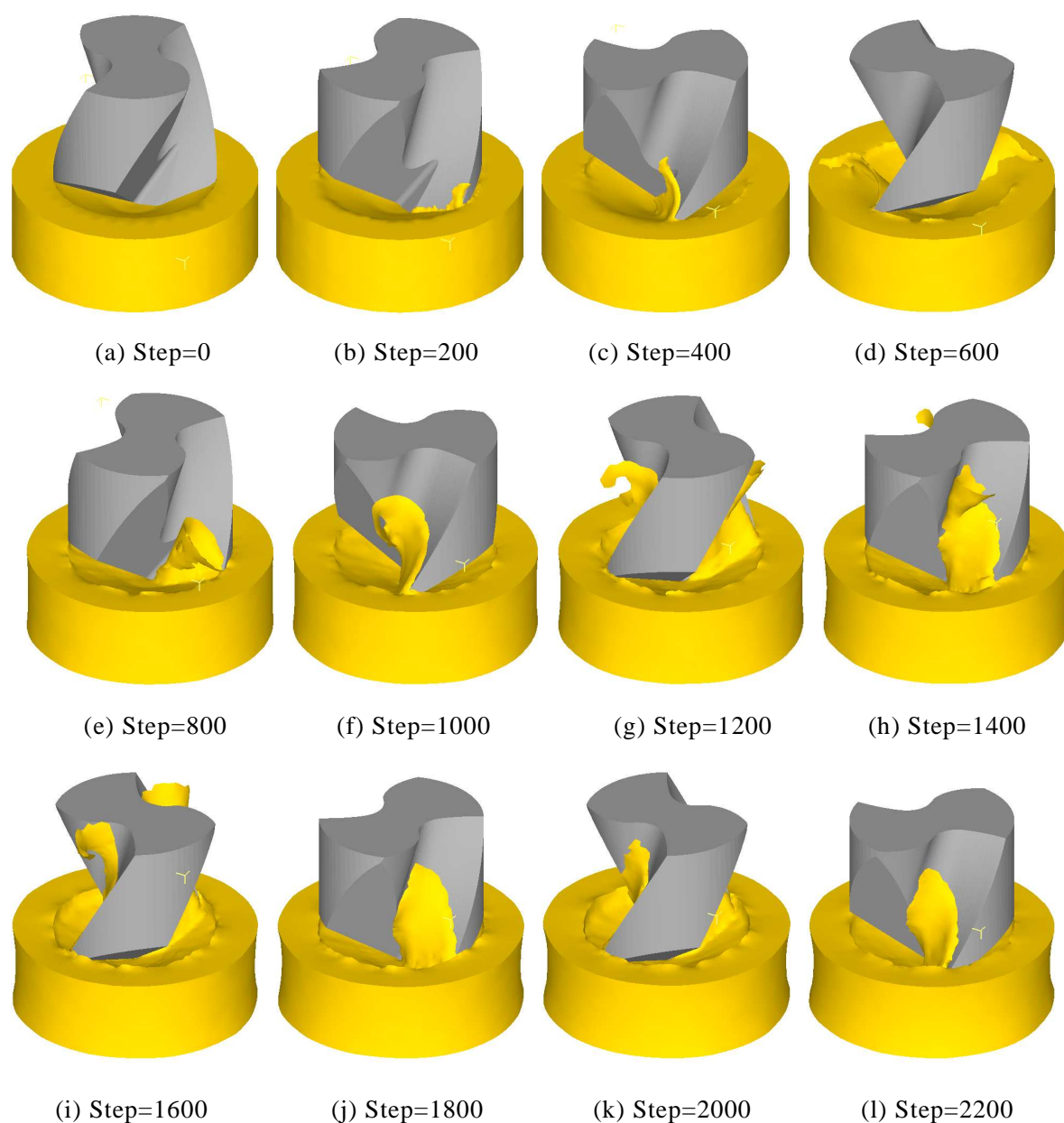


图 3.7 典型的工件-钻头-切屑的状态（12#方案）

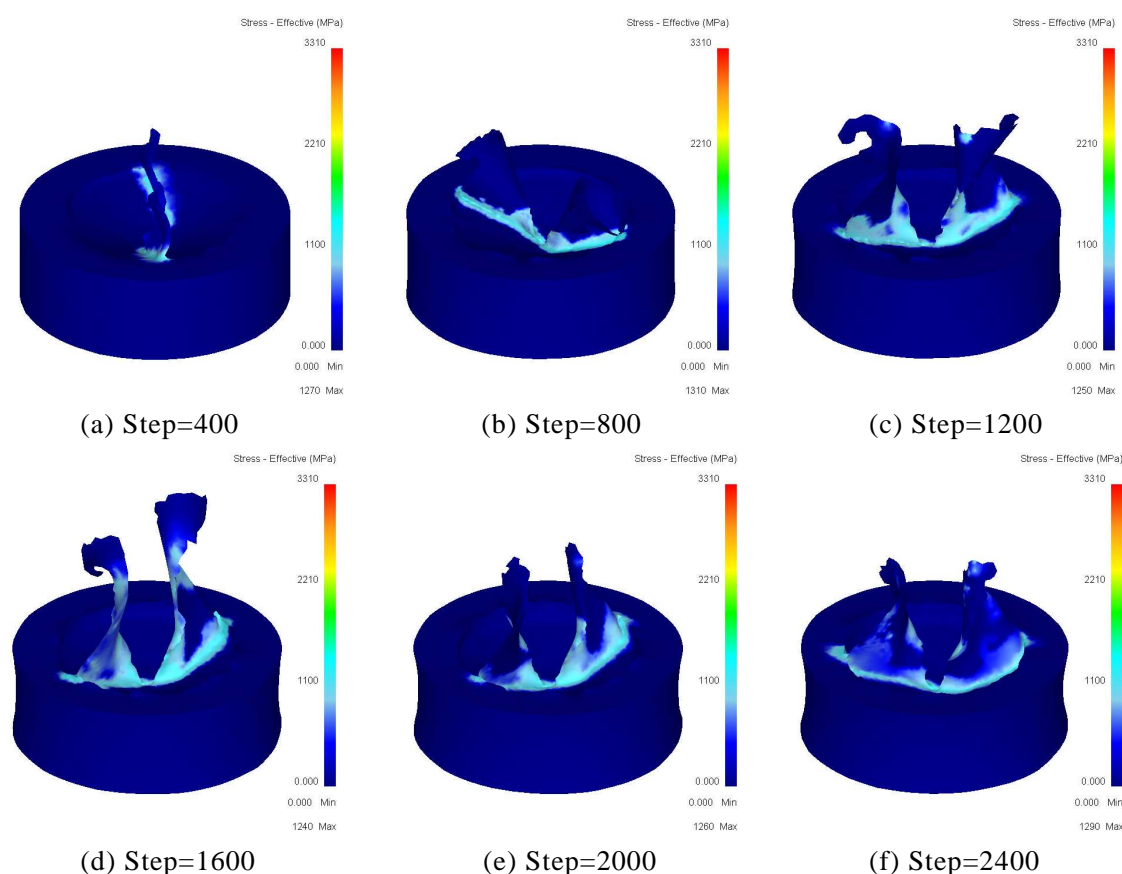


图 3.8 典型的工件-切屑的等效应力分布（12#方案）

由图 3.7、图 3.8 可知：

1) 随着钻削加工的进行，切屑逐渐从工件上分离，由于变参数螺旋槽对切屑成形的诱导和空间限制作用，形成了类圆锥蝌蚪型的切屑。

2) 随着螺旋状切屑的长大，当切屑在螺旋槽诱导下旋转 180° 后，产生了较大的等效应力和应力梯度，并最终导致断屑（在 1600~1800step 之间），断屑的长度大约为 5~6mm，并没有形成长屑，有利于后续的排屑

3) 断屑的位置并不是发生在工件-切屑分离线上。

4) 钻削过程中的最大瞬时等效应力出现在工件-切屑分离线上（最大等效应力高达 3.3GPa）及附近区域（平均等效应力大约为 1.1 GPa），而在离分离线稍远的区域（的切屑）上明显存在残余应力；随着钻削加工的进行，切屑逐渐从工件上分离，在切屑的末端（接近分离线）明显存在较大的残余应力，而在切屑的前端，由于温度的影响残余应力快速地降低。

5) 如图 3.7 所示，由于麻花钻在轴向的挤压作用和切屑分离时对工件材料的拉力作用，使工件产生了进给方向的钻入毛刺，与文献[143]的结果一致。

12#方案仿真获得的工件-麻花钻-切屑的切削温度分布如图 3.9 所示。从图可看出：随着钻削加工的进行，切削温度急剧升高，最高温度出现在工件-切屑分离线附近，温度高达 896°C ，此区域也是高应力区。对于切屑，最高温度出现在其末端接近分离线的位置，而切屑的前端，由于辐射、对流和传导等作用，温度在快

速地降低。工件表面温度随加工的进行在不断升高，切削热量不断传导到工件内部，少部分的热量由切屑带走。麻花钻的高温区在切削刃的前部（接近分离线），平均温度大约为 400°C ，最高温度为 675°C ，比最高切削温度低了 221°C 。

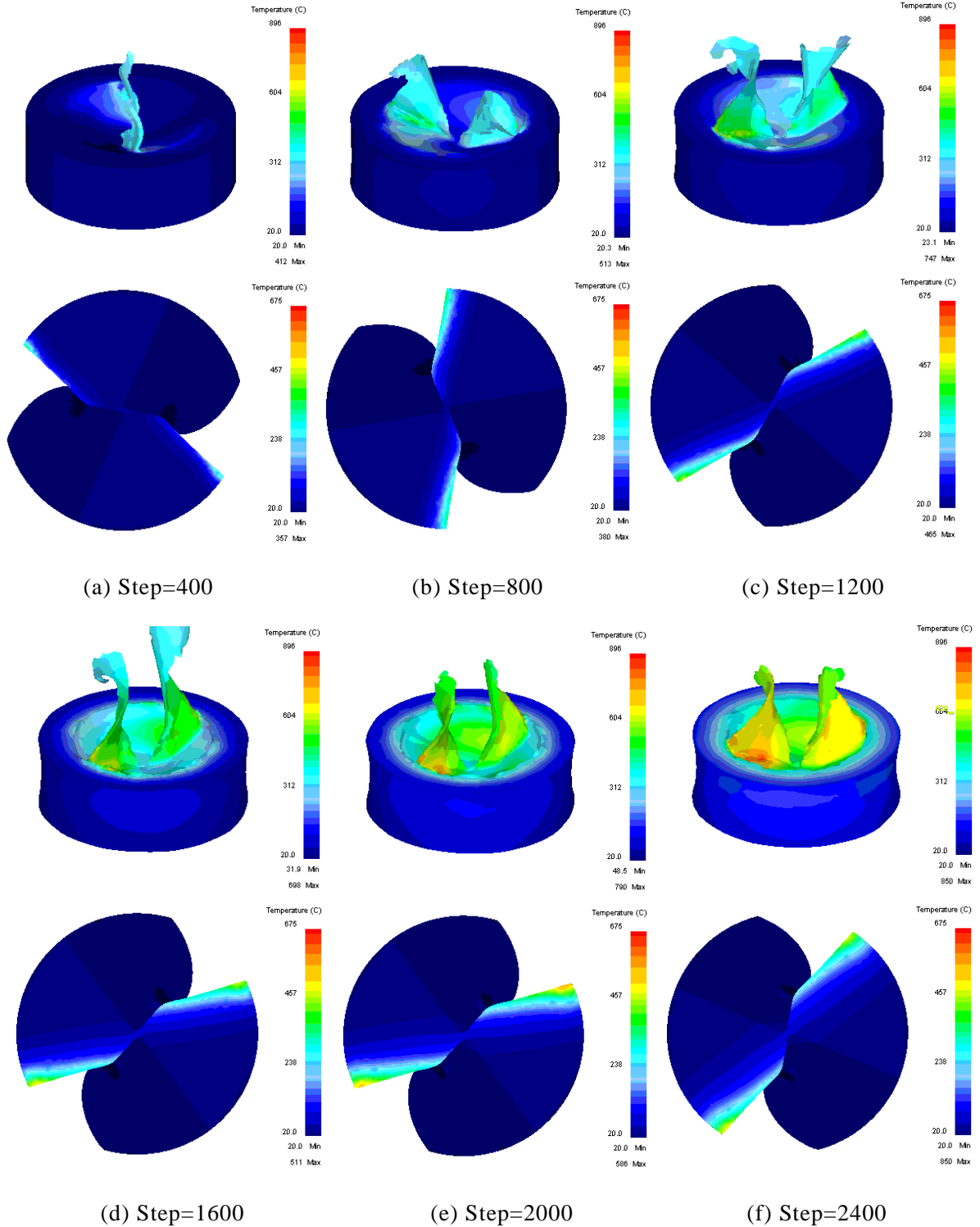


图 3.9 典型的工件-钻头-切屑的温度分布（12#方案）

图 3.10 为正交试验 1#方案的切削力 F_z 和扭矩 M_z 的动态切削仿真曲线，其余 17 个方案的切削力 F_z 和扭矩 M_z 的动态切削仿真曲线与图 3.10 基本类似。

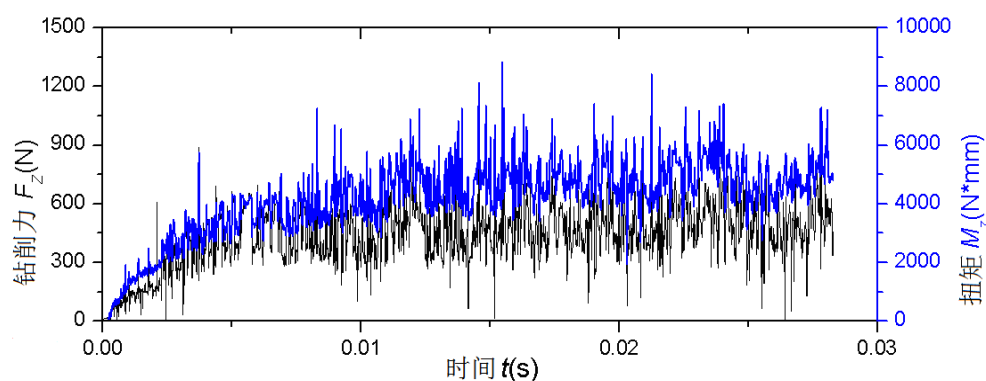


图 3.10 实验方案 1 的钻削力和扭矩的动态仿真曲线

从图 3.10 可看出, 钻削力 F_z 和扭矩 M_z 曲线明确地分为两个阶段: 上升阶段和平稳阶段。在上升阶段, 随着钻尖逐渐钻入工件, 麻花钻与切屑、工件的接触面积不断增大, 钻削抗力不断增长; 在平稳阶段, 钻尖完全钻入工件, 进入稳定切削状态, F_z 和 M_z 的数值基本保持为平均值。另外, 曲线反映出麻花钻在进入稳定切削阶段后, 切削力 F_z 和扭矩 M_z 均有轻微的振荡现象, 其主要原因为:

1) 当切屑分离时, 由于网格的数量和大小是有限的, 导致切屑实际分离时并非沿着理想分离线或面, 而是沿着网格边界线或面分离, 这就带来了分离误差及后续的应力重分布误差, 并且使 F_z 和 M_z 产生振荡。这种现象在用有限元方法处理裂纹扩展问题中无法避免, 要使切屑分离结果更精确, 需要用到无网格方法或基于原子或分子动力学方法。然而, 这个原因只能解释 F_z 和 M_z 在平均值附近的等幅振荡, 还不能解释 F_z 和 M_z 的跳跃振荡。

2) 在平稳段 F_z 和 M_z 的跳跃振荡, 其原因在于切屑与螺旋槽之间的相互作用。由于切屑与螺旋槽之间的接触是非连续非均匀的, 这必然会导致 F_z 和 M_z 数值上的跳跃性变化。

表 3.4 不同钻头在平稳钻削阶段的平均钻削力和扭矩

试验序号	F_z (N)	M_z (N·mm)	试验序号	F_z (N)	M_z (N·mm)
1	465	4633	10	422	4926
2	408	5170	11	369	4757
3	271	4698	12	343	4325
4	439	4816	13	419	4840
5	448	4514	14	462	5057
6	294	4717	15	404	4801
7	528	5183	16	522	4865
8	468	4754	17	487	4822
9	447	4656	18	439	4913

上表 3.4 为动态切削仿真模拟中, 稳定钻削状态下钻头所受的钻削力和扭矩的平均值。可见, 不同方案的麻花钻所受的钻削力在 270N~528N 之间, 扭矩值在 4324N·mm~5182N·mm 之间。虽然切削力最大的麻花钻其扭矩也最大, 但切削力最小的麻花钻, 其切削扭矩并非最小, 可见切削力仅是影响切削扭矩的因素之一。由不同方案钻头所受钻削力及扭矩的差异可见, 钻尖结构参数对钻削加工的影响是比较显著的。

3.5 新型深孔麻花钻的静力学分析

钻削加工中麻花钻受力后的变形属于小变形, 本节将根据表 3.4 中不同结构麻花钻所受的钻削力 F_z 和扭矩 M_z 的数据, 利用 ANSYS Workbench 软件, 分别对正交表 3.2 给出的不同结构钻头进行小变形静力学分析, 讨论不同结构钻头在一定的钻削力及扭矩的作用下, 其应力、应变的差异。

3.5.1 有限元模型

钻削状态下, 麻花钻受力情况比较复杂。影响钻头切削性能的因素主要有切削用量、钻头几何参数、工件材料等。钻头钻削时, 切削部分各切削刃上都受到轴向力、径向力和切向力作用; 横刃和副切削刃上的径向力、副切削刃上的轴向力则可以忽略不计; 主切削刃上的径向力互相平衡。麻花钻轴向力主要来自横刃, 而转矩主要由主切削刃产生。在横刃切削区, 因切削刃前角为较大负值, 在麻花钻的轴向进刀方向, 产生很大的挤压抗力。此外, 刀具在轴向进给过程中, 需要克服一定的排屑阻力进行切削。

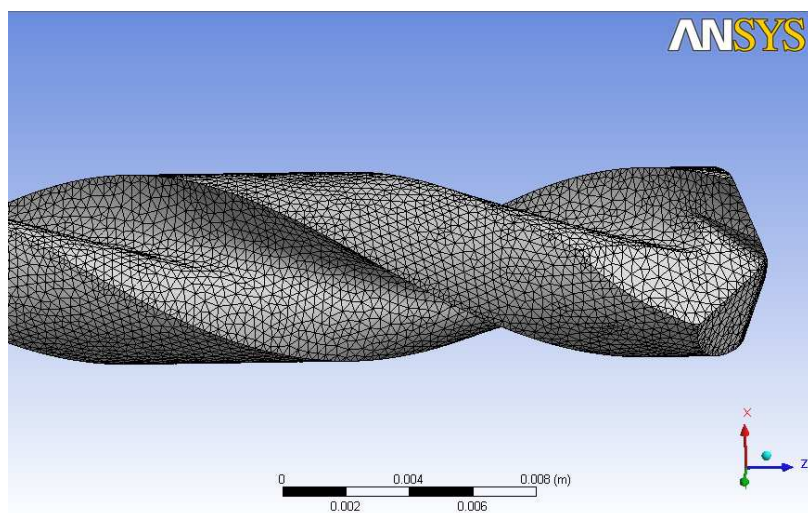


图3.11 麻花钻的有限元模型

将UG中建立的新型深孔麻花钻的CAD模型(不含钻柄部分)导入ANSYS Workbench, 并设定麻花钻的加工条件和边界约束条件。其中麻花钻基体材料的杨氏弹性模量 $E=534\text{GPa}$, 泊松比 $\mu=0.3$ 。在ANSYS Workbench 中采用自适应网格划

分方法，通过Sizing选项确定单元大小，单元尺寸大小设置为 $2\text{e-}4\text{m}$ 。网格划分后的有限元模型如图3.11所示。

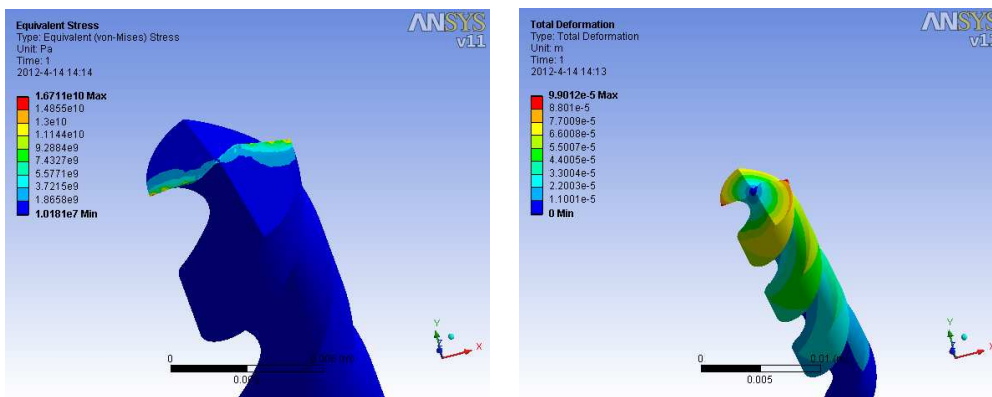
麻花钻切削仿真时的边界条件设置和加载载荷的情况如下所述：将麻花钻靠近柄部一端固定，即在此端面上施加“Fixed Support”（位移约束为0），而麻花钻钻尖部分设定为自由端；然后在钻尖上施加载荷约束，将利用DEFORM 3D进行切削模拟仿真获得的麻花钻轴向力及扭矩施加在有限元模型上，其中轴向力主要添加到麻花钻的横刃（含内刃及内刃转角圆弧）、主切削刃上；扭矩主要加载在主切削刃及内刃前刀面处，详细情况见表3.5所示。

表3.5 麻花钻切削仿真的边界条件和加载的载荷

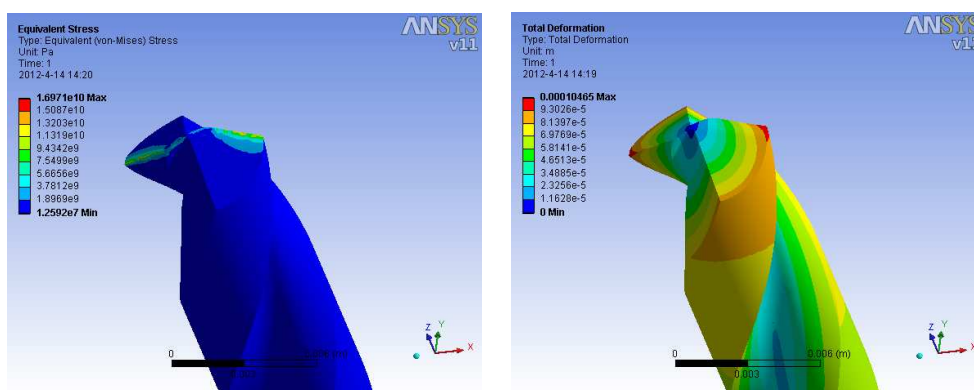
项目	约束或加载位置	类型	大小
边界条件	柄部端面	Fixed Support	0
载荷	轴向力		
	主切削刃	Force	115.96/N
	横刃	Force	165.25/N
	主切削刃	Force	422.33/N
力偶	主切削刃	Force	422.33/N
	横刃	Moment	0.253/N·m

3.5.2 麻花钻的等效应力和变形

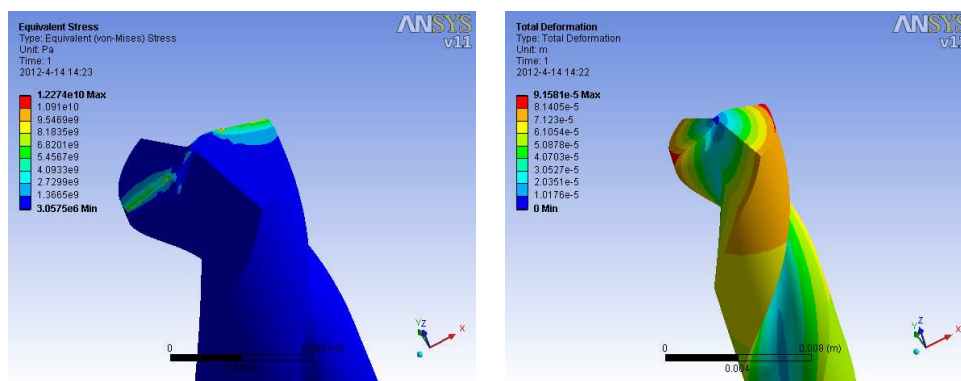
麻花钻在钻削过程中的变形主要表现为轴向的压缩变形和周向的扭转变形，虽然18种方案中麻花钻钻尖结构存在细微差异，但所有麻花钻在稳态钻削时的变形形式基本一致。在相同工况下，不同钻尖结构的新型麻花钻稳态钻削时的等效应力和变形如图3.12所示。



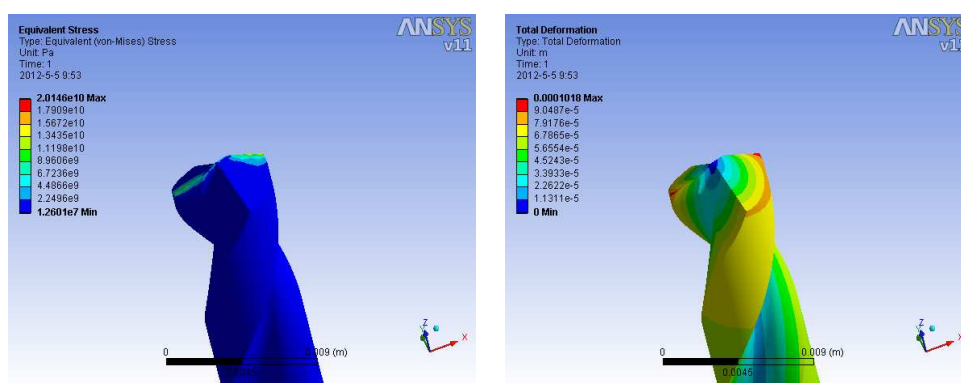
(a) 试验 1 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



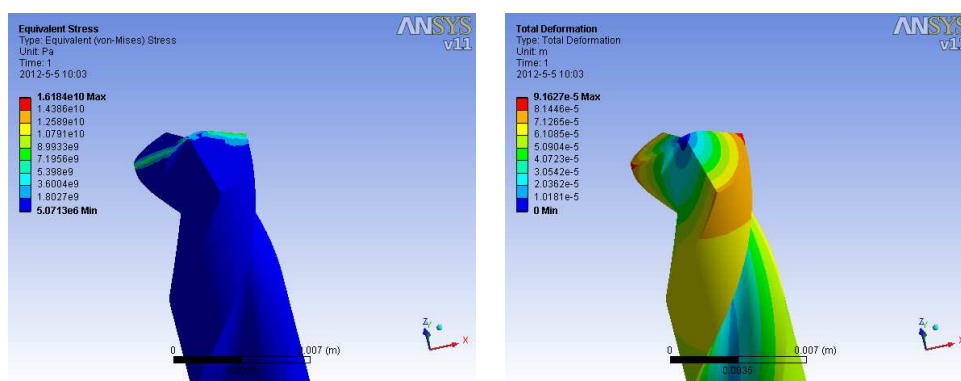
(b) 试验 2 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



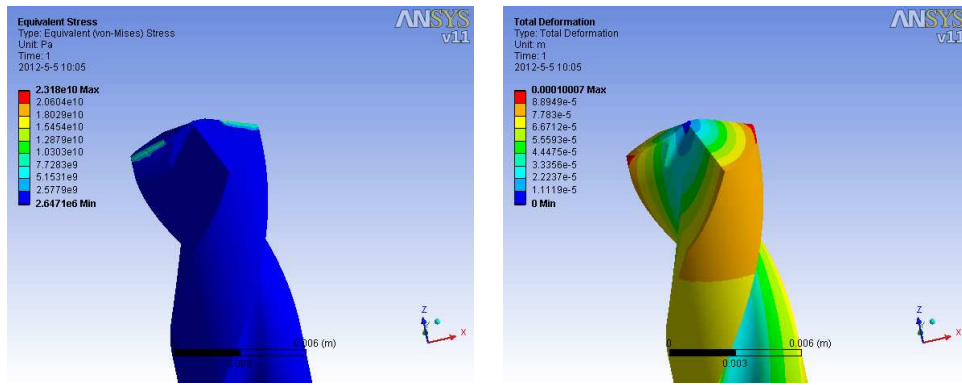
(c) 试验 3 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



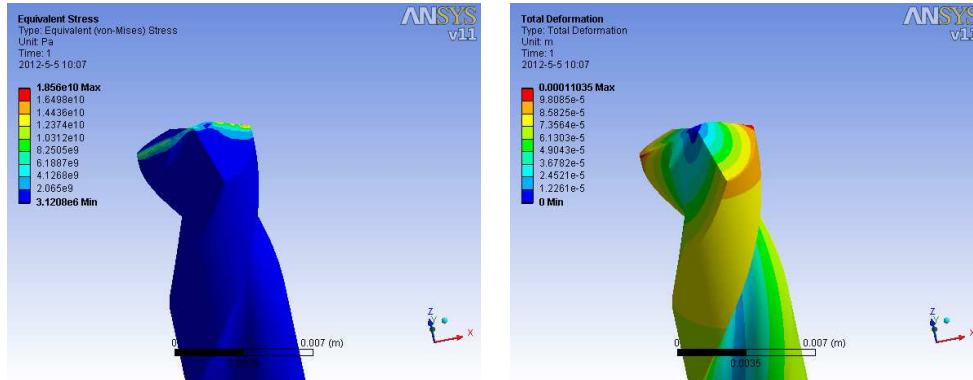
(d) 试验 4 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



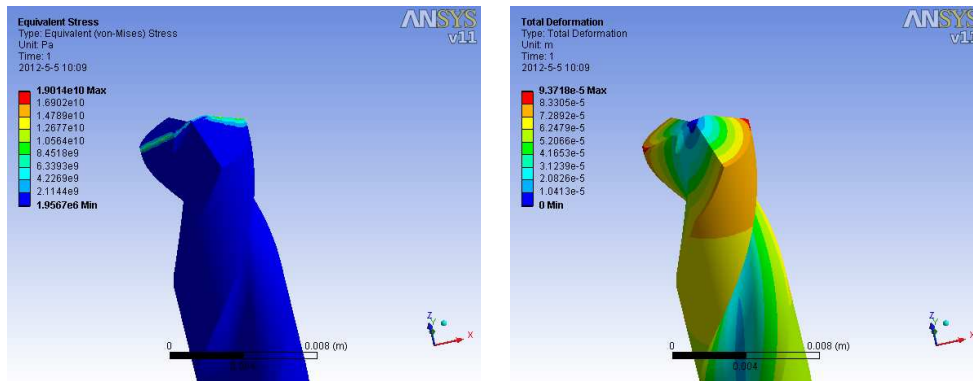
(e) 试验 5 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



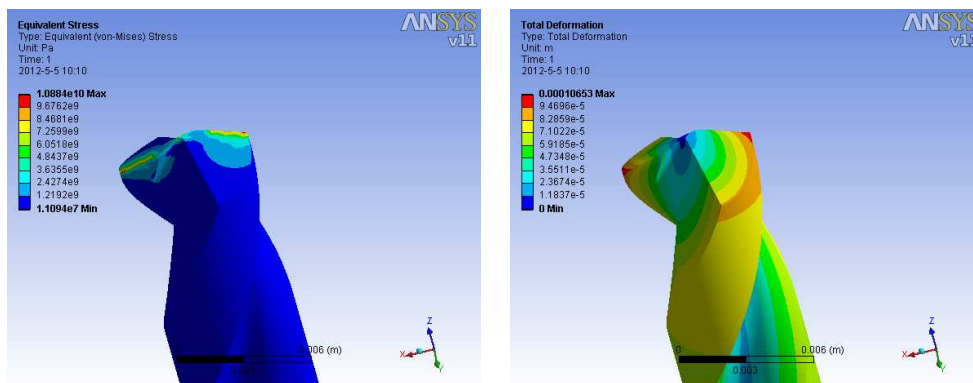
(f) 试验 6 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



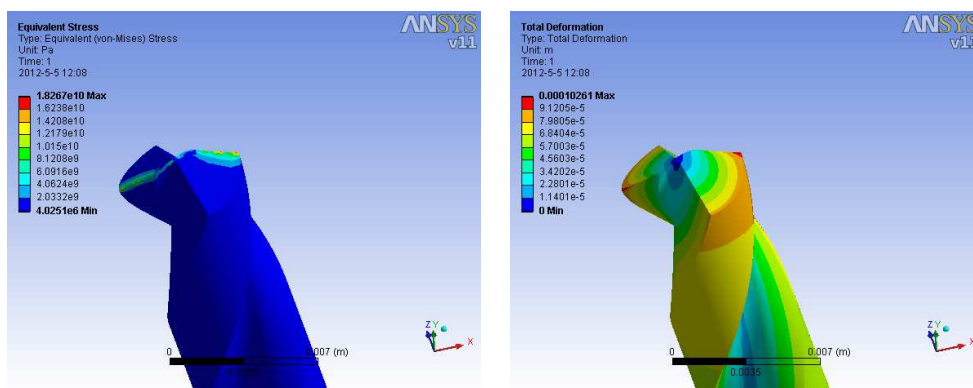
(g) 试验 7 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



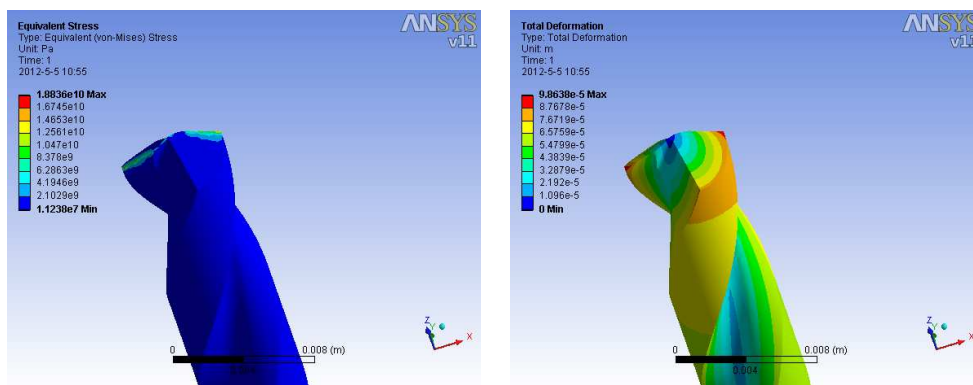
(h) 试验 8 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



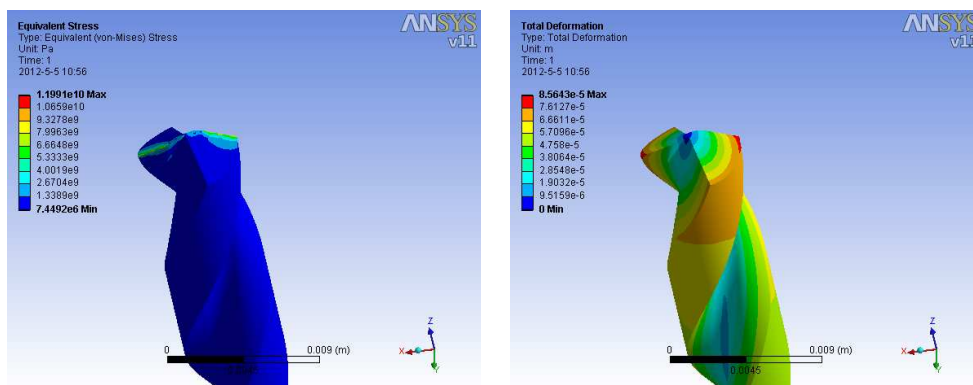
(i) 试验 9 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



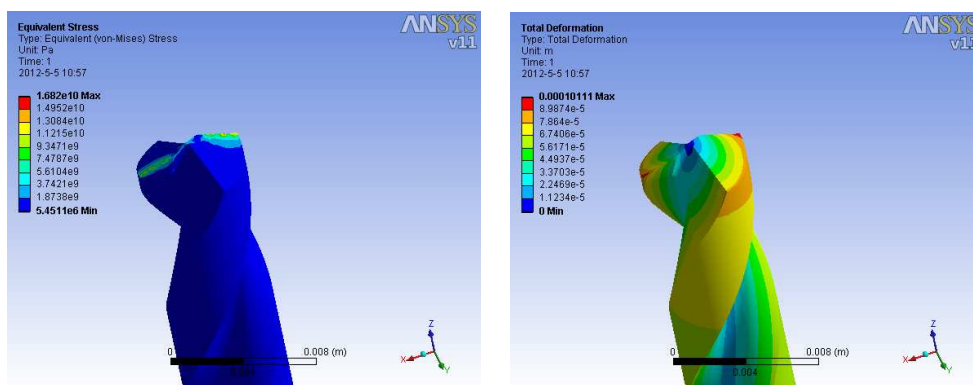
(j) 试验 10 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



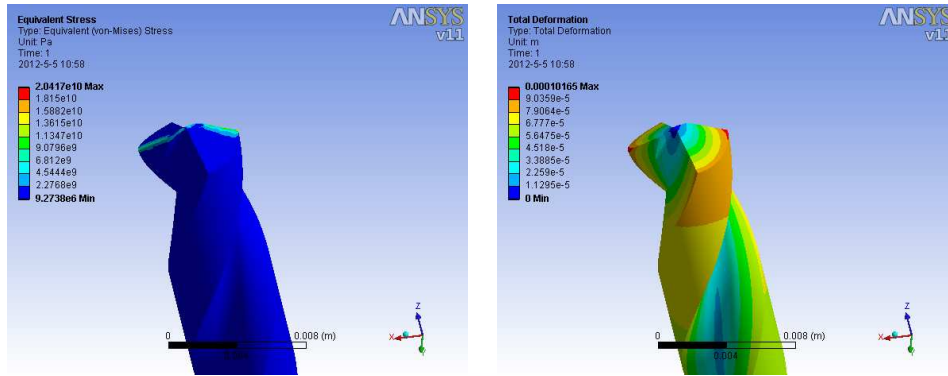
(k) 试验 11 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



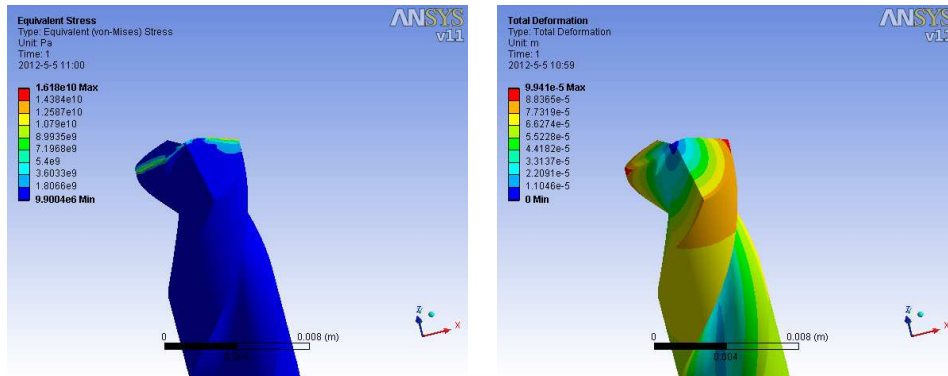
(l) 试验 12 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



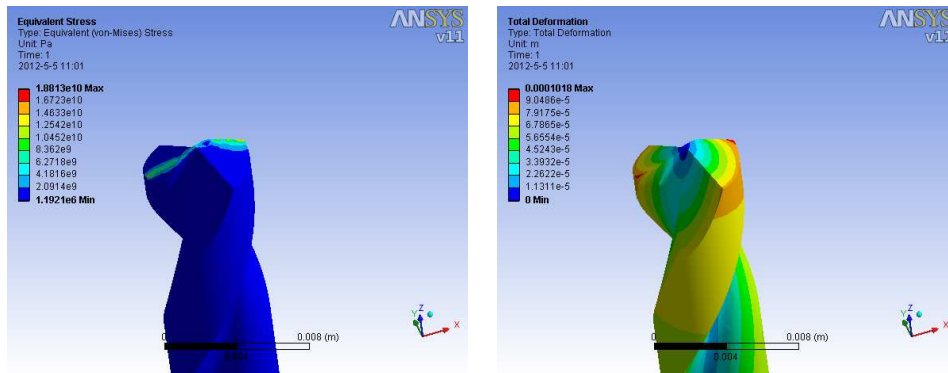
(m) 试验 13 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



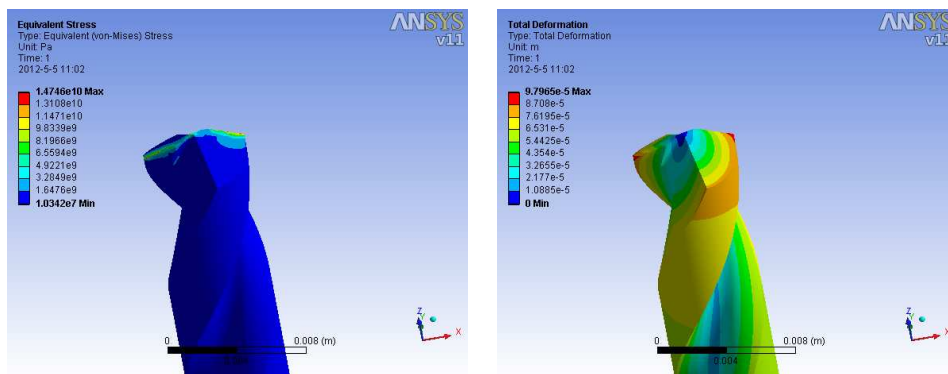
(n) 试验 14 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



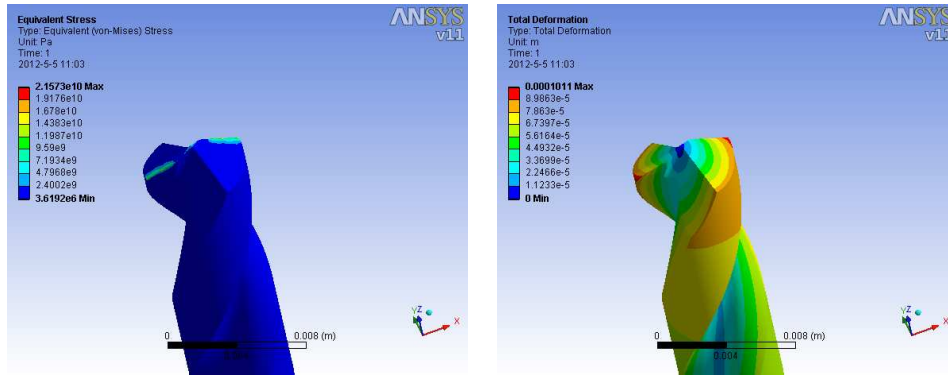
(o) 试验 15 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



(p) 试验 16 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



(q) 试验 17 的等效应力（左图）和变形云图（右图）



(r) 试验 18 的等效应力（左图）和变形云图（右图）

图 3.12 不同钻尖结构的麻花钻平稳钻削时的等效应力和变形云图

由图3.12可以看出，钻尖结构不同，导致麻花钻的变形和应力的的大小也有所不同，新型麻花钻的最大Von Mises等效应力在8.5GPa~11.0GPa之间，最大变形在 $(1.09\sim2.32)\times10^{-2}\text{mm}$ 之间。从数值上看，最大Von Mises等效应力远远大于材料的屈服应力，然而，实际上在正常的钻削加工中，麻花钻钻尖并没有屈服。等效应力之所以这么高，是因为钻削力和扭矩在有限元模型中被施加在横刃和主切削刃上，表现为线载荷，从而产生了强烈的应力集中现象。而实际上麻花钻所受的钻削力和扭矩并不是线载荷，而是具有复杂的空间分布，在本文后面的极差分析中只需知道其相对值即可。

3.6 试验结果的极差分析与方案优选

3.6.1 极差分析

表 3.6、3.7 分别给出了各方案麻花钻在相同工况、稳态钻削下的最大等效应力和最大应变及其极差分析结果。从麻花钻的应用来看，应力和应变的数值越小越好。比较各方案的应力及应变值，试验 3 的应变最小，试验 9 的应力最小。

表 3.6 正交仿真试验的等效应力和应变

试验号	A	B	C	D	E	最大应变 e^{-2}mm	最大应力/GPa
1	1	1	1	1	1	9.901	16.71
2	1	2	2	2	2	10.465	16.97
3	1	3	3	3	3	9.158	12.27
4	2	1	1	2	3	10.180	20.15
5	2	2	2	3	1	9.163	16.18
6	2	3	3	1	2	10.007	23.18
7	3	1	2	3	2	11.035	18.56
8	3	2	3	1	3	9.372	19.01
9	3	3	1	2	1	10.653	10.88

表 3.6 正交仿真试验的等效应力和应变（续表）

试验号	A	B	C	D	E	最大应变 $\epsilon^{-2}\text{mm}$	最大应力/GPa
10	1	1	3	2	2	10.264	18.27
11	1	2	1	3	3	9.864	18.84
12	1	3	2	1	1	8.564	11.99
13	2	1	2	1	3	10.111	16.82
14	2	2	3	2	1	10.165	20.42
15	2	3	1	3	2	9.941	16.18
16	3	1	3	3	1	10.180	18.81
17	3	2	1	1	2	9.797	14.75
18	3	3	2	2	3	10.110	21.57

表 3.7 正交仿真试验应力应变极差分析结果

因子		A	B	C	D	E
应变	水平 1 均值 T_1	9.70	10.28	10.06	9.63	9.77
	水平 2 均值 T_2	9.93	9.80	9.91	10.31	10.25
	水平 3 均值 T_3	10.19	9.74	9.86	9.89	9.80
	极差 R_j	0.49	0.54	0.20	0.68	0.48
应力	水平 1 均值 T_1	15.8	18.2	16.3	17.1	15.8
	水平 2 均值 T_2	18.8	17.7	17.0	18.0	18.0
	水平 3 均值 T_3	17.3	16.0	18.7	16.8	18.1
	极差 R_j	3.0	2.2	2.4	1.2	2.3

正交试验设计的直观分析法是一种通过计算，将各因素、水平对试验指标的影响大小进行综合比较，以确定最优化试验方案的方法，有时也称为极差分析法。一般地，定义 T_{ij} 为表 3.6 的第 j 个因子，与水平 i 对应的各次试验结果平均值（ $i=1,2,3; j=1,2,3,4,5$ ）。记 T 为 18 次试验结果之和的平均值，极差 R_j 为第 j 列的 3 个 T_{ij} 中最大值与最小值之差，称为极差。

$$\text{显然, } T = \sum_{i=1}^3 T_{ij}, j=1,2,3,4,5$$

此处， T_{11} ， T_{21} 和 T_{31} 分别反映了 A1，A2，A3 对试验结果的影响；

T_{12} ， T_{22} 和 T_{32} 分别反映了 B1，B2，B3 对试验结果的影响；

T_{13} ， T_{23} 和 T_{33} 分别反映了 C1，C2，C3 对试验结果的影响；

T_{14} ， T_{24} 和 T_{34} 分别反映了 D1，D2，D3 对试验结果的影响；

T_{15} ， T_{25} 和 T_{35} 分别反映了 E1，E2，E3 对试验结果的影响。

R_j 反映了第 j 列因素的水平改变对试验结果的影响大小， R_j 越大反映第 j 列因

素的影响越大。下面以因素 A（横刃长）为例，说明 T_{ij} 和极差 R_j 的计算过程。

表 3.6 中，与横刃长水平“1”相对应的实验号为 1，2，3，10，11 和 12 号，将这 6 个试验的应变结果相加取平均值，记作 T_{11} ，求得 $T_{11}=9.70$ 。同样，将与横刃长水平“2”对应的 4，5，6，13，14 和 15 号试验的应变结果相加取平均值，记作 T_{21} ，求得 $T_{21}=9.93$ ；将与横刃长水平“3”对应的 7，8，9，16，17 和 18 号试验的应变结果相加取平均值，记作 T_{31} ，求得 $T_{31}=10.19$ 。 T_{11} 、 T_{21} 、 T_{31} 三者中，最大值与最小值之差为 $R_1=0.49$ ，该值表示针对应变指标的横刃长的极差值。采用同样的方法可依次计算得出表 3.7 中的其他数据。

3.6.2 设计方案的优选

从总应变角度考察，根据极差大小顺序排列出影响因素的主次顺序(主→次)：

D； B； A； E； C

由此看出，在以上 5 个钻尖结构参数中，因素 D（内刃转角圆弧）对麻花钻切削时产生的总应变影响最大，其次为因素 B（主切削刃第一后角）和 A（横刃长度），而因素 E（内刃前角）及 C（主切削刃第二后角）则不是关键因素。

同理，从 Von Mises 等效应力角度考察，根据极差大小顺序排列出影响因素的主次顺序(主→次)：

A； C； E； B； D

由此看出，在钻尖参数中因素 A（横刃长度）对麻花钻的等效应力影响最大。其次是要考虑因素 C（主切削刃第二后角）和 E（内刃前角）。至于 B（主切削刃第一后角）及 D（内刃转角圆弧）则不是关键因素。

如前所述，分析的指标为 Von Mises 等效应力与总变形越小越好，所以针对总应变应在第 1 列选最小值；即取水平 A_1 ，同理可选 $B_3C_3D_1E_1$ 。即为保证总应变最小的组合是 $A_1B_3C_3D_1E_1$ ；为保证 Von Mises 等效应力最小的组合是 $A_1B_3C_1D_3E_1$ 。

从以上的分析结果可以看出，在 $A_1B_3E_1$ 能同时满足 Von-Mises 等效应力与总应变最小。对于主切削刃第二后角水平的选取，需采用综合平衡法进行分析。从影响程度来看，切削刃第二后角对 Von Mises 等效应力的影响大于总应变的影响，综合考虑，选取数值较小的 C_1 作为钻尖主切削刃第二后角较好。对于内刃转角圆弧的选取，从影响程度来看，内刃转角圆弧对总应变的影响大于 Von Mises 等效应力的影响，综合考虑，内刃转角圆弧取 D_1 较好。从而得出较好的方案组合是：

A_1 ：横刃长，第 1 水平，0.48mm；

B_3 ：钻尖主切削刃第一后角，第 3 水平， 6° ；

C_1 ：钻尖主切削刃第二后角，第 1 水平， 30° ；

D_1 ：内刃转角圆弧，第 1 水平，0.5mm；

E_1 ：内刃前角，第 1 水平， 5° 。

以上组合仅为推荐较优组合，这与优化时钻削力及扭矩的加载方式密切相关，

为验证所选组合是否为最优组合，将进行钻削试验验证。

3.6.3 优选方案的试验验证

3.6.3.1 钻尖关键参数组合测试

验证试验将对优选结果中推荐最优及最差组合进行验证，并在优选方案的基础上，根据已有设计经验，对极差分析得到的优选方案进行适当改进，通过实验最终选取最好的钻尖参数组合方案。钻尖组合方案主要有 4 种，方案 1 为正交试验优选的最佳参数组合，方案 2 及 3 为正交试验优选的应变最大及应力最大参数组合，方案 4 为根据已有设计经验对优选的最佳参数组合方案适当修正后的新方案（由钻头应用经验知：正前角会减弱内刀的强度，使刃口的耐磨性差，所以此处将内刃前角调整为 0° ；主切削刃第二后角在钻削过程中主要起避空作用，在一定范围内，对刀具的强度影响不大，从磨削效率出发，取值 25° ；为保证过渡部分不出现尖点现象，提升强度，内刃过渡圆弧调整为 $R0.8\text{mm}$ ），所有验证方案见表 3.8。

表 3.8 钻尖参数组合试验方案

方案	横刃长/mm	内刃转角圆弧/mm	内刃前角/ $^\circ$	第二后角/ $^\circ$	第一后角/ $^\circ$
1	0.48	0.5	5	30	6
2	0.2	1.0	0	30	15
3	0.35	1.0	-4	20	15
4	0.48	0.8	0	25	6

3.6.3.2 实验工况

试验机床型号为瑞士 MIKRON 立卧转换 UCP1000 加工中心，如图 3.13 所示。该机床工作台直径 1000mm；行程 1000×1000×875mm；转速范围 0~15000r/min；最大进给 30m/min；机床功率 18KW。论证试验的其他条件见表 3.9。



图 3.13 MIKRON UCP1000 五轴加工中心

表 3.9 优化方案论证试验条件

刀具		工件		冷却方式	加工方式	切削参数		
材质	数量	材质	硬度			转速	进给	钻深
K20	2×4	42CrMo	HRC34~36	乳化液内冷	钻盲孔	4246r/min	0.15mm/r	45mm

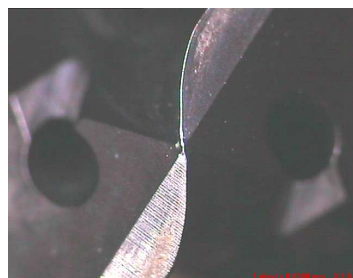
3.6.3.3 试验结果与分析

实验过程中，机床主轴载荷稳定在 4%~6% 之间，麻花钻切削轻快，切屑形状如图 3.14 所示。该种类圆锥型屑为深孔钻削中的理想屑型，排屑阻力小且稳定。

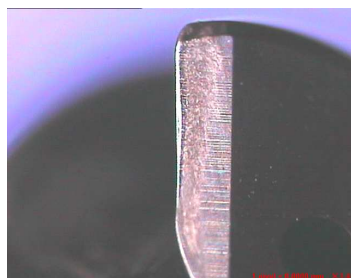


图 3.14 42CrMo 的类圆锥形切屑

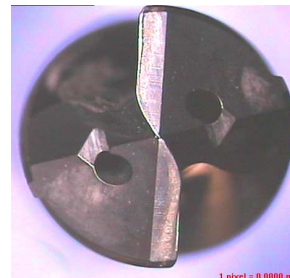
按方案 1 设计的麻花钻，在加工 911 个孔后磨损如图 3.15 所示，各刃口正常磨损，无崩刃；在加工第 1123 个孔时断裂。



(a) 内刃磨损 0.029mm

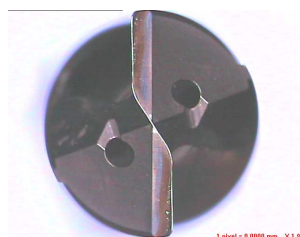


(b) 主刃磨损 0.058mm

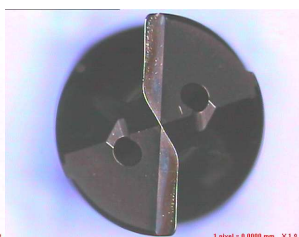


(c) 钻尖

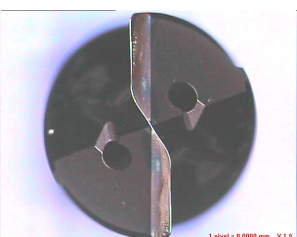
图 3.15 方案 1 加工 911 个孔后的钻尖磨损情况



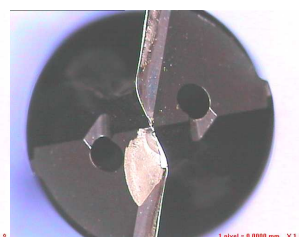
(a) 加工 268 个孔后



(b) 加工 536 个孔后



(c) 加工 804 个孔后

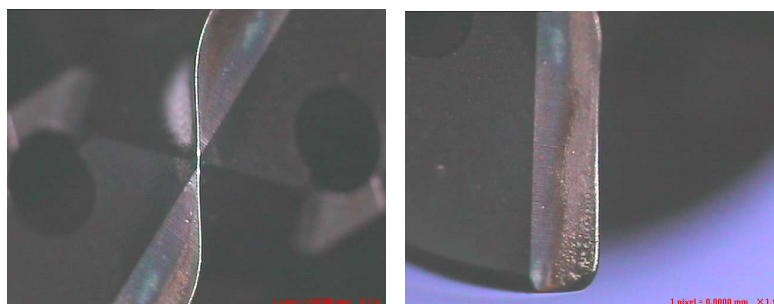


(d) 加工 1005 个孔后

图 3.16 方案 2 钻头钻尖磨损情况

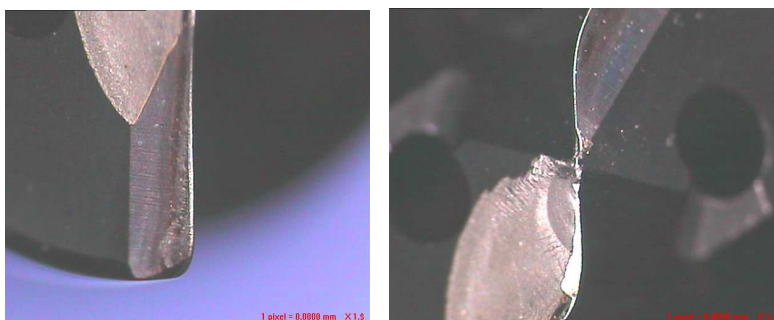
按方案 2 设计的麻花钻，在钻削中钻尖部磨损变化如图 3.16 所示。在加工 804 个孔后钻尖部切削刃磨损情况如图 3.17 所示。在加工 1005 个孔后，出现长切屑，通过观测，钻头内刃后刀面有较大崩缺，崩缺甚至扩展到主切削刃后刀面，具体

见图 3.18。



(a) 内刃磨损 0.036mm (b) 外刃磨损 0.04mm

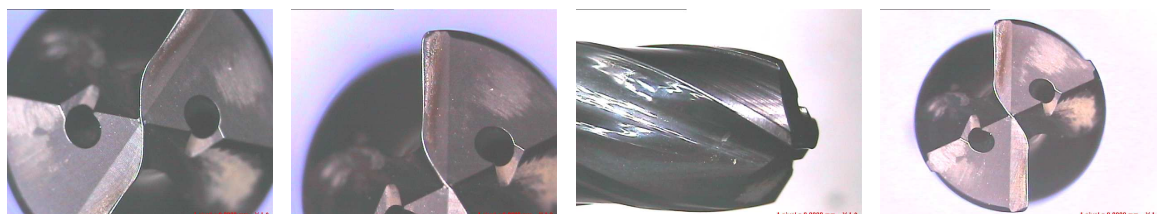
图 3.17 方案 2 加工 804 个孔后的钻尖磨损情况



(a) 内刃磨损 0.05mm (b) 内刃崩缺

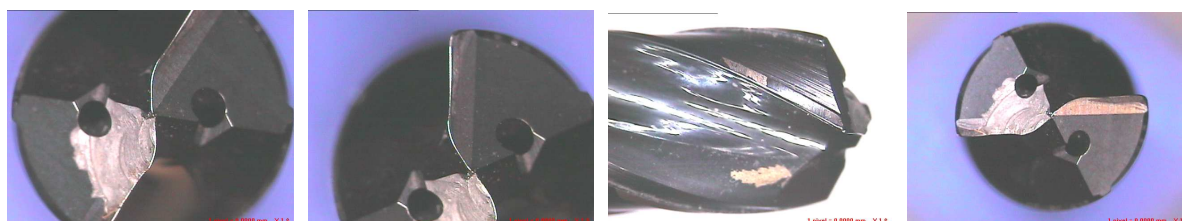
图 3.18 方案 2 加工 1005 个孔后的钻尖磨损情况

按方案 3 设计的麻花钻，在加工 804 个孔和 894 个孔后的磨损状况分别如图 3.19、3.20 所示。在加工 894 个孔时出现长屑，通过观测，钻头内刃后刀面有较大崩缺，停止实验。



(a) 内刃磨损 0.035mm (b) 外刃磨损 0.045mm (c) 螺旋槽 (d) 钻尖

图 3.19 方案 3 加工 804 个孔后的钻尖磨损情况



(a) 内刃磨损 0.035mm (b) 外刃磨损 0.058mm (c) 螺旋槽 (d) 钻尖

图 3.20 方案 3 加工 894 个孔后的钻尖磨损情况

方案 4 麻花钻，在加工 804 个孔、1072 个孔、1340 个孔和 1474 个孔后钻尖切削刃磨损情况分别如图 3.21、3.22、3.23 和 3.24 所示，刃口呈现正常均匀磨损状态；在加工 1507 个孔时，麻花钻突然折断。

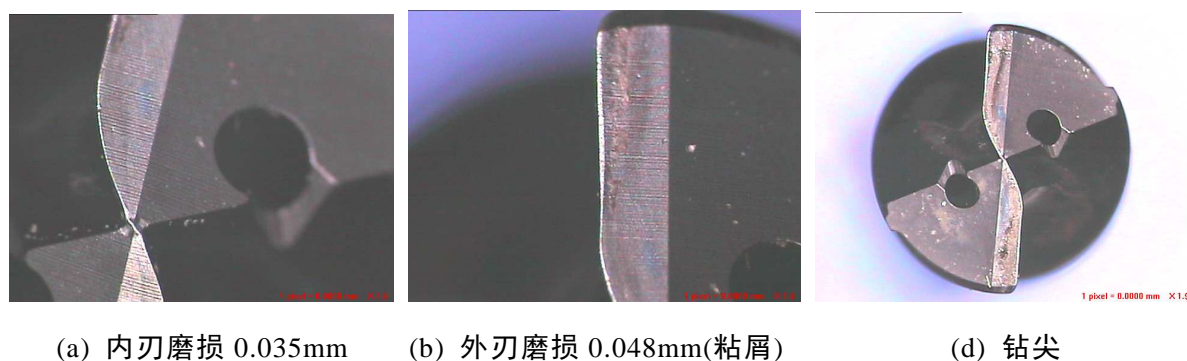


图 3.21 方案 4 加工 804 个孔后的钻尖磨损情况

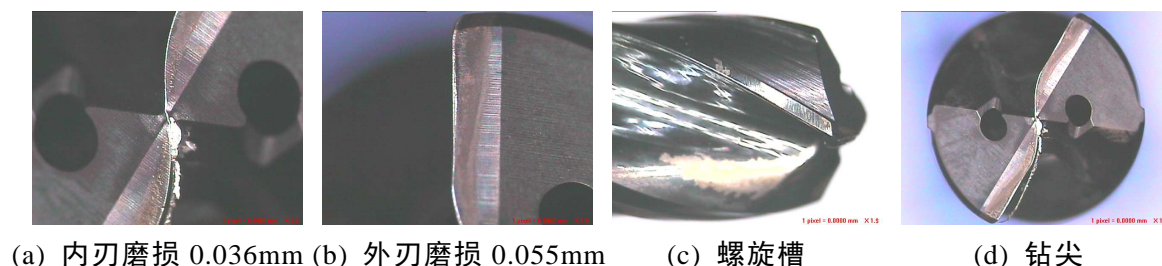


图 3.22 方案 4 加工 1027 个孔后的钻尖磨损情况

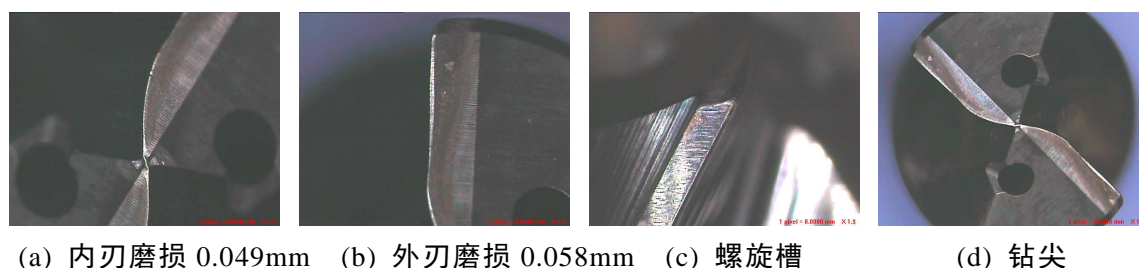


图 3.23 方案 4 加工 1340 个孔后的钻尖磨损情况

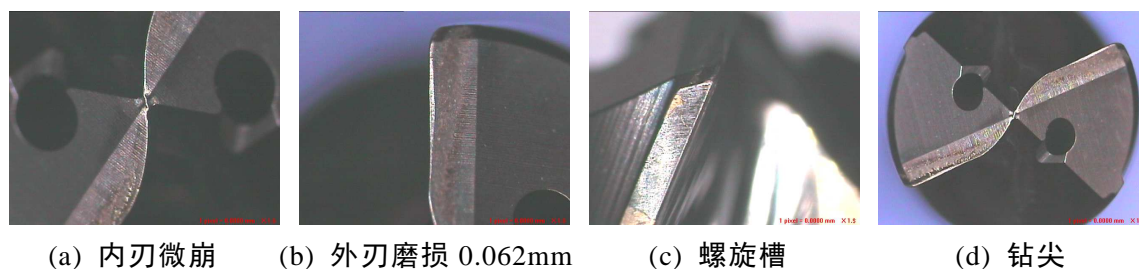


图 3.24 方案 4 加工 1474 个孔后的钻尖磨损情况

从实验过程看，四个方案麻花钻的使用寿命优劣排序：方案 4>方案 1>方案 2>方案 3，见表 3.10。

方案 2 为优化分析应变最大的参数组合，方案 3 为优化分析应力最大的参数组合，实验结果验证了优化分析的结果，应变及应力最大的组合在实际的切削实验中表现较差。方案 1 为优化分析最优组合，方案 4 基于方案 1 对内刃及主刃第二后角，过渡圆弧做了微调，实验证明了微调的正确性。如上所述，方案 1 表现较好，方案 4 结合了方案 1 的设计优势，在钻头使用寿命上表现最好。这也正符合了麻花钻的实际应用需求（在保证孔加工质量的基础上，使用寿命越长越好）。

表 3.10 试验结果统计表

方案	横刃长度	内刃转角圆弧	内刃前角	主切削刃第二后角	主切削刃第一后角	失效形式	备注
1	0.48 mm	0.5 mm	5°	30°	6°	1123 个孔折断	综合最优
2	0.2 mm	1.0 mm	0°	30°	15°	1005 个孔内刃崩	应变最大
3	0.35 mm	1.0 mm	-4°	20°	15°	894 个孔出长屑	应力最大
4	0.48 mm	0.8 mm	0°	25°	6°	1507 个孔折断	经验微调

3.7 本章小结

本章采用正交实验设计的方法优选设计了新型深孔麻花钻的横向截形及钻尖参数，并对优选方案进行了实验验证。本章的主要研究内容有：

(1) 从提高刀具的卷屑、断屑和容屑性能的角度，设计了深孔麻花钻的横向截形，并对不同规格的深孔麻花钻容屑槽型进行了系列化研究。

(2) 以钻尖横刃长度、主切削刃第一后角、主切削刃第二后角、内刃过渡圆弧及内刃前角 5 个关键参数为分析因素，通过正交试验设计，确定了 18 种不同钻尖结构的麻花钻设计方案，并建立其三维模型用于动态切削数值仿真。

(3) 运用 DEFORM 3D 软件，对新型深孔麻花钻钻削过程进行了三维动态数值仿真，获取了麻花钻加工过程中的温度分布规律和钻削力、扭矩曲线。分析钻削力、扭矩曲线，发现线包括逐步上升和趋于稳定两个阶段，而且在稳定阶段，切削力和扭矩信号存在轻微的振荡现象，这种振荡现象主要由切屑分离模型的误差和螺旋槽的结构引起。

(4) 根据切削力的仿真结果，运用 ANSYS Workbench 对麻花钻进行小变形应力、应变分析，掌握了麻花钻的 Von Mises 等效应力和应变的分布信息。以 Von Mises 等效应力和应变为实验指标，通过极差分析，分别优选了应力最大、应变最大和综合性能最优三种钻尖关键参数组合。通过对这三种方案以及另一种改进型方案进行切削对比实验论证，确定了最好的钻尖参数组合方案为横刃长 0.48mm，内刃转角圆弧 0.8mm，内刃前角 0°，主切削刃第一后角 6°，第二后角 25°。

第 4 章 新型深孔麻花钻钻削机理相关实验研究

深孔钻削在封闭或半封闭状态下进行，钻削区的温度很高；另一方面，由于被加工孔深度增加，排屑路程长，若冷却液压力不够大，或切屑形状控制不好，则很可能发生切屑堵塞，造成排屑阻力大，甚至导致钻头扭断。另外，由于深孔麻花钻的槽长加长，导致其刚度、强度降低，而且钻削过程中钻头可能会发生变形，使钻出的孔的直径超差，表面质量差，甚至出现孔轴线偏斜的情况。

因此，本章将从深孔加工钻削力、被加工表面质量以及刀具磨损机理方面开展实验研究，讨论新型深孔麻花钻的钻削机理。

4.1 新型深孔麻花钻切削力对比实验研究

4.1.1 变参数螺旋槽与普通深孔麻花钻切削力对比

新型深孔麻花钻的最大特点在于采用了变参数螺旋槽，理论上这种槽型有利于增大排屑空间，降低排屑阻力，从而提高深孔钻削过程的稳定性。为对此进行论证，开展新型和普通深孔麻花钻钻削盲孔时的切削力对比实验。

本实验所用两种麻花钻均带双螺旋内冷孔，其材质为 K20，采用 TiAlN 涂层，麻花钻结构的主要差异在于螺旋槽和平面钻尖参数上，其他结构和设计参数完全一致，刀具其他信息见表 4.1。

实验机床为前文图 3.14 所示 MIKRON UCP1000 加工中心；测力仪为 KISTLER 9727 三向压电式测力仪，测力仪灵敏度 0.05N，量程 $\pm 15\text{KN}$ (X、Y、Z)，刚度 $1\mu\text{m}/\text{KN}$ 。实验条件见表 4.2。

表 4.1 实验刀具结构特点和部分设计参数

麻花钻	刃径	螺旋角	槽长	前端芯厚	芯厚增量
普通螺旋槽深孔钻	10mm	30°	95mm	3mm	0.1mm
变参数螺旋槽深孔钻	10mm	30°	95mm	3mm	-0.05mm

表 4.2 切削力对比实验条件

工件材料		切削参数			冷却条件			钻削
材质	硬度	转速 n	进给 f	钻深 h	冷却液	方式	压力	方式
42CrMo	HRC33~37	2547r/min	0.2mm/r	70mm	乳化液	内冷	20MPa	立式钻削

图 4.1 和 4.2 分别为实验获得的普通和新型深孔麻花钻的切削力信号。从图 4.1 可以看出，普通麻花钻的钻削过程可明显分成两个阶段，即切削力平稳阶段和切

削力逐步上升阶段。在前一阶段（在测力开始后的前 7s 内，从实验过程来看，此时已加工孔深应不大于 5 倍孔径），钻削力稳定保持在 1300N~1400N 之间；而在后一阶段，切削力急剧增加，最高达到 3500N，而且切削力信号出现大幅度振荡。出现这种现象的原因在于随着钻孔深度的增加，普通深孔麻花钻因其结构的缺陷导致切屑排出越来越困难，切屑在孔内相互挤压造成切削力急剧增大。而图 4.2 反映出深孔麻花钻的加工过程非常平稳，切削力基本稳定保持在 1300N 左右。

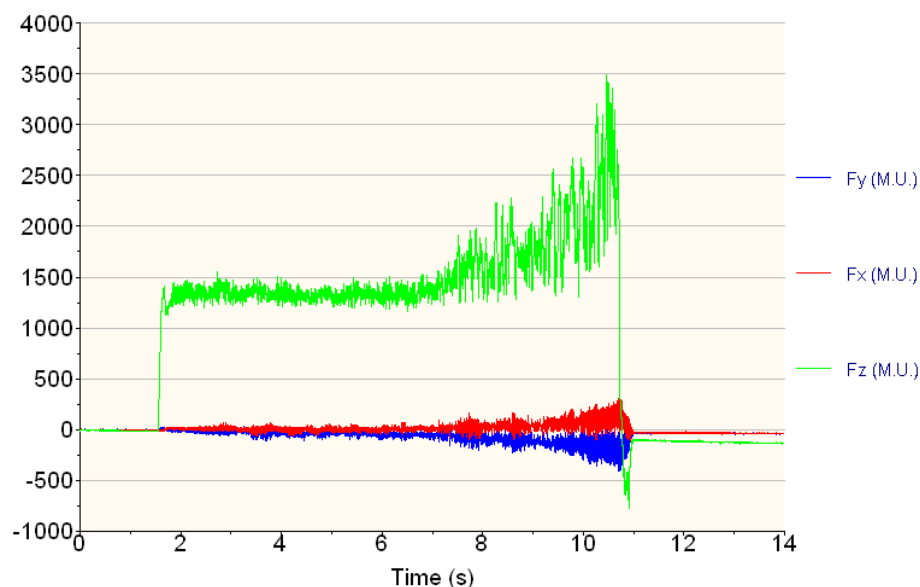


图 4.1 普通螺旋槽深孔麻花钻钻削力

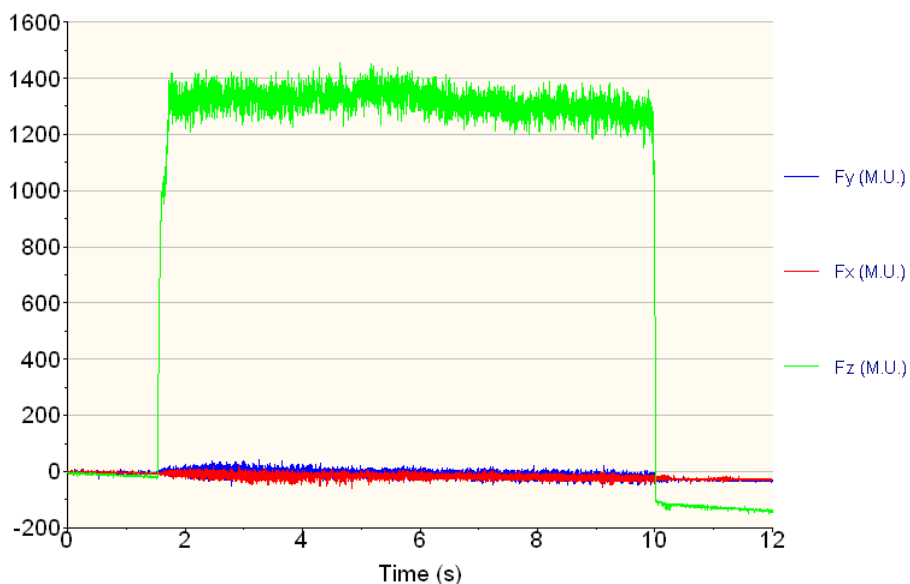


图 4.2 变参数螺旋槽深孔麻花钻钻削力

普通深孔麻花钻由于具有较大芯厚设计或存在芯厚正增量，其容屑空间从槽端部到尾部未有变化或逐渐减小，随着钻削深度的增加，排屑会越来越困难，排屑阻力也越来越大。新型深孔麻花钻的容屑空间从槽端部到尾部逐渐增加，其容屑和排屑能力随着钻孔深度的增加仍可满足深孔加工的需要，兼具有优化的钻尖，在整个钻削过程中能保持稳态钻削。可见，在钻削深度超过 5 倍刀具直径，达到

深孔加工标准时，新型深孔麻花钻的容屑和排屑能力优于普通深孔麻花钻。

4.1.2 新型深孔麻花钻与 GUEHRING 深孔麻花钻切削力对比

本次实验的目的为比较新型深孔麻花钻与国外 GUEHRING 公司同类产品在不同切削参数下，加工 42CrMo（硬度 HRC30-36）时的切削力大小差异。

实验刀具为新型深孔麻花钻，钻头规格为 D10×132×D10×174（直径×槽长×柄径×总长），带双螺旋内冷孔，材质为 K20，采用 TiAlN 涂层；对比实验刀具为 GUEHRING 公司 5525 系列深孔麻花钻，钻头规格为 D10×120×D10×162，带内冷孔，采用 TiAlN 涂层。后文为论述方便将实验刀具和对比实验刀具分别简称新刀具和对比刀具。

实验机床为前文图 3.14 所示 MIKRON UCP1000 加工中心，测力仪器为 Kistler 9727 三向压电式测力仪。切削参数分成 15 组，见表 4.3。实验过程中，每组切削参数下加工 2 个孔，测得两组切削力数据，然后取其平均值。

表 4.3 切削力对比实验切削参数

参数组	切削速度 V_c (m/min)	进给速度 f (mm/r)	钻削深度 h (mm)	参数组	切削速度 V_c (m/min)	进给速度 f (mm/r)	钻削深度 h (mm)
1	80	0.15	110	9	120	0.20	110
2	80	0.20	110	10	120	0.25	110
3	80	0.25	110	11	120	0.30	110
4	100	0.15	110	12	150	0.15	110
5	100	0.20	110	13	150	0.20	110
6	100	0.25	110	14	150	0.25	110
7	100	0.30	110	15	150	0.30	110
8	120	0.15	110	/	/	/	/

实验过程中的与振动相关的现象、负载比（切削负载与机床能承受的最大负载的比值）及切削力数据见表 4.4。根据该表中的现象可以得出以下结论：

- 1) 总体上看，GUEHRING 公司的深孔麻花钻较新型深孔钻的切削力要小。
- 2) 当 $V_c < 120\text{m/min}$ 时，新型深孔钻与 GUEHRING 深孔钻的切削平稳性相当；当 $V_c \geq 120\text{m/min}$ 时，GUEHRING 深孔钻切削不稳定，导致在同样参数下加工不同孔时负载比变化较大，如当切削速度 $V_c = 150\text{m/min}$ ，进给速度 $f = 0.15\text{mm/r}$ 时，机床负载比变化范围很大，为 12%~30%。在同样条件下，新型深孔麻花钻切削稳定性较好。可见，新型深孔麻花钻在高效加工时具有明显优势。

从麻花钻规格上看，新型深孔麻花钻的槽长为 132mm，而 GUEHRING 公司的深孔麻花钻槽长为 120mm。显然，在刀具夹持长度相同的条件下，新型深孔钻

的刚性要弱一些，钻削时的稳定性也应该更差。然而事实证明：在切削参数较大的前提下，尽管材料的去除率大大增加，排屑难度加大，但新型深孔麻花钻仍能实现平稳钻削，其原因正是由于变参数螺旋槽在提高容屑空间，降低排屑阻力方面起了关键性作用。

表 4.4 钻削力对比实验现象和结果

参 数 组	切削力 $F_z(\text{N})$		负载比(%)		试验现象	
	新刀 具	对比 刀具	新刀 具	对比 刀具	新刀具	对比刀具
1	1100	1368	5	8~10	切削平稳，无振动	切削平稳
2	1511	1623	8~11	9	切削平稳，轻微振动， 加工第 2 孔后期有振动	切削平稳
3	2052	1908	10~11	11~13	轻微振动	切削平稳
4	1232	1416	8~10	8~11	前期有刺耳响声	切削较平稳
5	1622	1433	10~12	4~6	平稳切削	切削平稳
6	2075	1699	13	6~8	平稳切削	前期平稳，后期微振
7	2460	1962	15~16	13~15	切削平稳	加工第 1 孔后期微振 加工第 2 孔明显振动
8	1316	1303	8~12	5~14	开始切削时有刺耳响声并 一直持续	到底部时振动很大，两孔 现象一致
9	1821	1578	13	7~13	平稳切削，后期很短时间负 载为 17%	加工时有较小振动
10	2245	1916	17~18	16~19	平稳切削	振动很大
11	2497	2260	19~21	19~20	加工第 1 孔有轻微振动 加工第 2 孔很平稳	振动不大
12	1499	1580	17~18	12~30	加工后期有轻微振动	后段切削有振动
13	1967	1781	21~22	20~25	切削平稳	切削时声音很大
14	2268	2200	28	25~31	加工第 1 孔轻微振动， 加工第 2 孔很平稳	振动明显，声音大
15	2601	/	31	/	加工平稳	/

4.2 新型深孔麻花钻钻削质量的实验研究

钻孔一般被认为是粗加工或半精加工工序，对其要求不高，但是如果钻孔质量不能满足后续工序的要求，将直接影响后续工序的完成质量，甚至造成工件报废。因此，研究孔加工的质量，了解钻头的加工效果，有助于发现钻头设计和制

造过程中存在的问题，及时对钻头进行改进和优化。钻削质量所包含的内容很多，主要包括工件的表面粗糙度、尺寸精度和几何精度等^[144,145]，本节主要针对被加工孔轴线偏斜、内孔表面粗糙度和孔径扩大量三方面对钻削质量进行分析和研究。

4.2.1 孔轴线偏斜的原因和预防

深孔钻削加工中，随着长径比的增大，孔轴线偏斜越来越难以预测和控制。可以说，孔轴线偏斜的问题是长期存在的一个技术难题，这个问题已成为世界范围内的研究热点，但目前为止均未取得令人满意的成果。从本人多年从事刀具设计及应用的经验上分析，导致孔心线偏斜因素主要包括以下几个方面：

1) 钻头制作精度。理想状态的麻花钻切削刃左右严格对称，这样其所受径向力会相互抵消，但实际加工径向力总是存在，而且深孔麻花钻自身存在刚度周期性变化及刚度强度差等问题，故钻削时产生孔轴线偏斜不可避免。所以，提高钻头的制造精度，才能保证径向切削力平衡，降低钻孔偏斜的可能性。

2) 钻头刚度及支承位置。在轴向进给力的作用下，钻杆将发生弯曲，形成入钻倾角，该倾角的大小取决于钻杆刚度、支承位置和轴向进给力。所以，提高导向套精度，是解决钻孔偏斜的措施之一。

3) 其它如冷却润滑压力的脉动，进给速度不均匀等使切削厚度发生变化；切屑的短时间阻塞；钻头崩刃，导致切削不平稳；机床振动和外部振动的干扰等方面的原因也不可避免。加强加工现场的实时监控，保证冷却液的稳定供应，钻头的合理装夹等方面对控制孔心线偏斜有一定的效果。

4.2.2 被加工孔表面粗糙度研究

4.2.2.1 被加工孔表面粗糙度检测

对于钻削过程来说，影响被加工孔表面粗糙度的因素主要包括麻花钻结构参数、麻花钻的材料（包括基材和涂层）、切削用量、机床-夹具-刀具系统刚性以及切削液种类和冷却方式等。

一般来说，工件外表面的粗糙度检测很容易实现，但对于深孔内表面的粗糙度检测，则具有一定的难度。首先，许多零件的内孔直径小，长径比大，对这种深孔内表面粗糙度实施检测，会受到操作空间的限制。其次，由于内孔表面加工实施过程不同，经常导致内孔表面各处的粗糙度不尽相同，需在周向和轴向上进行粗糙度多点测量，才能对内孔表面粗糙度状况做出比较全面的评价。再者，通常的粗糙度检测导头如图 4.3(a)所示。当工件内孔较小时，或者工件轴线与测杆轴线不在同一垂直面内时，会产生导头某一侧与工件内圆表面接触，而导致触针悬空，从而使粗糙度检测无法完成。图 4.3(b)所示为专用的内孔粗糙度传感器导头，减少了触针与内孔的干涉，避免了当工件内孔较小或工件与测杆轴线偏离时导致触针悬空的问题。

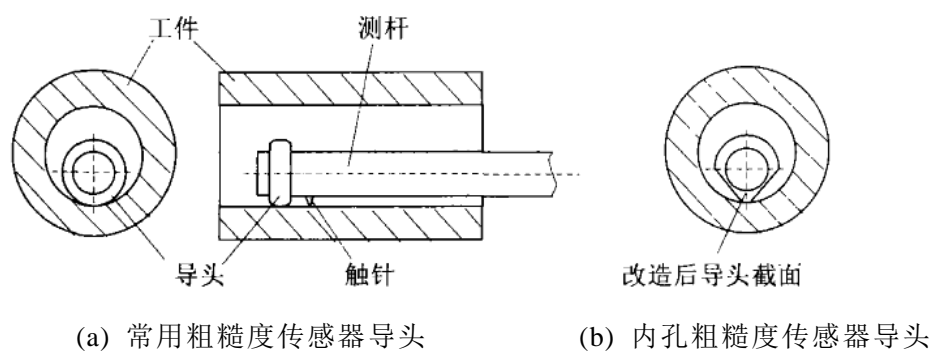


图 4.3 传感器测量导头对比

4.2.2.2 被加工孔表面粗糙度测试实验条件

实验机床为前文图 3.14 所示 MIKRON UCP1000 加工中心，机床主轴功率 23KW，最高转速 15000r/min，主轴接口为 HSK A-63，被加工材料为 45 钢 (HB220)。内孔表面粗糙度的测量设备为 TS120 内孔粗糙度传感器，TA 系列测量平台以及 DATAVIEW 分析软件，见图 4.4。



图 4.4 粗糙度测量仪器

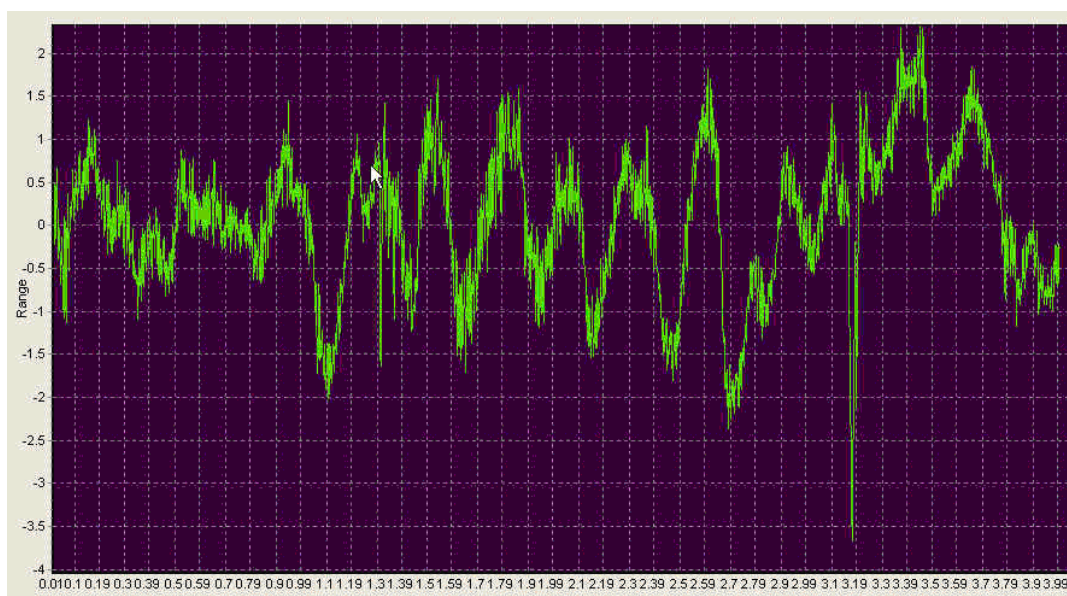


图 4.5 DataView 粗糙度分析

测量参数设置如下：取样长度 $l=0.8\text{mm}$ ；根据国标规定，评定长度 $L_n=5l$ ；测量量程为 $\pm 40\mu\text{m}$ 。测量时采用 ISO 测量标准、RC 滤波器，测量位置在孔深 10mm 处，每个位置重复测量五次，取其平均值作为粗糙度的测量值。图 4.5 所示为本实验所采集的典型内孔表面粗糙度信号。对所有实验数据进行整理，分析切削用量对内孔表面粗糙度的影响规律。

4.2.2.3 切削用量对被加工孔表面粗糙度的影响

1) 切削速度 V_c 对表面粗糙度 R_a 的影响

本实验刀具直径 $d=10\text{mm}$ 、芯厚增量 $K_t=-0.08\text{mm}$ ，根据实验结果绘制切削速度 V_c 对孔表面粗糙度 R_a 的影响折线如图 4.6 所示。

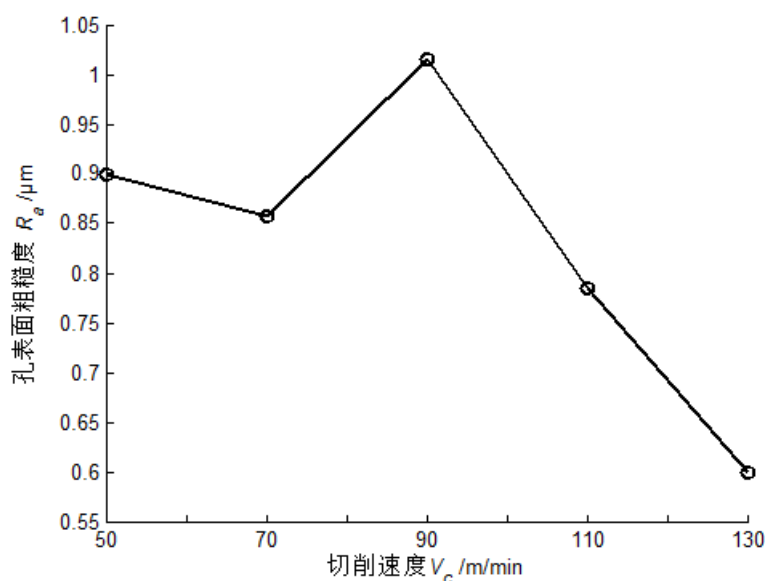


图 4.6 切削速度 V_c 对表面粗糙度 R_a 的影响

图中 5 个数据点表示在进给速度 $f=0.20\text{mm/r}$ ，钻削深度 $h=100\text{mm}$ 恒定不变的条件下，深孔麻花钻分别以 50m/min、70m/min、90m/min、110m/min 和 130m/min 的切削速度加工 5 个孔后，在距离孔口 10mm 处测得的内孔表面粗糙度值。

从该图可看出，在实验选择的切削速度范围内，当切削速度 $V_c < 90\text{m/min}$ 时，粗糙度值 R_a 变化较小（变化范围大致在 $0.86\mu\text{m} \sim 1.02\mu\text{m}$ 之间）；当切削速度 $V_c > 90\text{m/min}$ 时，粗糙度值 R_a 随着切削速度的增大而减小。这是因为，切削速度提高，切削刃参与切削的频率更高，切削纹路更密，故表面粗糙度降低。

2) 进给速度 f 对表面粗糙度 R_a 的影响

本实验刀具直径 $d=10\text{mm}$ 、芯厚增量 $K_t=-0.08\text{mm}$ ，根据实验结果绘制进给速度 f 对孔表面粗糙度 R_a 的影响折线如图 4.7 所示。

图中 5 个数据点表示在切削速度 $V_c=100\text{m/min}$ ，钻削深度 $h=100\text{mm}$ 恒定不变的条件下，深孔麻花钻分别以 0.08mm/r、0.12mm/r、0.18mm/r、0.24mm/r 和 0.30mm/r 的进给速度加工 5 个孔后，在距离孔口 10mm 处测得的内孔表面粗糙度值。

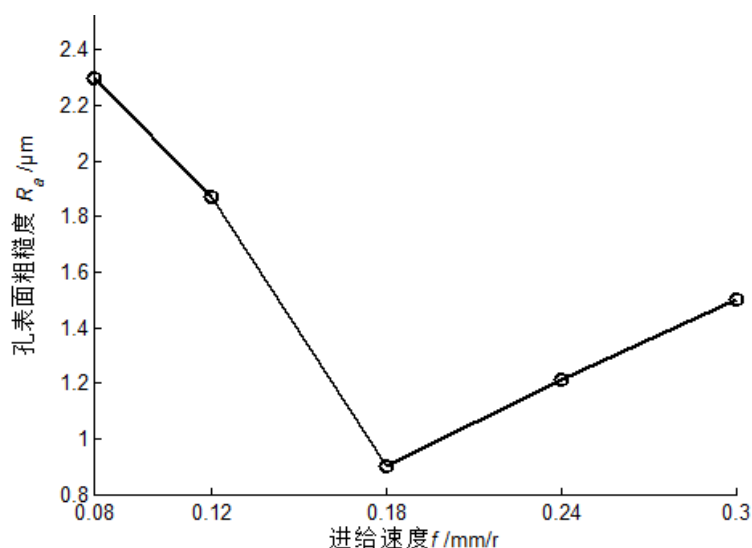


图 4.7 进给速度 f 对表面粗糙度 R_a 的影响

从图 4.7 中可以看出, 当进给速度 $f=0.08\text{mm/r}$ 时, 粗糙度值最大; 随着进给速度增大至 0.18mm/r , 粗糙度值明显减小; 当进给进一步增大到 0.30mm/r 时, 粗糙度 R_a 反而增大。这是因为钻削加工时, 工件材料存在回弹现象, 如果进给速度很小, 麻花钻后刀面将与已加工表面产生严重的摩擦, 从而导致被加工表面粗糙度值较大; 另一方面, 如果进给速度很大, 被加工表面将产生较大的残留面积, 同样会导致粗糙度值较大。因此, 从被加工孔表面粗糙度考虑, 进给量不能过大, 也不能过小, 应处于一个合理的中间水平。

3) 钻削深度 h 对表面粗糙度 R_a 的影响

本实验刀具直径 $d=10\text{mm}$ 、芯厚增量 $K_t=-0.08\text{mm}$, 根据实验结果绘制钻削深度 h 对孔表面粗糙度 R_a 的影响折线如图 4.8 所示。

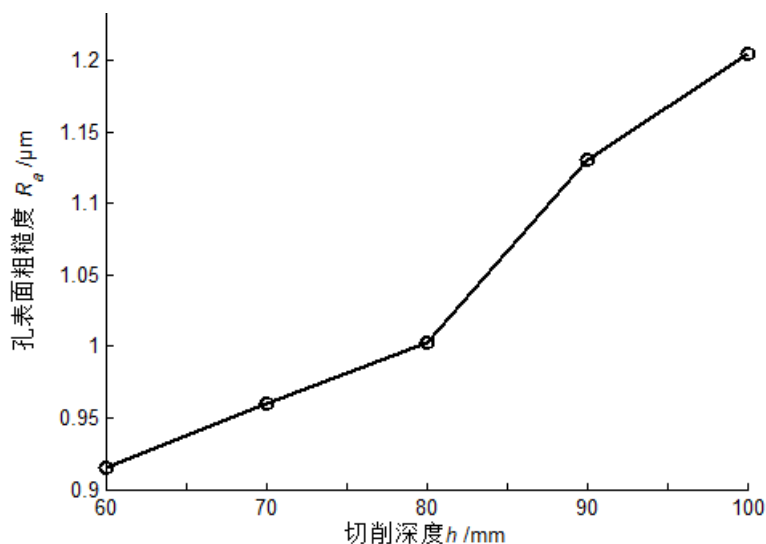


图 4.8 钻削深度 h 对表面粗糙度 R_a 的影响

图中 5 个数据点表示在切削速度 $V_c=100\text{m/min}$, 进给速度 $f=0.20\text{mm/r}$ 恒定不变的条件下, 深孔麻花钻分别以 60mm 、 70mm 、 80mm 、 90mm 和 100mm 的钻削深度加工 5 个孔后, 在距离孔口 10mm 处测得的内孔表面粗糙度值。

从图 4.8 可以看出,随着切削深度的增加,粗糙度逐渐增大。这是因为随着钻削深度的增加,排屑路程增大,造成切屑拥堵的可能性加大,切屑在排出过程中与孔壁之间的摩擦增多,从而导致内孔表面粗糙度增大。

总的来看,由切削速度、进给速度和钻削深度的变化引起的内孔表面粗糙度变化范围分别为为 $0.60\mu\text{m}\sim 1.02\mu\text{m}$ 、 $1.5\mu\text{m}\sim 2.3\mu\text{m}$ 、 $0.92\mu\text{m}\sim 1.21\mu\text{m}$ 。可见在本文选定的切削参数范围内,切削参数对孔加工表面粗糙度的影响强弱从大到小依次为:进给速度 f 、切削速度 V_c 、钻削深度 h 。

因此,对切削参数的选择要优先考虑进给速度 f ,进给速度应有一个合适的范围,太大或太小都可能导致被加工孔内表面粗糙度偏大。深孔加工中进给速度 f 的适用区间受切屑控制和切削力的共同影响,确定适用区间的范围是一个复杂的工程实践过程,需考虑工件材料、麻花钻几何结构、冷却条件、其它切削参数(切削速度等)、甚至加工方式(立钻、卧钻)等因素。

虽然切削速度 V_c 对深孔加工表面粗糙度的影响不如进给速度显著,但它严重影响深孔麻花钻对切屑的控制,如果切削速度选择不当,会造成切屑堵塞,以至于切屑与孔内表面产生刮擦,从而导致孔内表面粗糙度增大。通常,适当地提高切削速度,有利于改善被加工孔表面质量。

虽然钻削深度 h 的增加,被加工孔内表面粗糙度增加,但增加的幅度不大。以上分析对于深孔加工切削参数的选择有一定的指导意义。

4.2.3 被加工孔孔径扩大量研究

4.2.3.1 孔径扩大量测试实验条件

在钻削加工过程中,受刀具装夹、跳动、切削参数、工件材料以及冷却条件的影响,孔径 D 与刀具直径 d 一般不相同,其差值称为孔径扩大量。本次测试实验条件与孔粗糙度测试实验条件基本相同,孔径扩大量测量仪器为德国马尔的自定心内孔测量仪器 844K,它能实现孔径,圆度以及锥度的测量,如图 4.9 所示。



图 4.9 德国马尔 844K 内孔测量仪

实验中在距离孔口 5mm、25mm、45mm 的三个位置进行孔径检测,每个位置

上重复测量5次，计算出每次测量结果对应的孔径扩大量，取其5个数据的平均值作为该位置孔径扩大量的测量值。

4.2.3.2 切削用量对孔径扩大量的影响

1) 切削速度 V_c 对孔径扩大量的影响

本实验刀具直径 $d=10\text{mm}$ 、芯厚增量 $K_t=-0.08\text{mm}$ ，根据实验结果绘制切削速度 V_c 对孔径扩大量的影响折线如图 4.10 所示。图中的三条折线分别对应测量深度 5mm、25mm 和 45mm 处孔径扩大量的变化；每条折线上的 5 个数据点表示在进给速度 $f=0.20\text{mm/r}$ ，钻削深度 $h=100\text{mm}$ 恒定不变的条件下，深孔麻花钻分别以 50m/min、70m/min、90m/min、110m/min 和 130m/min 的切削速度加工 5 个孔后，在一定位置处测得的孔径扩大量。

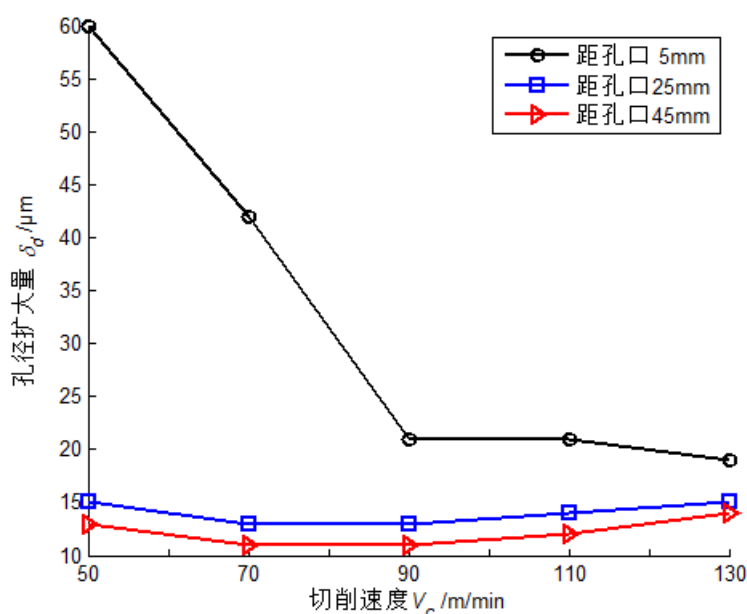


图 4.10 切削速度 V_c 对孔径扩大量的影响 ($K_t=-0.08\text{mm}$)

从图 4.10 可以看出，孔口处 ($L=5\text{mm}$) 的孔径扩大量明显比其他位置大，且随着测量深度的增加，孔径扩大量逐渐减小。当测量深度 $L=5\text{mm}$ 时，孔径扩大量很大，且随着切削速度的增大，孔径扩大量有减小的趋势；当测量深度 $L=25\text{mm}$ 或 45mm 时，切削速度对孔径扩大量的影响很小。另外，在本实验选定的切削速度范围内，当 V_c 增大到一定程度（大于 90m/min）后，孔径扩大量基本不变。

2) 进给速度 f 对孔径扩大量的影响

本实验刀具直径 $d=10\text{mm}$ 、芯厚增量 $K_t=-0.08\text{mm}$ ，根据实验结果绘制进给速度 f 对孔径扩大量的影响折线如图 4.11 所示。图中的三条折线分别对应测量深度 5mm、25mm 和 45mm 处孔径扩大量的变化；每条折线上的 5 个数据点表示在切削速度 $V_c=100\text{m/min}$ ，钻削深度 $h=100\text{mm}$ 恒定不变的条件下，深孔麻花钻分别以 0.08mm/r、0.12mm/r、0.18mm/r、0.24mm/r 和 0.30mm/r 的进给速度加工 5 个孔后，在一定位置处测得的孔径扩大量。

从图 4.11 可以看出, 孔口处 ($L=5\text{mm}$) 的孔径扩大量明显比其他位置大。当测量深度 $L=5\text{mm}$ 时, 进给速度对该深度处的孔径扩大量影响较大, 且随着进给速度的增大, 孔径扩大量有减小的趋势, 当进给速度增大到 0.18mm/r 后, 孔径扩大量几乎不变; 当测量深度 $L=25\text{mm}$ 或 45mm 时, 进给速度对孔径扩大量的影响非常小, 改变进给速度, 孔径扩大量几乎不变。

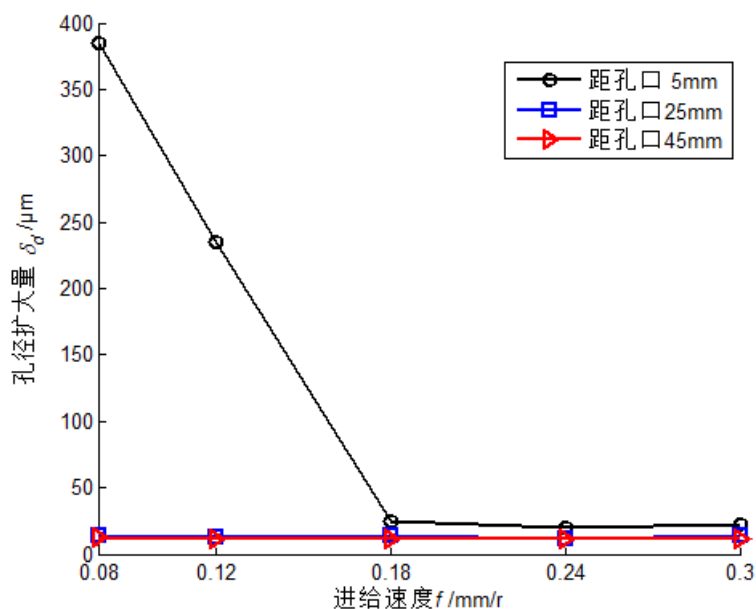


图 4.11 进给速度 f 对孔径扩大量的影响 ($K_t=-0.08\text{mm}$)

3) 钻削深度 h 对孔径扩大量的影响

本实验刀具直径 $d=10\text{mm}$ 、芯厚增量 $K_t=-0.08\text{mm}$, 根据实验结果绘制钻削深度 h 对孔径扩大量的影响折线如图 4.12 所示。

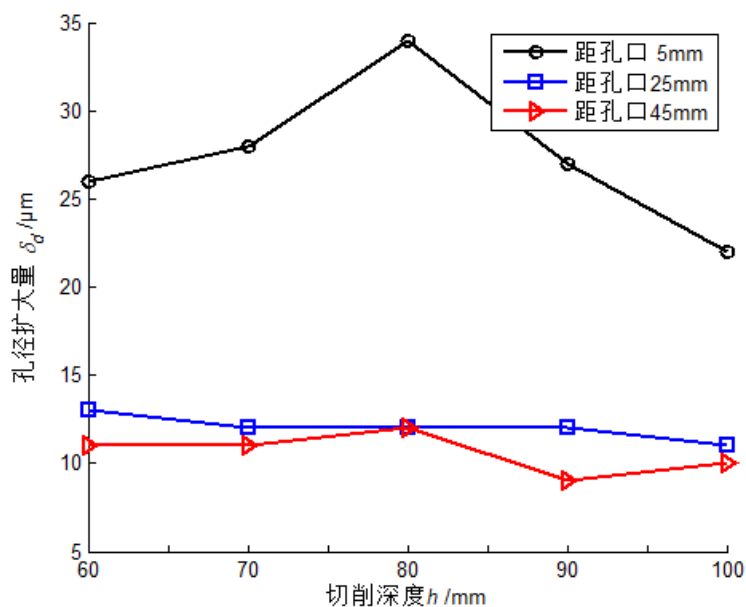


图 4.12 钻削深度 h 对孔径扩大量的影响 ($K_t=-0.08\text{mm}$)

图中的三条折线分别对应测量深度 5mm 、 25mm 和 45mm 处孔径扩大量的变

化；每条折线上的 5 个数据点表示在切削速度 $V_c=100\text{m/min}$ ，进给速度 $f=0.20\text{mm/r}$ 恒定不变的条件下，深孔麻花钻分别以 60mm、70mm、80mm、90mm 和 100mm 的钻削深度加工 5 个孔后，在一定位置处测得的孔径扩大量。

从图 4.12 可以看出，孔口处 ($L=5\text{mm}$) 的孔径扩大量明显比其他位置大，且随着测量深度的增加，孔径扩大量逐渐减小。当测量深度 $L=5\text{mm}$ 时，钻削深度对该深度处的孔径扩大量影响较大，且随着进给速度的增大，孔径扩大量先增加后减小；当测量深度 $L=25\text{mm}$ 或 45mm 时，进给速度对孔径扩大量的影响较小。

4) 芯厚增量 K_t 对孔径扩大量的影响

本实验孔径扩大量的测量位置为距离孔口 5mm 处，刀具直径 $d=10\text{mm}$ 、芯厚增量有三种，分别为 -0.08mm 、 -0.05mm 和 -0.03mm ，根据实验结果绘制芯厚增量 K_t 对孔径扩大量的影响折线如图 4.13 所示。

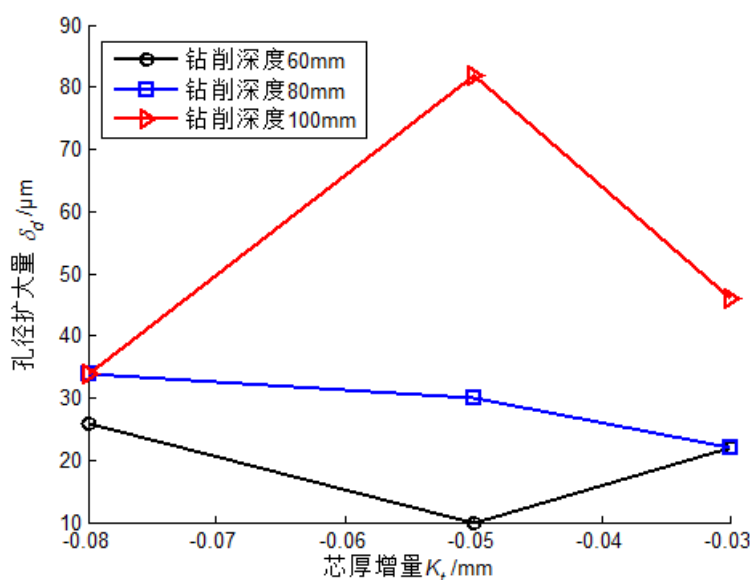


图 4.13 芯厚增量 K_t 对孔径扩大量的影响

图中的三条折线分别对应钻削深度 60mm、80mm 和 100mm 时孔径扩大量的变化；每条折线上的 3 个数据点分别表示三种不同芯厚增量的刀具以切削速度 $V_c=100\text{m/min}$ ，进给速度 $f=0.20\text{mm/r}$ 加工 3 个孔后，在距离孔口 10mm 处测得的孔径扩大量。

可以看出，随着钻削深度 h 的增加，不论芯厚增量 K_t 如何取值，孔径扩大量都有增大的趋势；但是，芯厚增量 K_t 对扩大量的影响无明显规律。

综上所述切削参数对孔径扩大量的影响存在如下特点：

1) 随着测量深度的减小，孔径扩大量增大，而且在测量深度为 5mm 的孔口处，孔径扩大量很大。这是因为在此切削状态下，刀具切削时的刚性最差，切削刃产生的偏移于其回转轴的变形最大，因此，孔径扩大量最大。

2) 在孔口处，切削速度较小时孔径扩大量反而很大，且随着切削速度的增大，进给速度的增大，孔径扩大量减小；随着切削深度的增加，孔径扩大量增大。当

测量深度较大时，切削参数对孔径扩大量的影响很小。另外，芯厚增量对孔径扩大量的影响并无明显规律。

4.3 新型深孔麻花钻失效机理的实验研究

深孔麻花钻的失效形式主要为正常磨损和破损。加工过程中深孔麻花钻产生磨损或破损失效后，被加工表面粗糙度将显著上升，孔尺寸超差，切削温度上升，切削力增大，伴随振动加剧和出现切削噪声，严重影响着加工质量、效率和效益，因此，有必要了解麻花钻的失效机理、分析磨损产生的原因及磨损形态和规律，为提高麻花钻耐用度和选择合适的切削条件奠定理论基础。

4.3.1 深孔麻花钻的一般失效形式

深孔钻头是在封闭或者半封闭状态下工作，工作环境温度高、压力大，切削工况较普通钻削、车削及铣削恶劣，这也使得切削过程中的摩擦、磨损、破损等一系列问题具有显著的特殊性^[146]。

深孔麻花钻产生磨损的原因极为复杂，是机械、物理、化学和刀具几何结构等各因素综合作用的结果，其磨损类型主要有磨料磨损、粘结磨损、扩散磨损和化学磨损。

磨料磨损是因工件材料中含有较多的硬质点从而对麻花钻造成的磨损，其磨损量与滑动距离或切削距离成正比。虽然各种切削速度下，磨料磨损现象都存在，但它是低速工作时麻花钻的主要磨损形式。由于硬质合金麻花钻基体材质硬度较高，较难被硬质点划伤，故难以发生磨料磨损现象。

粘结磨损是高温高压条件下，钻头与工件材料发生原子尺度范围内的吸附作用，在摩擦区域的实际接触面上，麻花钻材料的晶粒因受剪或受拉被对方带走的一种磨损现象。硬质合金钻头在加工较软材料时，容易形成积屑瘤，从而产生粘结磨损现象，如图4.14所示。

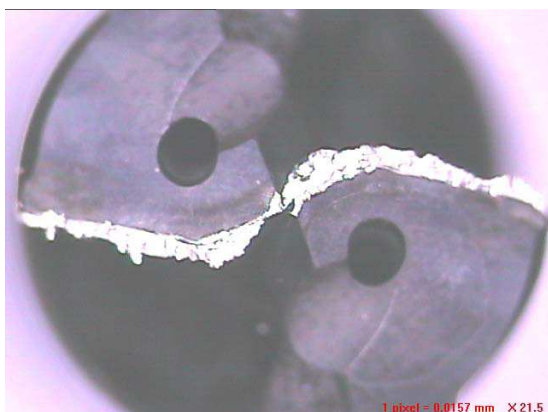


图 4.14 粘结磨损

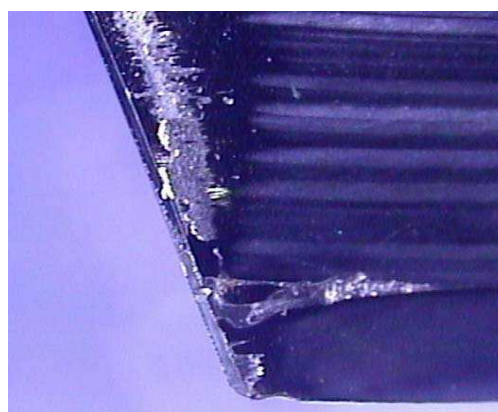


图 4.15 扩散磨损

扩散磨损是高温或高压条件下，切削刃与刚加工形成的具有强烈化学活性的

已加工表面接触，固态化学元素在高温作用下互相扩散，使钻头材料变脆弱，形成磨损，如图4.15所示。切削钢材时温度高达 $800^{\circ}\text{C}\sim 1000^{\circ}\text{C}$ 以上，扩散磨损是硬质合金钻头的主要磨损原因之一。

化学磨损是麻花钻基体材质与切削区域内的某些其他介质发生化学作用，在刀具表面形成一层硬度较低的化合物，并被切屑带走，或钻头材质被某种介质腐蚀脱离的一种现象。化学磨损与工件材料、钻头基材、周边介质及切削速度等因素密切相关。

相对于磨损而言，破损是一种非正常的磨损，其形成是由于钻削力和钻削热的综合作用，且通常导致深孔麻花钻的切削能力丧失。麻花钻破损的形式有剥落破损（见图4.16）、崩刃破损（见图4.17）、刀具折断、冲击破损（见图4.18）、疲劳破损等。



图 4.16 后刀面剥落



图 4.17 主切削刃崩刃



图 4.18 冲击破损

4.3.2 新型深孔麻花钻耐磨损系统实验

为全面了解新型深孔麻花钻加工灰口铸铁、球磨铸铁和合金钢等各种不同材质时的磨损特性，初步探讨新型深孔麻花钻的失效机理，针对 HT200、QT500、和 42CrMo 三种材料进行耐磨损实验研究。

4.3.2.1 耐磨损实验通用技术条件

本系统实验均在前文图 3.14 所示 MIKRON UCP1000 加工中心上完成。另外，由于深孔钻削不同于普通的钻削，在冷却方式、装夹及钻削加工方法方面有其特殊的要求。

1) 冷却方式。要想提高深孔钻削效率，实现连续钻削加工，必须使用乳化液内冷却加工方式。当钻削深度为 $5d$ (d 为刀具的刃径) 以上时，冷却液的压力不低于 10MPa；当钻削深度为 $15d$ 以上时，切削液的压力不低于 30MPa；当钻削高合金钢等材料时，宜提高乳化液的浓度。本实验钻孔深度为 $8d\sim12d$ ，切削液压力为 20MPa。

2) 装夹要求。深孔麻花钻的装夹，推荐使用热胀刀柄或液压刀柄，装夹跳动应控制在 0.02mm 以内。如果加工的工况条件不能满足要求，可适当降低切削速度，以降低因钻头跳动大导致孔的加工质量不能满足加工要求的可能性。如果工艺系统刚性较差，也应适当降低切削速度，以防钻头在切削初期失效。本实验采用热胀刀柄，并严格保证装夹跳动应控制在 0.02mm 以内。

3) 钻削加工工艺。深孔钻削需要钻引导孔（或定心孔），以解决深孔钻在入钻时的定心不稳、钻偏甚至折断的问题。根据已有的实践实验，本实验采用如下深孔钻削工艺：a) 钻引导孔，引导孔孔径不宜过大，以免削弱孔的定心及导向作用，实验中引导孔的孔径比深孔麻花钻的切削刃径大 0.03~0.05mm，深度为孔径的 1~3 倍。b) 在机床主轴保持转动的前提下，深孔钻以低于进给速度 20%~40% 的速度进入引导孔，直至距离引导孔底部 2mm 左右处停止进刀。c) 启动机床冷却系统，按推荐的切削速度，一次进给完成孔深的加工。d) 在达到要求的钻削深度时，降低转速，将深孔钻退出孔外。

4.3.2.2 8D-D6.0 麻花钻加工球墨铸铁的耐磨损实验

本实验刀具为 8 倍径系列 $\phi 6$ 新型内冷深孔麻花钻，实验条件见表 4.5。

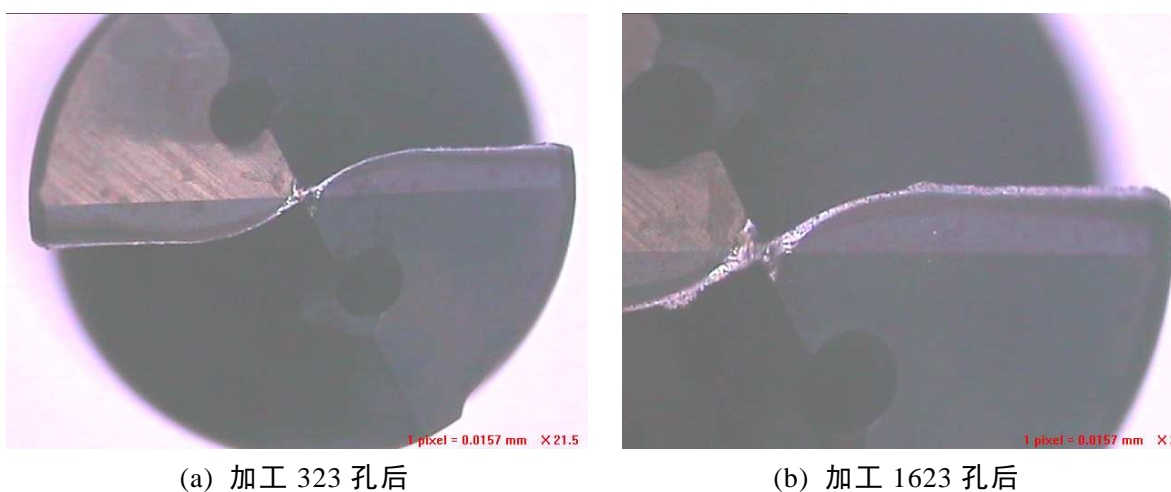
表 4.5 8D-D6.0 麻花钻加工 QT500 耐磨损实验条件

实验刀具				工件材料		切削参数		
型号	基材	涂层	数量	材质	硬度	n (r/min)	f (mm/min)	h (mm)
8D-D6.0	K20	TiAlN	1 支	QT500	HB270	5308	800	48

整个切削试验过程中，机床载荷稳定，切削较平稳。切屑均为类圆锥型切屑，如图 4.19 所示。钻头在加工 323 个孔后，钻头刃口磨损轻微，钻尖磨损如图 4.20(a) 所示。钻头在加工完第 1623 个孔后，暂停实验，此时麻花钻刃口磨损量非常均匀，仅横刃存在较明显磨损，如图 4.20(b)所示，但钻头可继续使用。



图 4.19 球墨铸铁锥型切屑



(a) 加工 323 孔后

(b) 加工 1623 孔后

图 4.20 不同时刻的钻尖磨损情况（加工 QT500）

从切削试验过程来看出，8D-D6.0 产品在切削球墨铸铁时的主要现象有：

- 1) 机床主轴负载数值稳定保持在 4%~10%之间，切削平稳，机床无明显振动。
- 2) 刀具横刃部分磨损明显，主切削刃部分磨损均匀，但随着钻孔数量的增加，磨损量并未均匀增大。由图 4.20 可见有较少切屑粘接在钻尖刃口上，即形成了积屑瘤，发生了粘接磨损。由上可见，虽然钻头在钻削时有内部冷却，但冷却液不能到达切削区域，在高温高压条件下，钻头与工件材料发生了原子尺度范围内的吸附作用，在摩擦区域的实际接触面上，麻花钻材料的晶粒因受剪或受拉被工件带走，致使刃口形成磨损。此外，刃口的后刀面存在扩散磨损，在钻削过程中，切削刃后面与刚加工形成的具有强烈化学活性的孔底面接触，固态化学元素在高温作用下互相扩散，使钻头材料变脆弱，形成扩散磨损。钻头的失效，一般为切削刃后面磨损失效，所以说，扩散磨损是硬质合金钻头的主要磨损形式。

- 3) 刃带靠近钻尖部分，即主、副切削刃连接处磨损非常明显。

- 4) 螺旋槽内靠近钻尖主切削刃区域存在明显的排屑痕迹。

整体看来，8D-D6.0 产品在加工球墨铸铁时，切削稳定性好，麻花钻磨损均匀增大，磨损过程稳定，表现出了很好的加工稳定性及耐磨性能。

4.3.2.3 8D-D3.0 麻花钻加工 42CrMo 的耐磨损实验

本实验刀具为 8 倍径系列 $\phi 3$ 新型内冷深孔麻花钻，实验条件见表 4.6。四支刀具分别编号为 1#、2#、3#和 4#，其中 1#和 4#刀具的切削参数为表 4.6 中的较小参数，2#和 3#刀具的切削参数为表 4.6 中的较大参数。

表 4.6 8D-D3.0 麻花钻加工 42CrMo 耐磨损实验条件

实验刀具				工件材料		切削参数		
型号	基材	涂层	数量	材质	硬度	n (r/min)	f (mm/min)	h (mm)
8D-D3.0	K20	TiAlN	4 支	42CrMo	HRC30	8488	849	24
						10610	1591	24

A、按第一组切削参数（较小参数）进行实验的过程及分析

机床负载为 2%~3%左右，无明显振动，断屑排屑良好，切屑如图 4.21 所示。

1#钻头在加工过程中断屑情况良好，加工 330 个孔后钻尖存在轻微磨损，如图 4.22(a)所示。加工 1540 个孔后停止实验，此时钻尖及靠近横刃处的磨损情况如图 4.22(b)所示，但刀具还可继续使用。

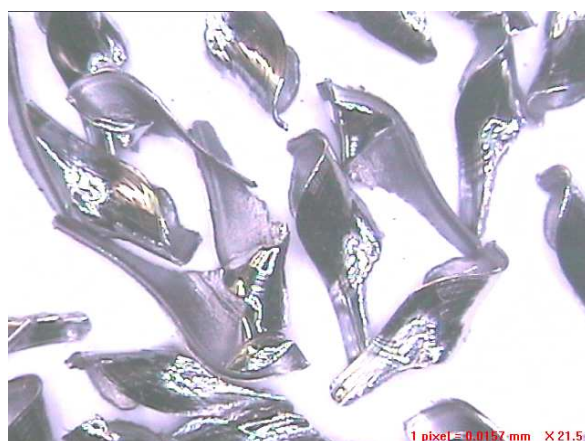


图 4.21 42CrMo 切屑（按第一组参数切削）



(a) 加工 330 孔后

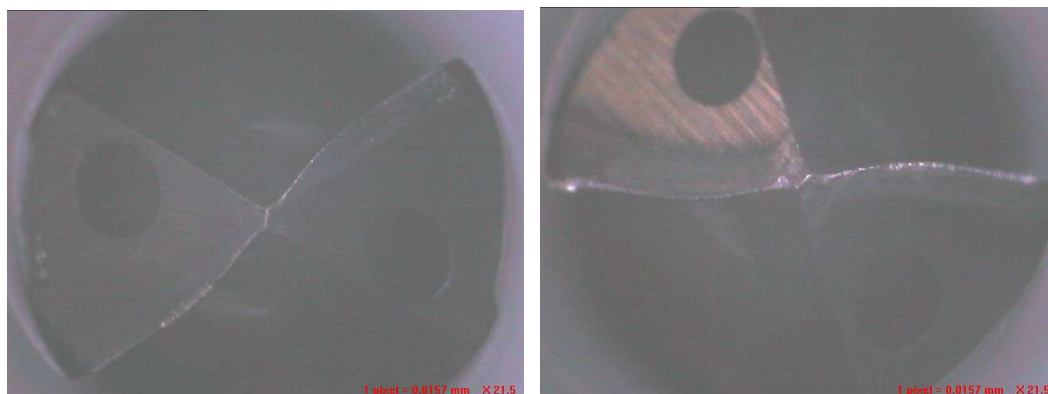


(b) 加工 1540 孔后

图 4.22 1#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）

4#钻头加工过程中断屑情况良好，加工 440 孔后钻尖仅有轻微磨损，钻尖及横刃部分的磨损情况如图 4.23(a)所示。钻头加工 1540 个孔后，相对于加工 1320

孔时钻头刃口磨损量并无急剧增加现象，此时钻尖及横刃磨损情况如图 4.23(b)所示。停止实验，刀具还可继续加工。



(a) 加工 440 孔后

(b) 加工 1540 孔后

图 4.23 4#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）

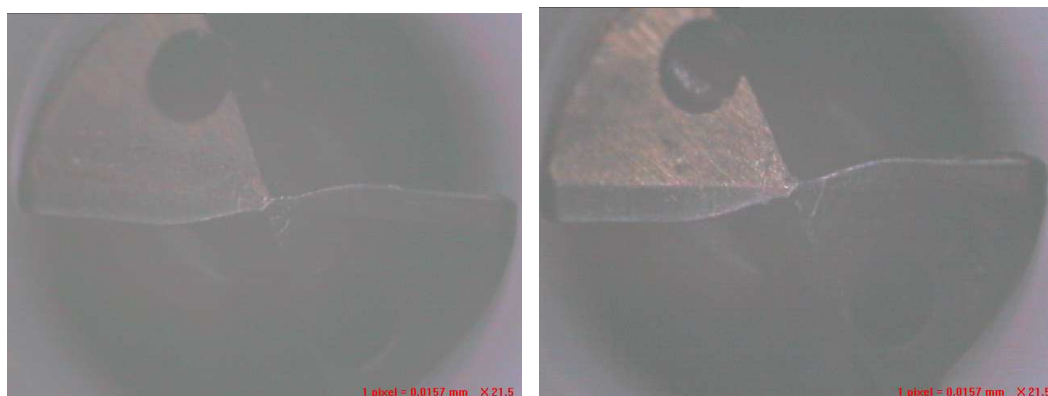
B、按第二组切削参数（较大参数）进行实验的过程及分析

机床主轴载荷为 2%~5%，机床无明显振动，断屑排屑良好，偶有蓝黑烧灼切屑出现，如图 4.24 所示。



图 4.24 42CrMo 切屑（按第二组参数切削）

3#钻头在加工 440 个孔后，主切削刃及内刃存在轻微磨损。钻尖及横刃磨损情况如图 4.25(a)所示。3#钻头在加工 1650 个孔后，刀具所有刃口磨损较明显但不严重如图 4.25(b)所示。加工中切屑呈“C”型，停止实验时刀具仍可继续使用。

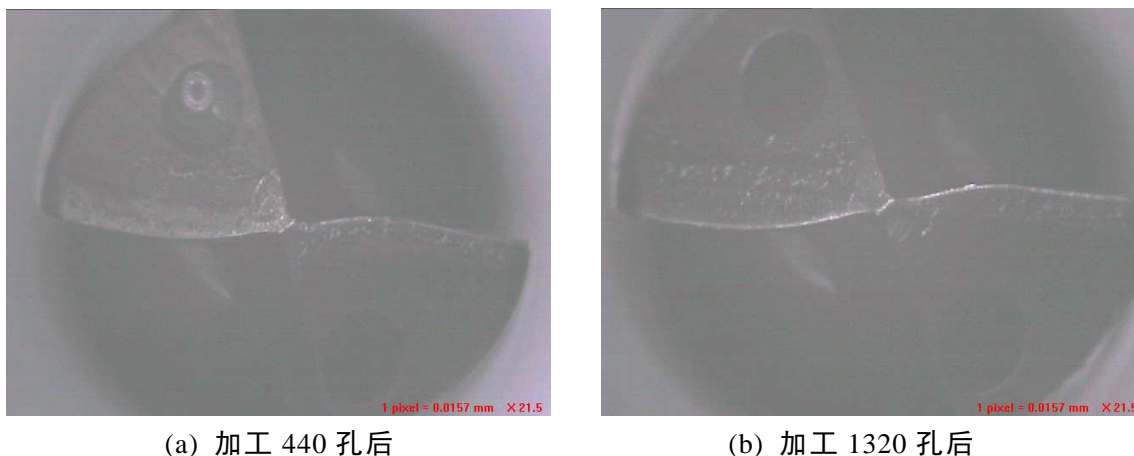


(a) 加工 440 孔后

(b) 加工 1650 孔后

图 4.25 3#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）

2#钻头在加工 660 个孔后，主切削刃及内刃磨损轻微，钻尖及横刃磨损情况如图 4.26(a)所示。2#钻头在加工 1320 个孔后，主切削刃及内刃磨损轻微，如图 4.26(b)所示，但出现较长切屑（见图 4.27）。通过观测钻头刃口，发现倒角处磨损明显，已呈现圆化状态，影响了切屑的断裂。蓝黑色切屑呈现烧灼状态，是由于切削热不能及时散出，导致切屑高温氧化。



(a) 加工 440 孔后

(b) 加工 1320 孔后

图 4.26 2#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）

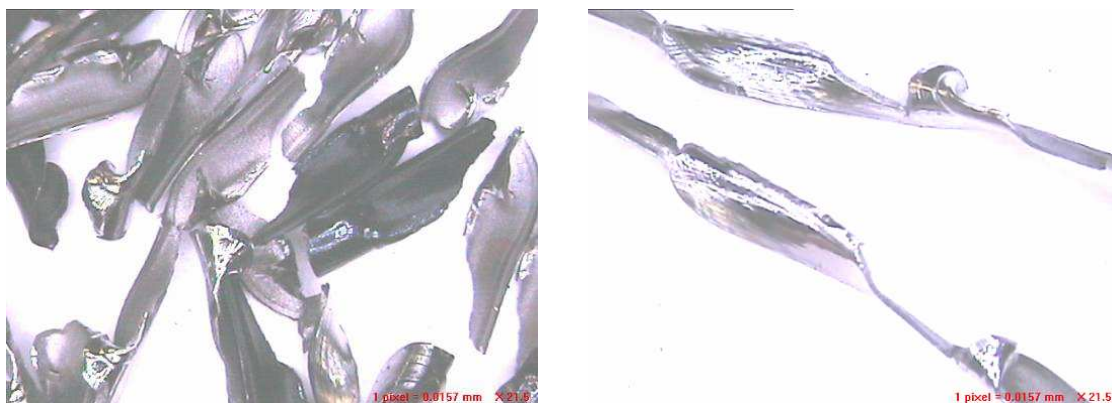


图 4.27 2#钻头加工 1320 个孔后出现的长屑（42CrMo）

8D-D3.0 深孔麻花钻在整个切削试验过程中的现象主要有：

1) 钻削过程中，机床主轴负载小。在切削速度跟进给速度提高的前提下，虽然机床负载稳定上升，但钻头仍然表现出较好的切削性能。

2) 钻头刃口磨损小。横刃、内刃、主切削刃部分磨损均匀，但随着钻孔数量的增加，磨损量并未均匀增大。测量数据显示：4 支钻头主切削刃处磨损均在 0.05mm~0.06mm 之间。对钻尖刃口的观测结果显示：8D-D3.0 新型深孔钻在钻削 42CrMo 时刃口磨损主要表现为轻微粘结磨损，由图 4.23、4.26 可见有较少切屑粘接在钻尖刃口上，此外刃口处还存在有扩散磨损，扩散磨损是硬质合金钻头的主要磨损形式。

3) 8D-D3.0 麻花钻是在 8D-D6.0 新型深孔麻花钻基础上系列化设计所得，本实验也验证系列化设计方法的可靠性。

4.3.2.4 12D-D6.0 麻花钻加工灰口铸铁的耐磨损实验

本实验刀具为 12 倍径系列 $\phi 6$ 新型内冷深孔麻花钻，实验条件见表 4.7。

表 4.7 12D-D6.0 麻花钻加工 HT200 耐磨损实验条件

实验刀具				工件材料		切削参数		
型号	基材	涂层	数量	材质	硬度	n (r/min)	f (mm/min)	h (mm)
12D-D6.0	K20	TiAlN	1 支	HT200	HB180	4246	637	72

整个切削试验过程中，机床载荷稳定在 5%~8%，切削过程较平稳。形成的切屑大部分为崩碎形切屑，但有少量锥形切屑，如图 4.28 所示。



图 4.28 灰口铸铁锥形切屑

麻花钻在加工 382 个孔后，钻头刃口磨损均匀且明显，刃口轻微粘屑。钻尖磨损如图 4.29(a)所示。加工 1292 个孔后，横刃、内刃及主切削刃磨损非常均匀，未出现崩刃等现象如图 4.29(b)所示。切屑形状与前述基本相同，钻头可继续使用。



(a) 加工 382 孔后



(b) 加工 1292 孔后

图 4.29 麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 HT200）

从钻头的切削试验情况来看出，12D-D6.0 深孔麻花钻在切削 HT200 的过程中的现象主要有：

1) 切削过程中振动很小，机床负载稳定，切削平稳，切削材料虽偶有砂眼但未对钻头造成严重影响。

2) 钻头横刃、内刃、主切削刃部分磨损均匀,但随着钻孔数量的增加,磨损量并未均匀增大。对钻尖刃口的观测结果显示:12D-D6.0 钻头在钻削 HT200 时刃口磨损主要表现为轻微的粘结磨损,由图 4.29 可见有较少切屑粘接在钻尖刃口上,此外刃口处还存在有扩散磨损,扩散磨损是硬质合金钻头的主要磨损形式。

4.3.2.5 12D-D10.0 麻花钻加工 42CrMo 的耐磨损实验

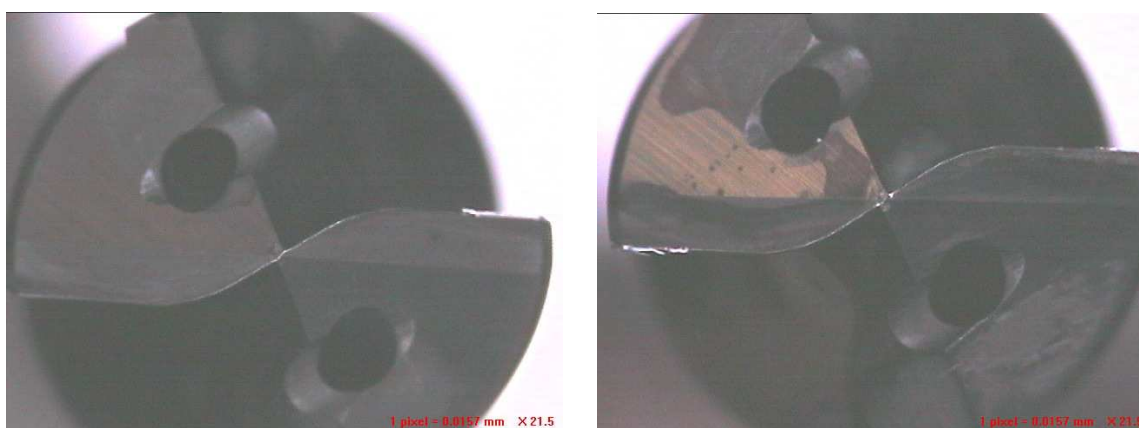
本实验刀具为 12 倍径系列 $\phi 10$ 新型内冷深孔麻花钻,实验条件见下表 4.8。两支刀具分别编号为 1#和 2#,其中 1#刀具的切削参数为表 4.8 中的较小参数,2#刀具的切削参数为表 4.8 中的较大参数。

表 4.8 12D-D10.0 麻花钻加工 42CrMo 耐磨损实验条件

实验刀具				工件材料		切削参数		
型号	基材	涂层	数量	材质	硬度	n (r/min)	f (mm/min)	h (mm)
12D-D10.0	K20	TiAlN	2 支	42CrMo	HRC34	2547	509	120
						3184	955	120

A、按第一组切削参数（较小参数）进行实验的过程及分析

按此组切削参数试验,钻孔过程中,机床偶有较严重振动,断屑排屑较好,1#钻头在加工 77 个孔后钻尖磨损轻微如图 4.30(a)所示,钻头断屑情况良好。1#钻头在加工 623 个孔后,主切削刃靠外缘部分轻微粘屑,磨损较轻微,钻头断屑排屑正常,钻尖磨损状况如图 4.30(b)所示。



(a) 加工 77 孔后

(b) 加工 623 孔后

图 4.30 1#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）

1#钻头在加工 663 个孔时,钻头突然折断,折断处距槽尾约 30mm (槽长 132mm)。观察麻花钻断刀时的切削状态发现容屑槽内堵塞切屑,通过分析该现象,认为导致该钻头折断的原因可能为:钻削过程中切削刃碰到材料的硬质点,导致刃口崩缺,致使加工过程不断屑引起容屑槽堵塞,造成切削扭矩急剧增大。

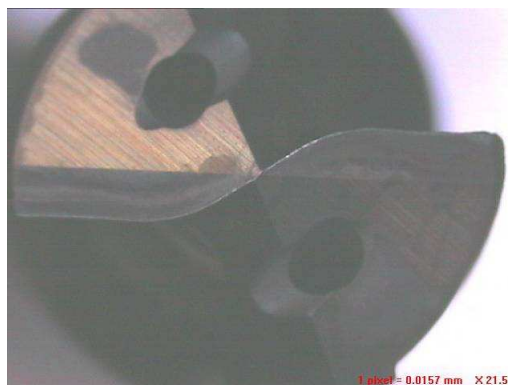
B、按第二组切削参数（较大参数）进行实验的过程及分析

按此组切削参数进行实验,机床载荷维持在 15%~23%之间,断屑排屑效果好,

钻头刃口磨损均匀，且无崩缺，但机床偶有明显振动发生，其原因可能为材料不均匀造成切削力波动。2#钻头在加工 78 孔后，主切削刃及内刃磨损轻微，钻尖及横刃磨损情况如图 4.31(a)所示。加工 156 个孔后，钻头所有刃口磨损轻微，钻尖处磨损情况如图 4.31(b)所示。加工 312 个孔后，钻尖处及主切削刃磨损情况如图 4.31(c)和 4.31(d)所示。加工 372 孔时，钻头突然折断，折断处距槽尾约 60mm。观察麻花钻断刀时的切削状态发现容屑槽内堵塞切屑，通过分析该现象，认为导致该钻头折断的原因可能为：钻削过程中切削刃碰到材料的硬质点，导致刃口崩缺，致使加工过程不断屑引起容屑槽堵塞，造成切削扭矩急剧增大。



(a) 加工 78 孔后



(b) 加工 156 孔后



(c) 加工 312 孔后



(d) 加工 312 孔后主切削刃

图 4.31 2#麻花钻不同时刻的磨损情况（加工 42CrMo）

12D-D10.0 深孔麻花钻在整个切削试验过程中的主要现象有：

1) 钻削过程中，机床负载较稳定（ $20\% \pm 5\%$ ）。在切削速度跟进给速度提升的前提下，机床负载上升幅度不大，钻削过程较平稳，虽然偶有振动较大、噪声明显的现象，但应为板料材质不均导致。

2) 钻头刃口磨损小。钻头横刃、内刃、主切削刃部分磨损均匀且磨损量不大。对钻尖刃口的观测结果显示：12D-D10.0 钻头在钻削 42CrMo 时刃口磨损主要表现为轻微粘结磨损，此外刃口处还存在有扩散磨损，扩散磨损是硬质合金钻头的主要磨损形式之一。两支钻头均出现折断破损，其原因可能为被加工材料不均匀，在切削过程中遇到硬质点，造成刃口崩刃，致使钻头不能正常断屑，最终堵屑导

致钻头扭断。其原因也可能为拍摄钻头磨损照片后重复装夹跳动太大，当加工到一定深度时被加工孔轴线偏斜现象恶化，导致钻头折断。

3) 12D-D10.0 钻头为在 12D-D6.0 新型深孔麻花钻基础上系列化设计所得，本实验也验证系列化设计的可靠性。

4.3.2.6 8D-D6.0 麻花钻与三菱 MWS0600X8DB 钻头耐磨损对比试验

本实验所用钻头为 8 倍径系列 $\phi 6.0$ 麻花钻，实验条件见表 4.9。试验钻头共 4 支，其中相同结构的新型深孔麻花钻 2 支，编号分别为 1#、4#；相同结构的三菱 MWS0600X8DB 钻头 2 支，分别标刻 1916006、1916018。

表 4.9 8D-D6.0 麻花钻加工 42CrMo 耐磨损实验条件

实验刀具			工件材料		切削参数		
型号	基材	涂层	材质	硬度	n (r/min)	f (mm/min)	h (mm)
8D-D6.0	K20	TiAlN	42CrMo	HRC38	5308	800	48
MWS0600X8DB	VP15TF	三菱涂层					

切削试验过程中各支刀具出现的试验现象分别描述如下：

新型深孔麻花钻 4#加工完第 763 个孔后，钻头一侧刃口局部产生崩缺导致失效（产生该现象的原因可能为被加工材料存在硬质点），该刃口其余部位和另一切削刃仅出现轻微磨损，且磨损量非常均匀，钻尖磨损如图 4.32(a)所示。

三菱 MWS0600X8DB-1916018 钻头加工完第 631 个孔，机床负载增大，振动明显，停止实验。此时，钻头一侧主刃磨损严重，两条主刃粘屑明显，钻尖磨损如图 4.32(b)所示。

新型深孔麻花钻 1#加工完第 1133 个孔后，一侧主刃有较明显磨损，有较长切屑出现，但未缠屑，钻尖磨损如图 4.32(c)所示。

三菱 MWS0600X8DB-1916006 钻头加工完第 1010 个孔，钻头出现断屑困难情况，长切屑缠绕刀体，钻尖磨损如图 4.32(d)所示。

为对比麻花钻切削性能，将 4 支麻花钻分为两组进行对比，其中两支钻孔数量较少的钻头分为第一组，两支钻孔数量较多的钻头分为第二组。从麻花钻刃口耐磨性的角度看，第一组钻头中 4#钻头虽然一侧切削刃出现崩缺，但产生该现象的原因很可能为 42CrMo 材料存在硬质点，因为麻花钻刃口其余部位磨损非常小，而三菱 1916018 麻花钻刃口磨损明显更严重。比较来看，4#钻头具有较好的耐磨性能。第二组钻头两支钻头加工孔的数量相近，且失效形式均为磨损失效。比较来看，1916006 钻头刃口磨损较 1#钻头严重。

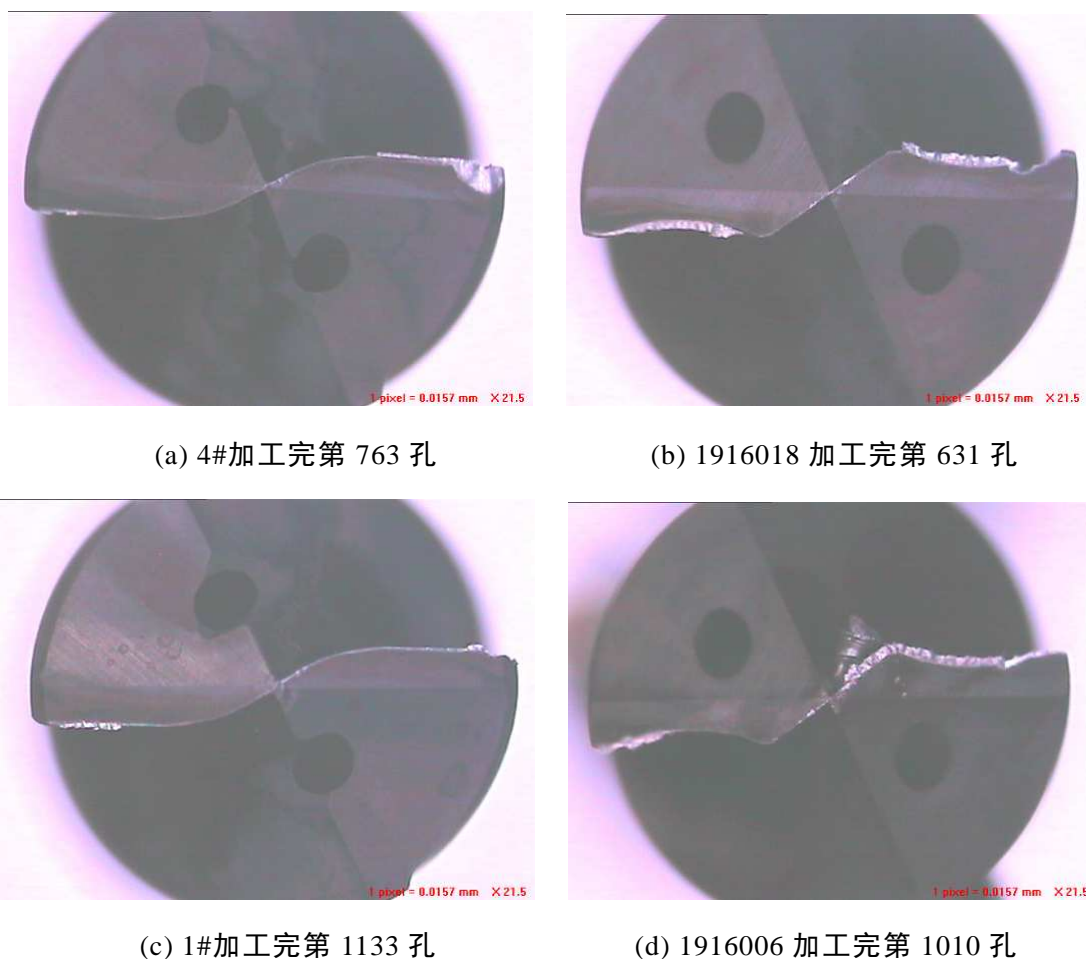


图 4.32 8D-6.0 新型深孔麻花钻与三菱钻尖磨损对比

综上所述可得出结论：在相同的加工工况下，8D-D6.0 钻头的耐磨性能略优于三菱同类型系列产品的耐磨性能。

4.3.3 新型深孔麻花钻的主要失效形式

通过前文的实验研究，总结新型深孔麻花钻的主要失效包括正常磨损失效和破损失效。其中正常磨损失效又分为前刀面月牙洼磨损失效、后刀面磨损失效和边界沟槽磨损失效。破损失效包括崩刃、剥落和断裂等几种形式。

新型深孔麻花钻前刀面月牙洼磨损是刀具以较高的切削速度和较大的切削厚度加工塑性金属时，切屑在形成过程中与前刀面产生剧烈摩擦，导致前刀面切削区域持续承受高温高压的作用，并产生前刀面区域基体材料被切屑带走的一种热磨损现象，如图4.33所示。前刀面月牙洼磨损是热磨损作用的一种典型失效形式，也是粘结磨损的一种主要形式。

后刀面磨损是接触区内麻花钻后刀面与工件待加工表面相互摩擦而造成的，在实际切削过程中，刀具刃口在该区域与已加工表面也存在摩擦作用，摩擦作用的强弱与切屑的排出情况及刀具后刀面角度大小有关。发生刀具后刀面磨损时，磨损区域会产生平行于刃口的带状摩擦痕，如图4.34所示。随着后刀面磨损带宽度

的增加，切削力增大，温度升高，刃口局部或主、副切削刃转角处会发生急剧磨损，进而会引起刀具径向尺寸减小，使孔的尺寸发生变化，降低了钻孔质量。



图 4.33 麻花钻前刀面月牙洼磨损



图 4.34 麻花钻后刀面磨损

麻花钻边界沟槽磨损出现在后刀面和前刀面的刀具-工件接触边缘处，其表现为在接触边界上产生狭长的沟槽，如图4.35所示。边界沟槽磨损对切削力和切削热无太大影响，但沟槽过大，则将严重降低刀尖强度，造成破损；副后刀面沟槽还会影响孔表面质量。



图 4.35 麻花钻边界沟槽磨损

崩刃是刀具切削刃口上产生缺口的一种现象，对于硬质合金钻头，崩刃常发生在主切削刃上（如图4.17所示）、内刃、副切削刃及刀尖转角处。

剥落是刀具的前刀面或后刀面上剥落下一层碎片(如图4.16所示)的物理现象，剥落多发生在硬质合金刀具的后刀面上，或者发生于积屑瘤脱落时。

刀具断裂表现为加工过程中刀具折断，产生较大的尺寸碎片，断裂是最严重的一种失效形式。

4.4 本章小结

本章的主要研究内容有：

(1) 从钻削力方面开展新型钻削机理研究, 通过切削力对比实验论证了新型深孔麻花钻的变参数螺旋槽结构, 有助于增大麻花钻的容屑空间, 提高其排屑性能, 从而减小深孔加工过程中的钻削力, 并在高效加工的条件下提高钻削稳定性。

(2) 从钻削表面质量方面开展钻削机理研究, 分析了深孔加工中被加工孔轴线偏斜的原因, 并提出预防措施; 研究了切削参数对被加工孔表面粗糙度的影响, 研究表明: 在切削速度、进给和钻深三个因素中, 进给速度 f 对表面粗糙度的影响最大, 进给速度 f 过大或过小, 都将造成表面粗糙度 R_a 显著增大; 研究了切削参数和芯厚增量对孔径扩大量的影响, 研究表明: 以上因素中仅芯厚增量对孔径扩大量有较大影响。

(3) 从麻花钻失效机理方面开展实验研究。通过大量的切削实验, 研究了深孔麻花钻加工灰口铸铁、球磨铸铁和合金钢等各种不同材质时的磨损特性, 初步探讨了新型深孔麻花钻的失效机理。研究表明: 新型深孔麻花钻的主要失效形式为前刀面月牙洼磨损、后刀面磨损、边界沟槽磨损、崩刃、剥落和断裂。

第 5 章 新型深孔麻花钻钻削力模型的实验研究

切削力是金属切削过程中主要的物理现象之一，它直接影响刀具磨损、刀具使用寿命、切削热的产生和已加工表面质量，切削力过大甚至波动时会引起切削系统振动，甚至损坏刀具及机床零件。通过研究钻头几何结构、切削用量以及工件材料等因素对切削力的影响规律，并建立切削力数学模型，可以对切削力进行预报，为机床工装设计、工艺规范的确定提供基本依据。因此，切削力研究是切削机理研究中的一项重要内容，对于刀具设计和生产实际有着重要指导意义^[120]。

本章将制造新型深孔麻花钻，通过正交试验方法，研究钻头刃径、芯厚增量、切削速度、进给速度和钻削深度五个因素对钻削加工切削力的影响，最终获得新型硬质合金深孔麻花钻钻削 45 钢、LC4、HT300 和 42CrMo 的钻削力 F_z 和 M_z 的数学模型，并对切削力模型的可靠性进行了试验验证。

5.1 深孔麻花钻通用钻削力数学模型

钻削力是钻削机理研究的重要内容之一，为刀具、机床、夹具的设计提供合理依据，对制定合理的切削用量，优化刀具几何参数，提高钻孔效率都具有重要的指导意义。在绪论中已经指出，获得钻削力模型的方法有多种，可以利用实验、解析数学、有限元等多种方法来获得。通过解析方法建立钻削力模型的过程较复杂，而通过实验方法建立钻削力模型更容易和直观，其结果也近似准确。

因麻花钻的左、右切削刃对称，其径向抗力相互平衡抵消，钻削过程中产生的钻削抗力主要表现为轴向力 F_z 与扭矩 M_z 。根据相关教材^[147]介绍，深孔加工的轴向钻削力和扭矩的数学模型可以类似地分别表示成如下形式：

$$F_z = C_1 h^{x_1} f^{y_1} V_c^{z_1} \quad (5.1)$$

$$M_z = C_2 h^{x_2} f^{y_2} V_c^{z_2} \quad (5.2)$$

对于式 (5.1) 和 (5.2)，通过测试不同切削用量下的切削力和扭矩，并对测量数据进行回归处理，就可计算出两式中的待定系数，从而建立一定钻削工况下的轴向力及扭矩的数学模型。但是，以上轴向力及扭矩的数学模型是以高速钢材质刀具为基础建立的，刀具结构及切削实验参数都与硬质合金刀具的结构及加工工况有很大差异，因此上述经验公式对于硬质合金材质刀具不能完全适用。本文将采用实验研究的方法来建立相关的钻削力数学模型，为生产实践提供指导。

在应用新型硬质合金深孔麻花钻进行钻削加工时，要获得相对准确的轴向钻削力及扭矩，除了要考虑被加工材料及钻头的切削用量外，还要考虑麻花钻的特征因素，如钻头切削刃径、芯厚增量等。依据前述切削力及扭矩数学模型，轴向

钻削力 F_z 和扭矩 M_z 与刀具刃径、芯厚增量、切削速度、进给速度和钻削深度 5 个因素有显著的相关性，轴向钻削力及扭矩的数学模型分别表示为：

$$F_z = B_0 d^{B_1} V_c^{B_2} f^{B_3} h^{B_4} K_t^{B_5} \quad (5.3)$$

$$M_z = C_0 d^{C_1} V_c^{C_2} f^{C_3} h^{C_4} K_t^{C_5} \quad (5.4)$$

其中， d 为钻头直径、 V_c 为切削速度、 f 为进给速度、 h 为钻削深度、 K_t 为芯厚增量； $B_i (i=0,1,\dots,5)$ 和 $C_i (i=0,1,\dots,5)$ 为待定系数，它们除了与前 5 个因素有关外，还与被加工材料相关。

5.2 加工 45 钢的钻削力数学模型

5.2.1 正交试验设计

进行 45 钢（HB220）钻削力数学模型的实验研究，需综合考虑钻头刃径 d 、切削速度 V_c 、进给速度 f 、钻削深度 h 和芯厚增量 K_t 对轴向力 F_z 与扭矩 M_z 的影响。为减少试验次数，在确定因素和水平的基础上，选用七因素三水平正交表 $L_{18}(3^7)$ 进行正交试验设计，各因素水平值见表 5.1。正交试验设计方案见表 5.2。

表 5.1 因素-水平表

$d(\text{mm})$	$V_c(\text{m/min})$	$f(\text{mm/r})$	$h(\text{mm})$	$K_t(\text{mm})$
6	80	0.15	$7d$	-0.03
10	100	0.2	$9d$	-0.05
12	120	0.25	$11d$	-0.08

表 5.2 正交试验设计表

试验 序号	d / mm	V_c / m/min	f / mm/r	h / mm	K_t / mm	试验 序号	d / mm	V_c / m/min	f / mm/r	h / mm	K_t / mm
1	6	80	0.15	$7d$	-0.03	10	6	80	0.25	$9d$	-0.03
2	6	100	0.2	$9d$	-0.05	11	6	100	0.15	$11d$	-0.05
3	6	120	0.25	$11d$	-0.08	12	6	120	0.2	$7d$	-0.08
4	10	80	0.2	$9d$	-0.08	13	10	80	0.25	$7d$	-0.05
5	10	100	0.25	$11d$	-0.03	14	10	100	0.15	$9d$	-0.08
6	10	120	0.15	$7d$	-0.05	15	10	120	0.2	$11d$	-0.03
7	12	80	0.15	$11d$	-0.08	16	12	80	0.2	$11d$	-0.05
8	12	100	0.2	$7d$	-0.03	17	12	100	0.25	$7d$	-0.08
9	12	120	0.25	$9d$	-0.05	18	12	120	0.15	$9d$	-0.03

5.2.2 实验刀具与仪器设备

实验用钻头为变参数螺旋槽麻花钻，其钻尖关键参数是由前文第三章最优方

案通过系列化方法而确定的，所有钻头长径比均为 12，包括 $\phi 6$ 、 $\phi 10$ 和 $\phi 12$ 三种规格，实验刀具的其他相关信息见表 5.3。

5.3 实验用钻头信息

序号	d (mm)	芯厚增量 (mm)	数量 (支)	横刃长 (mm)	转角圆弧 (mm)	内刃前角 ($^{\circ}$)	第二后角 ($^{\circ}$)	第一后角 ($^{\circ}$)
1	6	-0.03	1	0.48	1.8	0	6	20
2	6	-0.05	1	0.48	1.8	0	6	20
3	6	-0.08	1	0.48	1.8	0	6	20
4	10	-0.03	1	0.80	3.0	0	6	20
5	10	-0.05	1	0.80	3.0	0	6	20
6	10	-0.08	1	0.80	3.0	0	6	20
7	12	-0.03	1	0.96	3.6	0	6	20
8	12	-0.05	1	0.96	3.6	0	6	20
9	12	-0.08	1	0.96	3.6	0	6	20

试验机床为瑞士 MIKRON 立卧转换 UCP1000 加工中心，如图 5.1 所示。其数控系统采用 HEIDENHAI 和 NTNC426，工作台直径为 1000mm，主轴转速范围为 0~15000r/min，最大进给速度为 30m/min，机床功率为 18kW。

测量仪器为瑞士 Kistler 9125A 两分量高速旋转测力仪，如图 5.2 所示。测力仪扭矩 M_z 量程为 $\pm 50\text{Nm}$ ，轴向力 F_z 量程为 $\pm 3000\text{N}$ ，支持的最高转速为 25000rpm。



图 5.1 MIKRON UCP1000 加工中心



图 5.2 旋转测力仪

5.2.3 钻削力数据

根据表 5.2 进行钻削试验，实验中每个钻头加工 2~3 个孔，并在钻削过程中测量其切削力和扭矩，实验中切削力和扭矩信号需重复测量 3 次，并取稳态切削时切削力和扭矩的平均值作为最终测量结果，钻削测力系统原理如图 5.3 所示。首先利用安装在刀柄上的旋转测力仪获取切削力信号，并通过电荷放大器将信号放大，

利用数据采集卡采集放大后的切削力信号，然后在电脑中利用相关软件对切削力信号进行处理，获取必要的切削力数据。

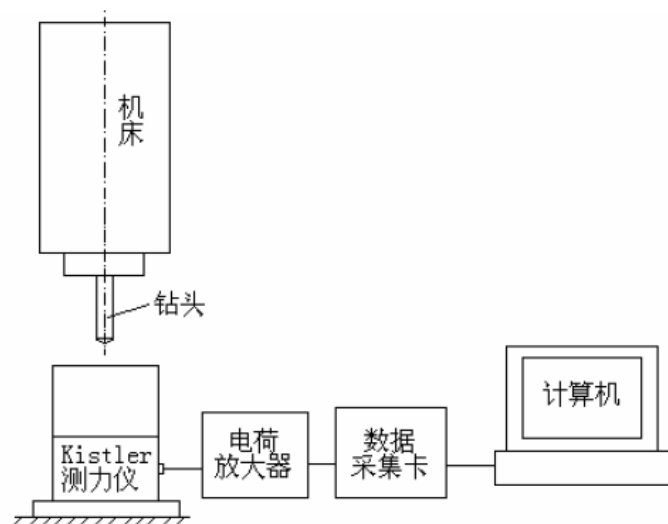


图 5.3 实验装置连接图

图 5.4 为第 1 个实验中获取的典型切削力和扭矩信号（因篇幅关系，其余 17 个实验的切削力和扭矩信号未以图片形式展示出来），图中红、黑、蓝三种颜色曲线表示实验 1 所测得的切削力和扭矩曲线（每个实验测量 3 次）。从图 5.4 中可以看出，实验 1 的三次测量结果几乎完全一致；另外 17 个实验中，除第 5 和第 11 个实验的切削力有细微的波动外，其余实验的三次测量结果也几乎完全一致。出现个别实验切削力轻微波动的现象应与被加工材料材质不均匀、存在硬质点或加工环境有振动有关，由于波动很小，基本不影响实验数据的准确性。

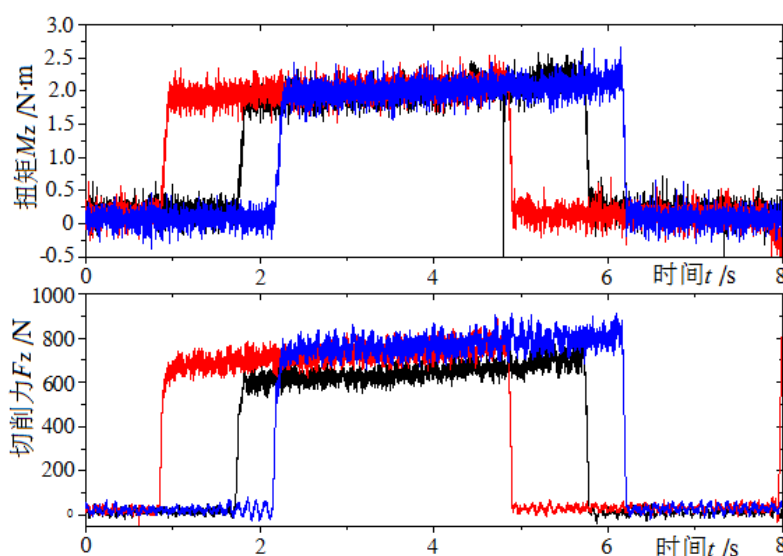


图 5.4 加工 45 钢时第 1 个实验的钻削力信号

对各个试验测得的 3 组数据在稳态区的数值取平均值，得到各个试验钻头所受的平均轴向力和平均扭矩，见表 5.4。从表中可以看出，刃径 d 、切削速度 V_c 、进给速度 f 、钻削深度 h 和芯厚增量 K_t 对轴向力 F_z 与扭矩 M_z 的影响比较明显。

表 5.4 不同钻削条件下的轴向力和扭矩

试验号	$d(\text{mm})$	$V_c(\text{m/min})$	$f(\text{mm/r})$	$h(\text{mm})$	$K_t (/10)$	$F_z(\text{N})$	$M_z(\text{N}\cdot\text{m})$
1	6	80	0.15	$7d$	-0.03	734.54	2.14
2	6	100	0.2	$9d$	-0.05	809.95	2.44
3	6	120	0.25	$11d$	-0.08	1030.41	2.89
4	10	80	0.2	$9d$	-0.08	1575.90	7.26
5	10	100	0.25	$11d$	-0.03	1858.81	10.27
6	10	120	0.15	$7d$	-0.05	1289.08	5.78
7	12	80	0.15	$11d$	-0.08	1471.25	8.23
8	12	100	0.2	$7d$	-0.03	1858.57	10.93
9	12	120	0.25	$9d$	-0.05	2156.40	11.80
10	6	80	0.25	$9d$	-0.03	1130.69	3.05
11	6	100	0.15	$11d$	-0.05	783.32	2.17
12	6	120	0.2	$7d$	-0.08	838.44	2.42
13	10	80	0.25	$7d$	-0.05	1847.80	8.57
14	10	100	0.15	$9d$	-0.08	1265.79	5.82
15	10	120	0.2	$11d$	-0.03	1738.61	9.02
16	12	80	0.2	$11d$	-0.05	1891.79	11.01
17	12	100	0.25	$7d$	-0.08	2132.68	11.84
18	12	120	0.15	$9d$	-0.03	1505.23	8.62

5.2.4 试验数据回归分析

5.2.4.1 数据整理

对式 (5.3) 作线性化处理, 即对等式两边分别取对数有,

$$\lg F_z = \lg B_0 + B_1 \lg d + B_2 \lg V_c + B_3 \lg f + B_4 \lg h + B_5 \lg K_t \quad (5.5)$$

令 $y = \lg F_z$, $b_0 = \lg B_0$, $x_1 = \lg d$, $x_2 = \lg V_c$, $x_3 = \lg f$, $x_4 = \lg h$, $x_5 = \lg K_t$, 则线性方程 (5.5) 可转换成:

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_4 x_4 + b_5 x_5 \quad (5.6)$$

其中, $b_w (w=0,1,\dots,5)$ 为待定系数。经线性化处理^[143]后的数据见表 5.5。

表 5.5 线性回归处理后的实验数据

试验号	$\lg d$	$\lg V_c$	$\lg f$	$\lg h$	$\lg K_t$	$\lg F_z$	$\lg M_z$
1	0.7782	1.9031	-0.8239	0.8451	-1.5229	2.8660	0.3304
2	0.7782	2.0000	-0.6990	0.9542	-1.3010	2.9085	0.3874
3	0.7782	2.0792	-0.6021	1.0414	-1.0969	3.0130	0.4609
4	1.0000	1.9031	-0.6990	0.9542	-1.0969	3.1975	0.8609

表 5.5 线性回归处理后的实验数据 (续表)

试验号	$\lg d$	$\lg V_c$	$\lg f$	$\lg h$	$\lg K_t$	$\lg F_z$	$\lg M_z$
5	1.0000	2.0000	-0.6021	1.0414	-1.5229	3.2692	1.0116
6	1.0000	2.0792	-0.8239	0.8451	-1.3010	3.1103	0.7619
7	1.0792	1.9031	-0.8239	1.0414	-1.0969	3.1677	0.9154
8	1.0792	2.0000	-0.6990	0.8451	-1.5229	3.2692	1.0386
9	1.0792	2.0792	-0.6021	0.9542	-1.3010	3.3337	1.0719
10	0.7782	1.9031	-0.6021	0.9542	-1.5229	3.0533	0.4843
11	0.7782	2.0000	-0.8239	1.0414	-1.3010	2.8939	0.3365
12	0.7782	2.0792	-0.6990	0.8451	-1.0969	2.9235	0.3838
13	1.0000	1.9031	-0.6021	0.8451	-1.3010	3.2667	0.9330
14	1.0000	2.0000	-0.8239	0.9542	-1.0969	3.1024	0.7649
15	1.0000	2.0792	-0.6990	1.0414	-1.5229	3.2402	0.9552
16	1.0792	1.9031	-0.6990	1.0414	-1.3010	3.2769	1.0418
17	1.0792	2.0000	-0.6021	0.8451	-1.0969	3.3289	1.0734
18	1.0792	2.0792	-0.8239	0.9542	-1.5229	3.1776	0.9355

5.2.4.2 多元线性回归

若因变量 Y 与解释变量 $X_1, X_2, X_3, X_4, \dots, X_k$ 具有线性关系, 它们之间的线性回归模型可表示为:

$$\mathbf{Y} = b_0 + b_1 \mathbf{X}_1 + b_2 \mathbf{X}_2 + \dots + b_k \mathbf{X}_k + \mathbf{u} \quad (5.7)$$

式中, u 为随机扰动项观测值。对于第 i 个观测值有,

$$Y_i = b_0 + b_1 X_{1i} + b_2 X_{2i} + \dots + b_k X_{ki} + u_i \quad (5.8)$$

即,

$$\begin{cases} Y_1 = b_0 + b_1 X_{11} + b_2 X_{21} + \dots + b_k X_{k1} + u_1 \\ Y_2 = b_0 + b_1 X_{12} + b_2 X_{22} + \dots + b_k X_{k2} + u_2 \\ \dots\dots\dots \\ Y_n = b_0 + b_1 X_{1n} + b_2 X_{2n} + \dots + b_k X_{kn} + u_n \end{cases} \quad (5.9)$$

上式表示成矩阵形式为:

$$\begin{bmatrix} Y_1 \\ Y_2 \\ \vdots \\ Y_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_{11} & x_{21} & \dots & x_{k1} \\ 1 & x_{12} & x_{22} & \dots & x_{k2} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & \vdots \\ 1 & x_{1n} & x_{2n} & \dots & x_{kn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ b_2 \\ \vdots \\ b_k \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix} \quad (5.10)$$

5.2.4.3 最小二乘法

多元线性回归模型的参数估计，前提为误差平方和 $\sum e_i^2$ （即 Q ）为最小，用最小二乘法估计求解参数：

$$Q = \sum e_i^2 = \sum (Y_i - \hat{Y}_i)^2 = \sum (Y_i - \hat{b}_0 - \hat{b}_1 x_{1i} - \hat{b}_2 x_{2i} - \cdots - \hat{b}_k x_{ki})^2 \quad (5.11)$$

对式（5.11）求解极值

$$\begin{cases} \frac{\partial Q}{\partial \hat{b}_0} = 0 \\ \frac{\partial Q}{\partial \hat{b}_1} = 0 \\ \vdots \\ \frac{\partial Q}{\partial \hat{b}_k} = 0 \end{cases} \quad (5.12)$$

整理得到方程组，

$$\begin{cases} n\hat{b}_0 + \hat{b}_1 \sum x_{1i} + \hat{b}_2 \sum x_{2i} + \cdots + \hat{b}_k \sum x_{ki} = \sum Y_i \\ \hat{b}_0 \sum x_{1i} + \hat{b}_1 \sum x_{1i}^2 + \hat{b}_2 \sum x_{2i} x_{1i} + \cdots + \hat{b}_k \sum x_{ki} x_{1i} = \sum x_{1i} Y_i \\ \vdots \\ \hat{b}_0 \sum x_{ki} + \hat{b}_1 \sum x_{ki} x_{1i} + \hat{b}_2 \sum x_{ki} x_{2i} + \cdots + \hat{b}_k \sum x_{ki}^2 = \sum x_{ki} Y_i \end{cases} \quad (5.13)$$

求解上述联立方程组可得到所有偏回归系数。

5.2.4.4 偏回归系数和回归方程的检验

应用 Matlab 可快速准确地获得轴向钻削力 F_z 和扭矩 M_z 的偏回归系数（见表 5.6 和 5.7）、残差（如图 5.5 和 5.6 所示）及显著性检验信息等。

表 5.6 轴向钻削力 F_z 的偏回归系数

	b_0	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5
回归系数	2.5290	1.0711	-0.0307	0.7093	0.0789	-0.0559
置信区间	[2.1564, 2.9016]	[0.9821, 1.1600]	[-0.1881, 0.1267]	[0.5844, 0.8342]	[-0.0622, 0.2201]	[-0.1210, 0.0093]

表 5.7 扭矩 M_z 的偏回归系数

	c_0	c_1	c_2	c_3	c_4	c_5
回归系数	-1.0002	2.0747	0.0060	0.7484	0.1620	-0.1167
置信区间	[-1.4198, -0.5807]	[1.9745, 2.1750]	[-0.1712, 0.1833]	[0.6078, 0.8890]	[0.0031, 0.3210]	[-0.1901, -0.0433]

对轴向钻削力，偏回归系数的相关系数 $R^2=0.9860$ ，回归方程的拟合程度非常理想；查表可以得到 $F_{0.005}(5,12)=6.07$ ， $F=169.2046>F_{0.005}(5,12)$ ， $p=0.000<0.005$ ，可知回归方程线性关系高度显著，回归方程成立。对轴向扭矩，偏回归系数的相关系数 $R^2=0.9945$ ，回归方程的拟合程度非常理想；查表可以得到 $F_{0.005}(5,12)=6.07$ ， $F=437.2734>F_{0.005}(5,12)$ ， $p=0.000<0.005$ ，可知回归方程线性关系高度显著，回归方程成立。

除残差图 5.5 中第 2 个数据及残差图 5.6 中第 15 个数据外，其余数据的残差离零点均较近，且残差的置信区间均包含零点，这说明回归模型能较好的符合原始数据，可将图 5.5 中第 2 个数据和图 5.6 中第 15 个数据视为异常点。

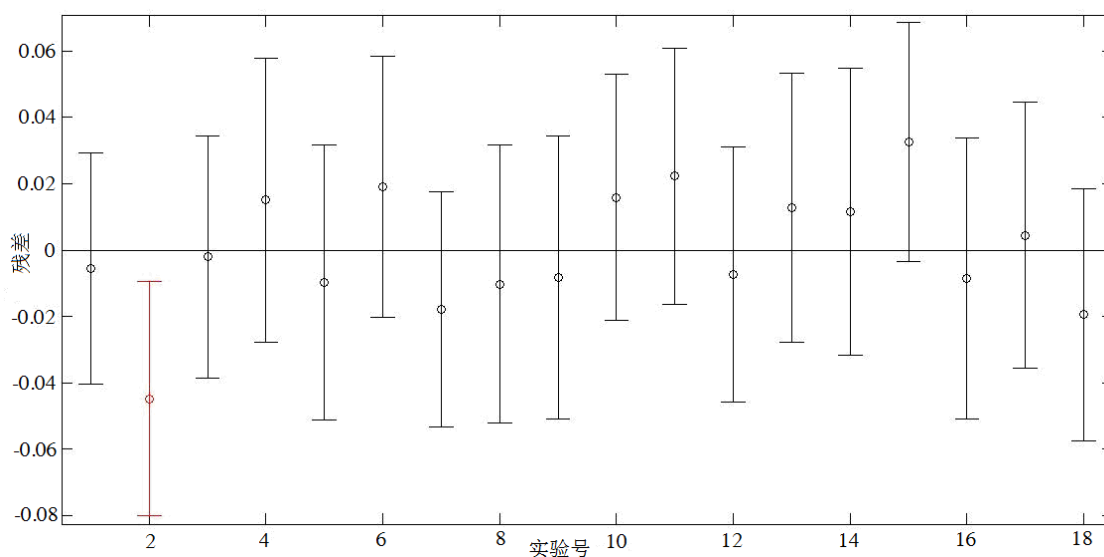


图 5.5 轴向钻削力 F_z 的残差图

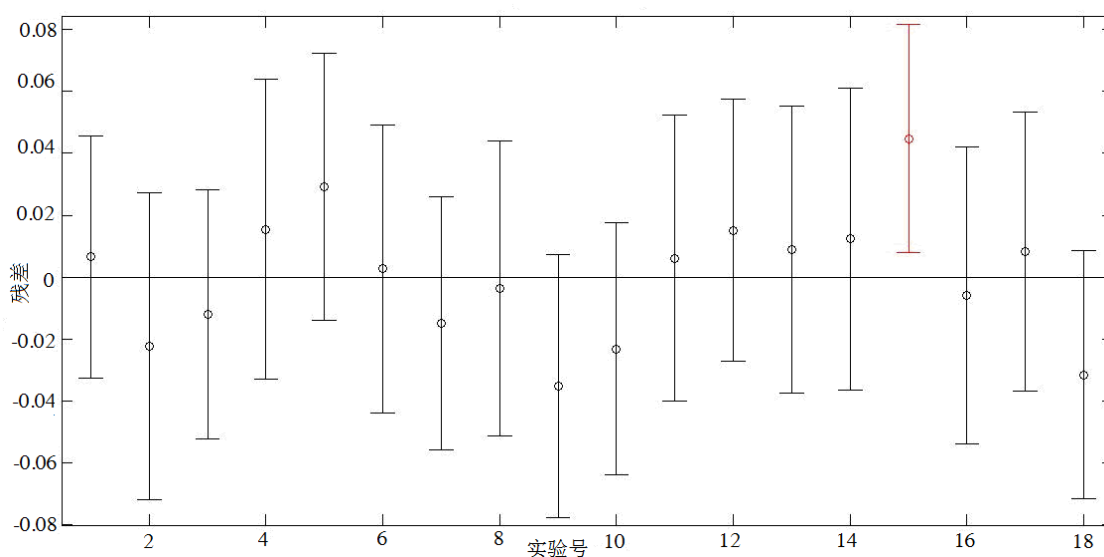


图 5.6 扭矩 M_z 的残差图

将偏回归系数代入式 (5.5)，可求出式 (5.3) 和式 (5.4) 中的待定系数，即建立了切削力和扭矩的数学模型如下：

$$F_z = 338d^{1.0711}V_c^{-0.0307}f^{0.7093}h^{0.0789}K_t^{-0.0559} \quad (5.14)$$

$$M_z = 0.1d^{2.0747}V_c^{0.0060}f^{0.7484}h^{0.1620}K_t^{-0.1167} \quad (5.15)$$

从式 (5.14) 和 (5.15) 中可以看出, 各种因素对轴向力 F_z 与扭矩 M_z 的影响程度不同。以轴向力 F_z 为例, 对切削力影响最大的为刀具直径 d , 其次是每转进给速度 f , 钻削深度 h , 切削速度 V_c 影响最小, 此外, 随着芯厚增量 K_t 的增大而有降低的趋势; 同理, 各种因素对扭矩 M_z 的影响程度与轴向力 F_z 类似。

5.3 加工 45 钢钻削力数学模型的验证

为验证所推导的钻削力和扭矩数学模型可靠性, 对正交设计表 5.2 以外的钻削参数或者钻头几何结构加工 45 钢的钻削力和扭矩进行测量, 并比较测量值与式 (5.14) 和 (5.15) 预测的钻削力和扭矩之间的误差, 从而判断数学模型是否可靠。验证试验的刀具信息和钻削工艺参数见表 5.8, 实验中采用与前述实验相同的测量仪器、机床设备与被加工材料, 以确保验证方法的科学性和可靠性。

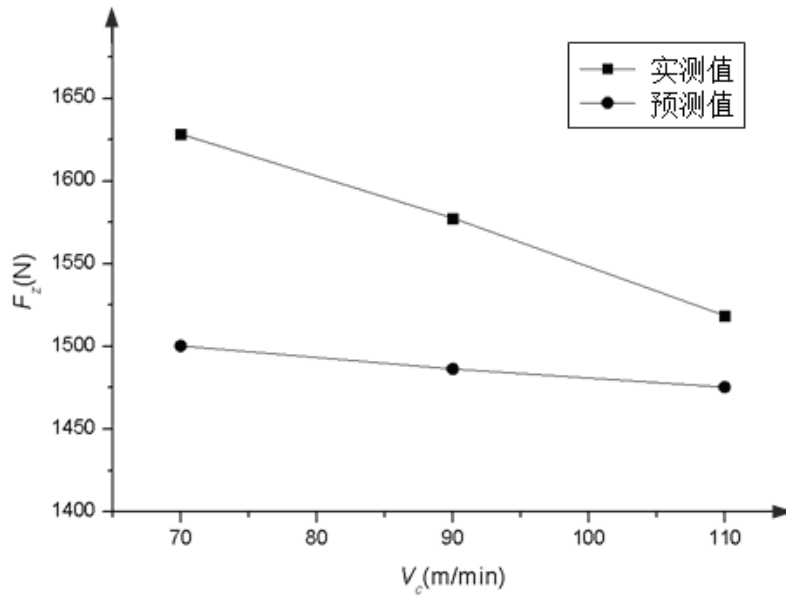
表 5.8 钻头几何结构和钻削工艺参数

钻头直径 d	芯厚增量 K_t	切削速度 V_c	进给速度 f	钻削深度 h
(mm)	(mm)	(m/min)	(mm/r)	($\times d$)
8	-0.03	100	0.18	12
8	-0.05	100	0.18	12
13	-0.03	100	0.24	10
13	-0.05	100	0.24	10
10	-0.08	70	0.20	10
10	-0.08	90	0.20	11
10	-0.08	110	0.20	11
10	-0.08	100	0.12	11
10	-0.08	100	0.18	11
10	-0.08	100	0.24	11
10	-0.08	100	0.20	6
10	-0.08	100	0.20	8
10	-0.08	100	0.20	10

5.3.1 切削速度 V_c 对轴向钻削力和扭矩的影响

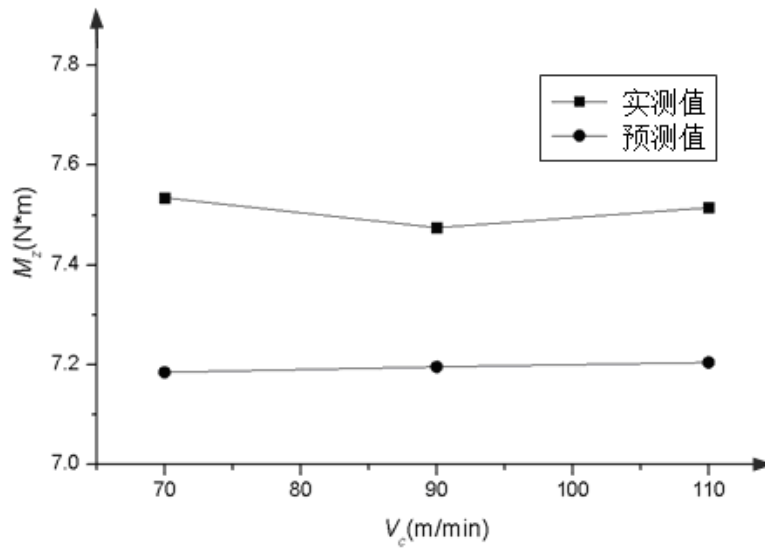
图 5.7 和 5.8 分别显示 D10.0 钻头, 以不同的切削速度 V_c 钻孔时所受轴向力 F_z 和扭矩 M_z 的实测值与预测值的对比情况。由两图可以看出, 钻削力 F_z 的误差分别为: 7.86%, 5.78% 和 2.85%, 并且随切削速度增大而减小; 扭矩 M_z 的误差分别为:

4.65%，3.74%和4.13%。实测与预测的数值比较接近，可见预测是比较可靠的。



($d=10.0\text{mm}$; $K_t=-0.08\text{mm}$; $f=0.2\text{mm/r}$; $h=11d$)

图 5.7 不同切削速度下切削力 F_z 的实测值与预测值对比

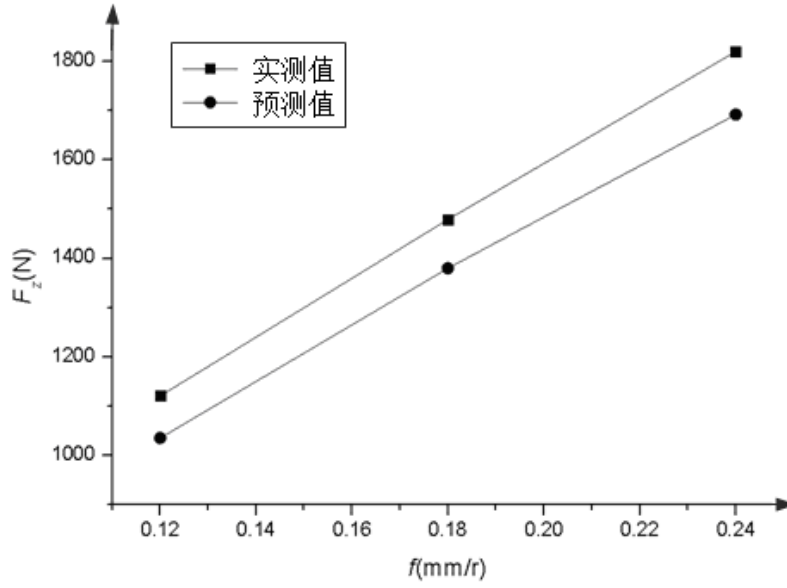


($d=10.0\text{mm}$; $K_t=-0.08\text{mm}$; $f=0.2\text{mm/r}$; $h=11d$)

图 5.8 不同切削速下扭矩 M_z 的实测与预测值对比

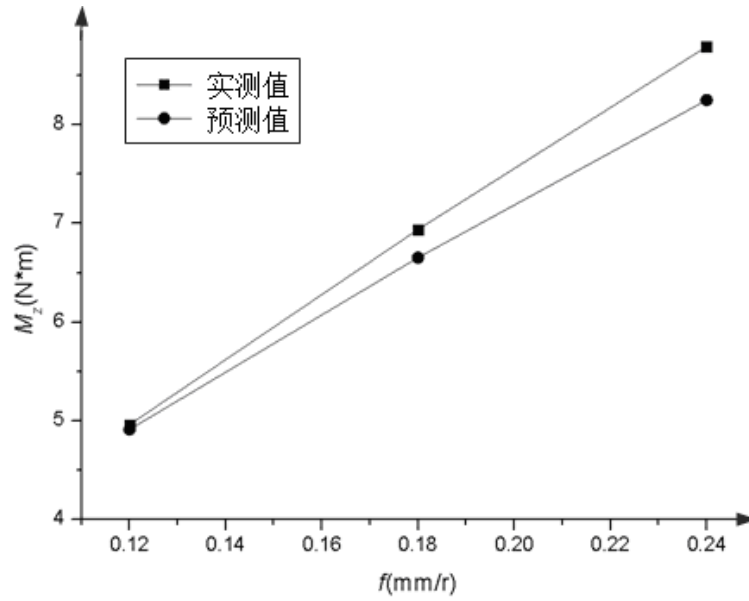
5.3.2 进给速度 f 对轴向钻削力和扭矩的影响

图 5.9 和 5.10 分别显示 D10.0 钻头以不同的进给速度 f 钻孔时所受轴向力 F_z 和扭矩 M_z 的实测值与预测值的对比情况。由两图可知，钻削力 F_z 的误差分别为：7.62%，6.70%和 7.02%；扭矩 M_z 的误差分别为：0.97%，4.12%和 6.16%，钻头所受轴向力及扭矩都随进给速度的增大而增大。实测与预测的数值比较接近，可见预测是比较可靠的。



($d=10.0\text{mm}$; $K_t=-0.08\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $h=11d$)

图 5.9 不同进给速度下钻削力 F_z 的实测值与预测值对比

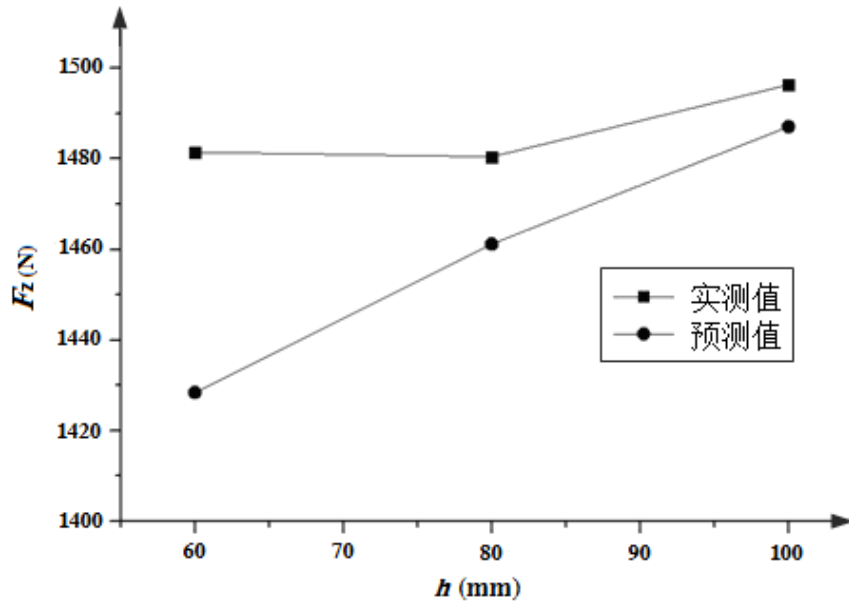


($d=10.0\text{mm}$; $K_t=-0.08\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $h=11d$)

图 5.10 不同进给速度下扭矩 M_z 的实测值与预测值对比

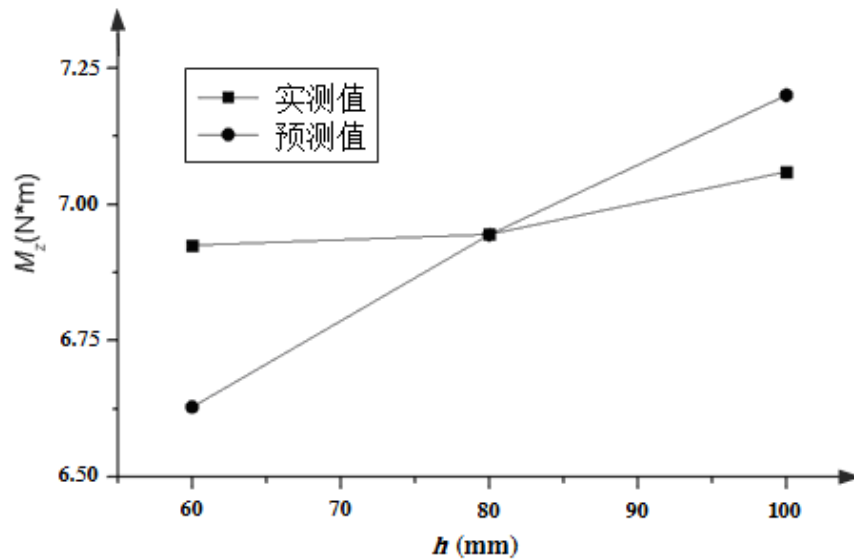
5.3.3 钻削深度 h 对轴向钻削力和扭矩的影响

图 5.11 和 5.12 分别显示 D10.0 钻头以不同的钻削深度 h 钻孔时所受轴向力 F_z 和扭矩 M_z 的实测值与预测值的对比情况。由两图可知，钻削力 F_z 的误差分别为：3.58%，1.30%和 0.62%；扭矩 M_z 的误差分别为：4.28%，0.01%和 1.99%。实测与预测的数值比较接近，可见预测是比较可靠的。



($d=10.0\text{mm}$; $K_t=-0.08\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $f=0.2\text{mm/r}$)

图 5.11 不同钻削深度下轴向钻削力 F_z 的实测值与预测值对比

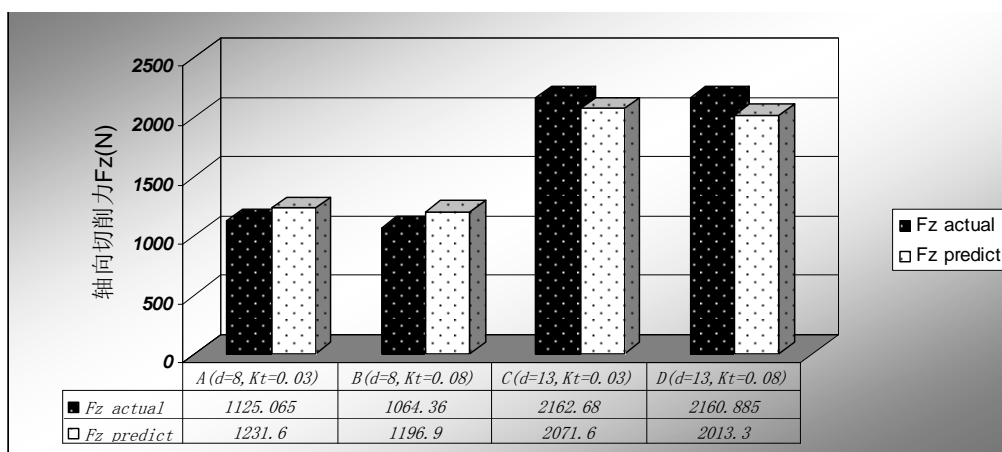


($d=10.0\text{mm}$; $K_t=-0.08\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $f=0.2\text{mm/r}$)

图 5.12 不同钻削深度下扭矩 M_z 的实测值与预测值对比

5.3.4 直径 d 和芯厚增量 K_t 对轴向钻削力和扭矩的影响

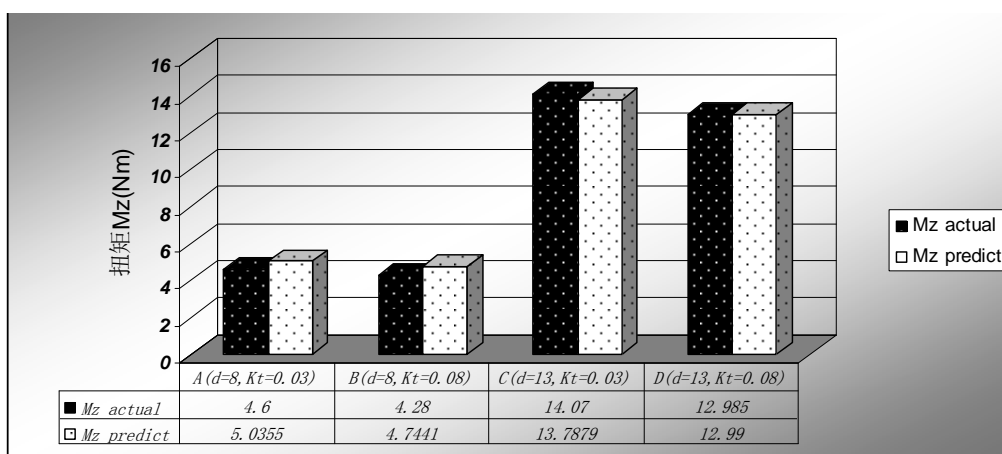
图 5.13 和 5.14 分别显示不同直径 d 和芯厚增量 K_t 对钻头钻孔时所受轴向钻削力 F_z 和扭矩 M_z 的实测值与预测值的对比情况。由两图比较可知，钻削力 F_z 的误差分别为：9.47%，12.45%，4.21%和 6.83%；扭矩 M_z 的误差分别为：9.47%，10.84%，2.00%和 0.04%。实测与预测的数值比较接近，可见预测值是比较可靠的。



(钻头刃径 $d=8.0\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $f=0.18\text{mm/r}$; $h=12d$)

(钻头刃径 $d=13.0\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $f=0.24\text{mm/r}$; $h=10d$)

图 5.13 不同钻头直径 d 和芯厚增量 K_t 时钻削力 F_z 的实测值与预测值对比



(钻头刃径 $d=8.0\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $f=0.18\text{mm/r}$; $h=12d$)

(钻头刃径 $d=13.0\text{mm}$; $V_c=100\text{m/min}$; $f=0.24\text{mm/r}$; $h=10d$)

图 5.14 不同钻头直径 d 和芯厚增量 K_t 时扭矩 M_z 的实测值与预测值对比

上述验证实验结果显示, 改变不同的影响因素, 钻削力 F_z 的最大误差为 12.45%, 最小误差为 0.62%, 绝大部分不超过 10%; 扭矩 M_z 的最大误差为 10.84%, 最小误差为 0.01%, 绝大部分不超过 6%。可见, 应用钻削力数学模型对硬质合金麻花钻加工 45 钢的预测是可靠的。

5.4 其它材料基于 45 钢的钻削力数学模型

采用同样的实验设备和仪器、实验方法, 以及实验数据分析处理方法, 可以获得其它工件材料的钻削力数学模型。但是, 在实际的应用过程中, 工件材料种类繁多, 切削工况也复杂多变, 此时, 不仅需要关心钻削力数值的大小, 对工件材料切削性能的差异也需横向对比, 从数学模型式 (5.14) 和 (5.15) 难以获得上述信息。现以钻削铝合金 LC4(HB80)为例, 通过线性回归分析和基于 45 钢(HB220)的钻削力修正系数两种方法建立 LC4(HB80)的钻削力经验公式, 并对基于以上两

种方法建立的钻削力经验公式进行对比。

5.4.1 LC4 基于 45 钢的钻削力修正系数

5.4.1.1 钻削加工 LC4 钻削力数学模型

采用与钻削 45 钢一样的实验方法, 可得到实测钻削力数据 (见表 5.9), 由此可得铝合金 LC4 的线性回归经验公式, 见式 (5.16)。

表 5.9 铝合金 LC4 的钻削工艺参数及实验结果

试验序号	深孔麻花钻结构参数和钻削工艺参数					实验结果	
	d (mm)	V_c (m/min)	f (mm/r)	h (mm)	K_t (mm)	F_z (N)	M_z (N·m)
1	6	80	0.15	7	0.03	488.85	1.22
2	6	100	0.2	9	0.05	559.92	1.545
3	6	120	0.25	11	0.08	693.73	1.61
4	10	80	0.2	9	0.08	835.33	2.985
5	10	100	0.25	11	0.03	953.82	3.92
6	10	120	0.15	7	0.05	623.94	2.63
7	12	80	0.15	11	0.08	848.93	3.85
8	12	100	0.2	7	0.03	953.545	5.685
9	12	120	0.25	9	0.05	1152.355	5.805
10	6	80	0.25	9	0.03	753.71	1.69
11	6	100	0.15	11	0.05	538.69	1.83
12	6	120	0.2	7	0.08	588.39	1.41
13	10	80	0.25	7	0.05	1012.84	3.715
14	10	100	0.15	9	0.08	658.77	2.68
15	10	120	0.2	11	0.03	842.385	3.935
16	12	80	0.2	11	0.05	1004.27	5.1
17	12	100	0.25	7	0.08	1169.82	6.07
18	12	120	0.15	9	0.03	770.53	4.525

$$\begin{cases} F_z = 926d^{0.6793}V_c^{-0.1381}f^{0.7349}h^{0.0829}K_t^{0.0043} & R^2 = 0.9733 \quad F = 87.6278 \\ M_z = 0.0466d^{1.6759}V_c^{0.1487}f^{0.5333}h^{0.1508}K_t^{-0.1099} & R^2 = 0.9556 \quad F = 51.6336 \end{cases} \quad (5.16)$$

式 (5.16) 清楚地表达了麻花钻几何结构参数和切削参数对切削力的影响。通过同样的实验方法, 可以获得同类型麻花钻钻削其他被加工材料时的切削力及扭矩。为方便比较同类型麻花钻钻削不同材料的切削力及扭矩的差异, 通过修正系数法可以将钻削其他被加工材料与钻削 45 钢切削力联系起来, 后文将针对 LC4、HT300 及 42CrMo 等几种材料的切削力及扭矩进行研究。

5.4.1.2 LC4 基于 45 钢的钻削力修正系数

为了获得 LC4 基于 45 钢钻削力的修正系数,需保证切削力公式中的指数部分相同,对数值部分的系数进行修正。表 5.10 为 45 钢和 LC4 的实际钻削力。

表 5.10 LC4 和 45 钢的实际钻削力数据

试验 序号	d (mm)	V_c (m/min)	f (mm/r)	h (mm)	K_t (mm)	F_z (N)		M_z (N·m)	
						LC4	45 钢	LC4	45 钢
1	6	80	0.15	7	0.03	488.85	734.54	1.22	2.14
2	6	100	0.2	9	0.05	559.92	809.95	1.545	2.44
3	6	120	0.25	11	0.08	693.73	1030.41	1.61	2.89
4	10	80	0.2	9	0.08	835.33	1575.90	2.985	7.26
5	10	100	0.25	11	0.03	953.82	1858.81	3.92	10.27
6	10	120	0.15	7	0.05	623.94	1289.08	2.63	5.78
7	12	80	0.15	11	0.08	848.93	1471.25	3.85	8.23
8	12	100	0.2	7	0.03	953.545	1858.57	5.685	10.93
9	12	120	0.25	9	0.05	1152.355	2156.40	5.805	11.80
10	6	80	0.25	9	0.03	753.71	1130.69	1.69	3.05
11	6	100	0.15	11	0.05	538.69	783.32	1.83	2.17
12	6	120	0.2	7	0.08	588.39	838.44	1.41	2.42
13	10	80	0.25	7	0.05	1012.84	1847.80	3.715	8.57
14	10	100	0.15	9	0.08	658.77	1265.79	2.68	5.82
15	10	120	0.2	11	0.03	842.385	1738.61	3.935	9.02
16	12	80	0.2	11	0.05	1004.27	1891.79	5.1	11.01
17	12	100	0.25	7	0.08	1169.82	2132.68	6.07	11.84
18	12	120	0.15	9	0.03	770.53	1505.23	4.525	8.62

以钻削力 F_z 为例,钻削力修正系数 K_F 可以通过(5.17)式获得,其值为 0.5728。

$$K_F = \text{mean}(Fz_LC4_actual/Fz_45\#_predict) \quad (5.17)$$

式中, Fz_LC4_actual 为铝合金 LC4 实际测量的钻削力; $Fz_45\#_predict$ 为式 (5.14) 预测的钻削 45 钢的切削力; mean 为对获得的 18 组修正系数 K_F 去除极值后得到的数值取平均值。同理,也可以得到扭矩 M_z 的修正系数 K_M ,其值为 0.5016。

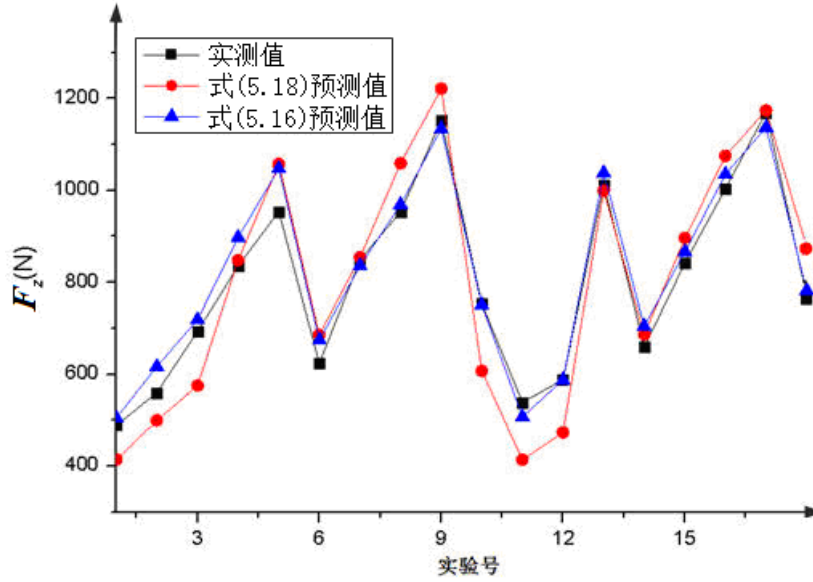
由此,经修正后的 LC4 基于 45 钢的切削力公式为:

$$\begin{cases} F_z = 0.5728 * 338d^{1.0711}V_c^{-0.0307}f^{0.7093}h^{0.0789}K_t^{-0.0559} \\ M_z = 0.5016 * 0.1d^{2.0747}V_c^{0.0060}f^{0.7484}h^{0.1620}K_t^{-0.1167} \end{cases} \quad (5.18)$$

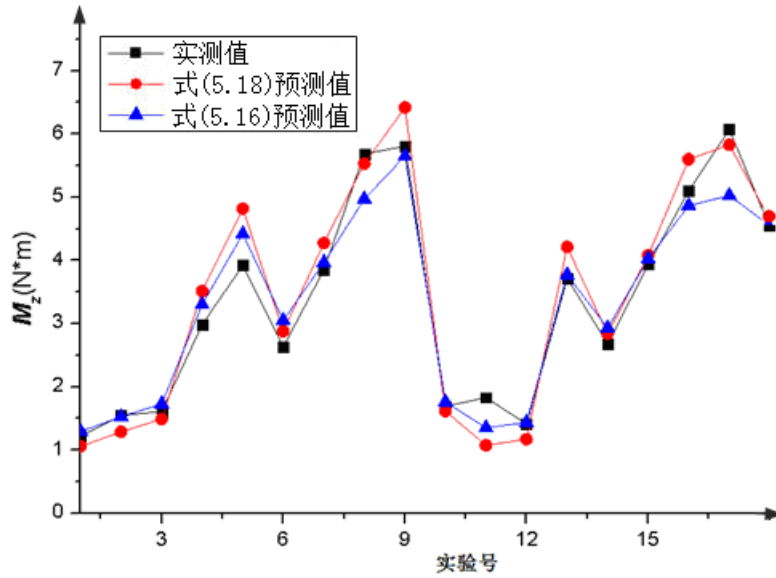
5.4.1.3 两种 LC4 钻削力模型的对比较验证

通过前面的分析,可以得到两种形式表达的铝合金 LC4 的钻削力公式,式

(5.16) 为实测数据通过线性回归获得的钻削力公式，而式 (5.18) 为基于 45 钢修正后的钻削力公式。图 5.15 对比了实测钻削力和两种预测钻削力的数值，整体上来看，除出现个别异常数据外，由实测数据拟合的钻削力模型预测的钻削力与实测值比较接近。可见，两种钻削力预测模型所预测的钻削力数值非常接近。



a) 实测与预测的轴向钻削力 F_z



b) 实测与预测的扭矩 M_z

图 5.15 LC4 的实际钻削力、扭矩和两种模型预测的钻削力扭矩

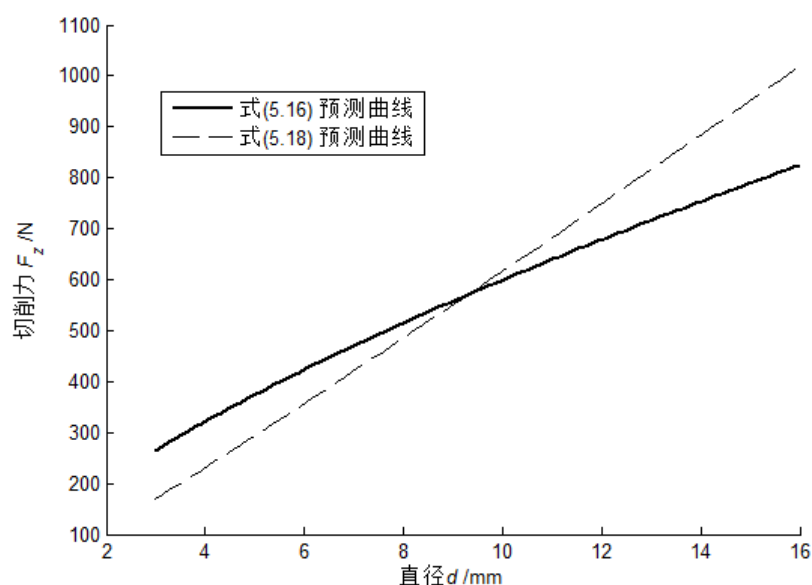
对比两种钻削力的预测公式，其最大差异体现在麻花钻直径 d 对钻削力的影响程度上。图 5.16 为麻花钻直径 d 不同时两种钻削力模型所预测的钻削力和扭矩曲线。可见，相对于切削力预测模型，两种扭矩预测模型的预测值的差异更小。但不管是切削力还是扭矩预测模型，随着麻花钻直径 d 的增大，两种模型的预测

数值差异增大，造成上述现象的原因有以下几个方面：

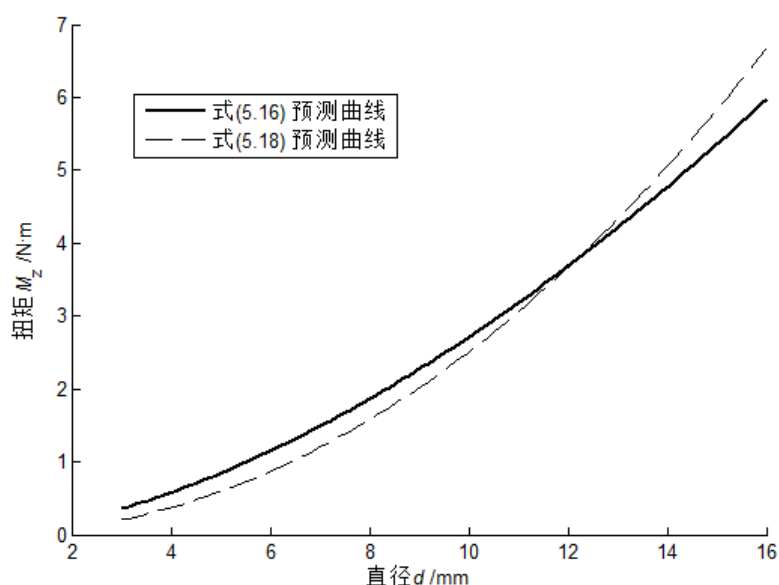
(1) 深孔麻花钻几何结构非常复杂，因钻头直径变化引起的刀具结构差异较大，影响切削力预测精度。

(2) 在通过试验获得钻削力模型的研究中，仅考虑了三种不同直径的影响，数量较少，影响了钻削力模型对不同直径的适应性，从而导致误差的累积。

(3) 通过修正系数获得的钻削力模型，仅仅是从数值上反应两种模型的等效性，不能从钻削机理上来解释，由于涉及到的不同直径的数量太少，因此随直径的增大，二种模型的预测值之间的差值也会越来越大。



a) 两种模型预测的轴向钻削力 F_z 与钻头直径的关系曲线



b) 两种模型预测的扭矩 M_z 与钻头直径的关系曲线

($V_c=100\text{m/min}$; $f=0.12\text{mm/r}$; $h=12d$; $K_f=-0.08\text{mm}$)

图 5.16 直径 d 对两种模型预测值的影响

总之，通过实测数据线性回归所得的数学模型预测精确度高，能够直观地反

映钻削参数以及麻花钻结构对钻削力的影响，但无法获得不同材料钻削力之间的关系。通过修正系数获得的数学模型能够横向对比不同工件材料对钻削力的影响，但精度相对较低。

5.4.2 HT300 和 42CrMo 基于 45 钢的钻削力修正系数

通过同样的实验方法，可得到其它材料基于 45 钢的钻削力修正系数 K_F ，比如，HT300 和 42CrMo，见表 5.11。由此，容易得到 LC4、HT300 和 42CrMo 等材料基于 45 钢(HB220)的修正切削力公式。

表 5.11 钻削力和修正系数

工件材料	45 钢(HB220)	LC4(HB80)	HT300(HB200)	42CrMo(HRC36)
F_z	1	0.5728	0.7154	1.3380
M_z	1	0.5016	0.6726	1.2670

5.5 本章小结

本章通过大量的切削实验，计算出了切削力模型中的待定系数，建立了新型深孔麻花钻的钻削力模型；并分析了麻花钻直径、芯厚增量、进给速度、钻削深度和切削速度等 5 个因素对模型预测误差的影响。本章的主要研究内容有：

(1) 以优化后的新型深孔麻花钻为研究对象，根据正交试验设计方法，通过切削试验获得了钻削加工的轴向力和力矩，建立了以麻花钻直径、切削速度、进给速度、钻削深度和芯厚增量为变量的新型深孔麻花钻钻削 45 钢的钻削力数学模型，并通过试验验证了模型的可靠性。用同样的方法建立了 LC4 的切削力数学模型，并通过修正系数的方法建立了基于 45 钢的钻削 LC4、HT300 和 42CrMo 的切削力数学模型，同样通过试验验证了基于 45 钢的 LC4 钻削力数学模型的可靠性。

(2) 分析了麻花钻直径、进给速度、钻削深度、芯厚增量和切削速度 5 个因素对钻削过程的影响，结果表明：对钻削力影响最大的因素为麻花钻直径，其次依次为进给速度、钻削深度和芯厚增量，而切削速度影响最小。从影响程度来看，麻花钻直径、芯厚增量和钻削深度对扭矩的影响比对轴向力的影响大。从修正系数来看，工件材料对切削力的影响比较显著，各种工件材料基于 45 钢(HB220)的修正系数有如下关系：LC4(HB80) < HT300(HB200) < 45 钢(HB220) < 42CrMo(HRC36)。

(3) 通过普通螺旋槽和变参数螺旋槽深孔麻花钻的对比钻削试验研究，发现变参数螺旋槽的容屑和排屑能力可满足深孔加工的需要，在整个钻削过程中切削力保持平稳，从而证明了变参数螺旋槽可有效地降低排屑阻力。

结论与展望

新型整体硬质合金深孔麻花钻的开发响应了目前我国机械加工行业对深孔加工高端刀具国产化的强烈需求。本文是在工业和信息化部牵头实施的“高档数控机床与基础制造装备”科技重大专项子项“超细晶粒整体硬质合金涂层精密刀具的研究与开发”的支持下,通过理论研究,建立了变参数螺旋槽深孔麻花钻的数学模型;同时,借助数值仿真分析和正交实验方法,对深孔钻削过程中的钻削力和稳定性、钻削质量以及深孔麻花钻的磨损进行深入研究,成功开发出高性能新型整体硬质合金深孔麻花钻,并实现产品的系列化研发。

本文的主要研究成果归纳如下:

1、对变参数螺旋槽深孔麻花钻的数学模型及三维建模方法进行了研究。

1) 自主创新开发出变参数螺旋槽槽型结构,阐述了无瞬心包络原理,并基于该原理分析了砂轮加工变参数螺旋槽的运动过程,推导了变参数螺旋槽、钻尖平面型后刀面、钻尖横刃和内刃、内刃前刀面以及修磨横刃的数学模型。

2) 根据数学模型,提出了基于 B 样条曲面插值算法精确建立变参数螺旋槽三维实体模型的方法,应用 UG NX 软件建立了刀具的三维模型,并对模型精度进行了验证。

2、对变参数螺旋槽深孔麻花钻进行了结构优化设计。

1) 从提高刀具的卷屑、断屑和容屑性能的角度,设计了深孔麻花钻的横向截形,并对不同规格的深孔麻花钻容屑槽型进行了系列化研究。

2) 以钻尖横刃长度、主切削刃第一后角、主切削刃第二后角、内刃过渡圆弧及内刃前角 5 个关键参数为分析因素,通过正交试验设计,确定了 18 种不同钻尖结构的麻花钻设计方案,并建立其三维模型用于动态切削数值仿真。

3) 运用 DEFORM 3D 软件,对新型深孔麻花钻钻削过程进行了三维动态数值仿真,获取了麻花钻加工过程中的温度分布规律和钻削力、扭矩曲线。分析钻削力、扭矩曲线,发现线包括逐步上升和趋于稳定两个阶段,而且在稳定阶段,切削力和扭矩信号存在轻微的振荡现象,这种振荡现象主要由切屑分离模型的误差和螺旋槽的结构引起。

4) 根据切削力的仿真结果,运用 ANSYS Workbench 对麻花钻进行小变形应力、应变分析,掌握了麻花钻的 Von Mises 等效应力和应变的分布信息。以 Von Mises 等效应力和应变为实验指标,通过极差分析,分别优选了应力最大、应变最大和综合性能最优三种钻尖关键参数组合。通过对这三种方案以及另一种改进型

方案进行切削对比实验论证，确定了最好的钻尖参数组合方案为横刃长 0.48mm，内刃转角圆弧 0.8mm，内刃前角 0° ，主切削刃第一后角 6° ，第二后角 25° 。

3、从钻削力大小对比、被加工孔表面质量及刀具失效形式三方面对深孔钻削机理进行了初步研究。

1) 通过切削力对比实验论证了新型深孔麻花钻的变参数螺旋槽结构，有助于增大麻花钻的容屑空间，提高其排屑性能，从而减小深孔加工过程中的钻削力，并在高效加工的条件下提高钻削稳定性。

2) 分析了深孔加工中被加工孔轴线偏斜的原因，并提出预防措施。研究了切削参数对被加工孔表面粗糙度的影响，研究结果表明：在切削速度、进给和钻深三个因素中，进给速度 f 对表面粗糙度的影响最大，进给速度 f 过大或过小，都将造成表面粗糙度 R_a 显著增大。研究了切削参数和芯厚增量对孔径扩大量的影响，研究结果表明：以上因素中仅芯厚增量对孔径扩大量有较大影响。

3) 通过大量的切削实验，研究了深孔麻花钻加工灰口铸铁、球磨铸铁和合金钢等各种不同材质时的磨损特性，初步探讨了新型深孔麻花钻的失效机理。研究表明：新型深孔麻花钻的主要失效形式为前刀面月牙洼磨损、后刀面磨损、边界沟槽磨损、崩刃、剥落和断裂。

4、对变参数螺旋槽深孔麻花钻的钻削力数学模型进行了研究。

1) 以优化后的新型深孔麻花钻为研究对象，根据正交试验设计方法，通过切削试验获得了钻削加工的轴向力和力矩，建立了以麻花钻直径、切削速度、进给速度、钻削深度和芯厚增量为变量的新型深孔麻花钻钻削 45 钢的钻削力数学模型，并通过试验验证了模型的可靠性。用同样的方法建立了 LC4 的切削力数学模型，并通过修正系数的方法建立了基于 45 钢的钻削 LC4、HT300 和 42CrMo 的切削力数学模型，同样通过试验验证了基于 45 钢的 LC4 钻削力数学模型的可靠性。

2) 分析了麻花钻直径、进给速度、钻削深度、芯厚增量和切削速度 5 个因素对钻削过程的影响，结果表明：对钻削力影响最大的因素为麻花钻直径，其次依次为进给速度、钻削深度和芯厚增量，而切削速度影响最小。从影响程度来看，麻花钻直径、芯厚增量和钻削深度对扭矩的影响比对轴向力的影响大。从修正系数来看，工件材料对切削力的影响比较显著，各种工件材料基于 45 钢(HB220)的修正系数有如下关系：LC4 < HT300 < 45 钢 < 42CrMo。

3) 通过普通螺旋槽和变参数螺旋槽深孔麻花钻的对比钻削试验研究，发现变参数螺旋槽的容屑和排屑能力可满足深孔加工的需要，在整个钻削过程中切削力保持平稳，从而证明了变参数螺旋槽可有效地降低排屑阻力。

论文的主要创新点：

1) 建立了变参数螺旋槽的数学模型。虽然有专利提出了芯厚连续变化的螺旋

槽结构，但目前未见针对这种新型螺旋槽的数学模型及刃磨加工模型进行研究的文献报道。本课题研究第一次提出变参数螺旋槽的观点，并基于无瞬心包络原理，从理论上推导了变参数螺旋槽的数学模型，并根据其数学模型，提出了基于B样条曲面插值算法精确建立变参数螺旋槽深孔麻花钻的方法。

2) 基于正交实验设计和数值仿真相结合的手段，实现刀具结构参数优化。本课题研究中，通过将正交实验设计方法与数值仿真手段相结合的方法，对深孔麻花钻钻尖的关键参数进行优化，实现了创新性变螺旋槽深孔麻花钻的开发。

3) 基于切削力实验数据，建立了新型深孔钻的切削力和扭矩模型。目前，一方面钻削力模型研究很多都是基于有限元仿真分析的结果，误差较大；另一方面，已有的经典切削力经验公式已不再适用于日益复杂的切削工况。基于实验研究方法，建立了新型深孔麻花钻钻削45钢和LC4的钻削力数学模型，以及新型深孔麻花钻加工LC4、HT300和42CrMo基于45钢的钻削力数学模型。

今后研究工作的展望：

深孔加工被认为是最难的金属切削问题之一，是涉及到力学、物理学、化学、材料学、数学和机械工程等多学科交叉问题，尽管本文的研究取得了一定的成果，但仍然有明显的局限性，具体表现在：

1) 本文在钻尖关键参数的仿真试验中，只针对五个关键参数做了七因素三水平正交试验，如增加关键参数的数量，或增加因子的水平数可得到更精确的有助于钻尖结构参数设计和优化结论。

2) 在动态钻削数值仿真中，材料的热力耦合本构模型、材料的失效准则、刀-屑摩擦模型、切削热产生和传导模型等还有待进一步发展，以便更深入地洞察金属材料在不同加工工况下的钻削特征与机理。

3) 在深孔麻花钻钻削力数学模型的实验研究中，因实验规模、时间成本及实验条件等方面限制，仅针对直径6mm、10mm及12mm的深孔麻花钻进行了切削力及扭矩的测试实验，建立的切削力数学模型在刃径6mm~12mm范围内有很高的预测精度，但是当钻头刃径更小或更大时，则预测误差会增大。因此有必要开展其他直径规格麻花钻的切削力及扭矩测试实验，以便进一步完善切削力模型。

4) 本文只针对长径比15以下的整体式硬质合金深孔麻花钻进行研究，从当前深孔钻的应用环境看，在航空及汽车行业中，长径比大于15的深孔钻需求量也很大。因此，开发更大长径比的整体式硬质合金深孔麻花钻是下一步的重点工作。

参考文献

- [1] 王峻.现代深孔加工技术.哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2005.
- [2] BRINKSMEIER E. Prediction of tool fracture in drilling. *Ann CIRP*, 1990, 39(1): 97-105.
- [3] 刘钢, 孙首群, 凌卫青, 等.由小直径深孔刀具的革新谈创新设计. *中国机械工程*, 2001, 12(11): 1290-1293.
- [4] Abele E., Ellermeyer A., Hohensteing J., et al. Tool length influence on wear behavior of twisted carbide drills. *Production Engineering*, 2007, 1(1): 51-56.
- [5] 王世清.深孔加工技术.西安: 西北工业大学出版社, 2003.
- [6] 樊铁镔.深孔加工技术综述. *工具技术*, 1994, 28(5): 2-5.
- [7] 王丽, 田中, 武司. MQL 深孔钻削中关键因素的最适化研究. *机床与液压*, 2007, 35(11): 45-47.
- [8] 陈增强, 王安辉, 王文轩. MQL 深孔钻削在曲轴生产线上的应用. *汽车技术*, 2008, (3): 49-51.
- [9] 李通, 彭海. MQL 技术在内排屑深孔钻削加工中的应用. *新技术新工艺*, 2010, (10): 14-16.
- [10] Heinemann R., Hinduja S., Barrow G., et al. Effect of MQL on the tool life of small twist drills in deep-hole drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46(1): 1-6.
- [11] Kim D. W., Lee Y. S., Park M. S., et al. Tool life improvement by peck drilling and thrust force monitoring during deep-micro-hole drilling of steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, 49(3): 246-255.
- [12] 张平宽, 王慧霖.微小深孔的超低频振动切削机理研究. *农业机械学报*, 2002, 33(2): 102-104.
- [13] 刘战锋, 杨立合.深孔超声轴向振动钻削装置的设计与研究. *机床与液压*, 2007, 35(3): 56-58.
- [14] 王立平, 杨叔子, 王立江.振动钻削工艺的研究概况和发展前景. *工具技术*, 1999, 33(6): 3-7.
- [15] 李信能.麻花钻后面平面磨法研究. *工具技术*, 1992: 26(5), 46-48.
- [16] Salama A. S., Elsawy A. H. The dynamic geometry of a twist drill point. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, 56: 45-53.
- [17] Galloway D. F. Some experiments on the influence of various factors on drill

- performance. Trans ASME, 1957, 79: 191-231.
- [18] Fujii S., DeVries M. F., Wu S. M. An analysis of drill geometry for optimum drill design by computer, part I: drill geometry analysis. Journal of Engineering for Industry, 1970, 92(3): 647-656.
- [19] Fujii S., DeVries M. F., Wu S. M. An analysis of drill geometry for optimum drill design by computer, part II: computer-aided design. Journal of Engineering for Industry, 1970, 92(3): 657-666.
- [20] Armarego E. J. A., Rotenberg A. An investigation of drill point sharpening by the straight lip conical grinding method-I: basic analysis. International Journal of Machine Tool Design and Research, 1973, 13(3): 155-164.
- [21] Armarego E. J. A., Rotenberg A. An investigation of drill point sharpening by the straight lip conical grinding method-II: A criterion for selecting a solution. International Journal of Machine Tool Design and Research, 1973, 13(3): 165-182.
- [22] 林丞, 曹正铨, 李粤军. 钻尖刃磨参数的计算机分析(英文). 湖南大学学报(自然科学版), 1985, 12(4): 1-11.
- [23] 李粤军, 曹正铨, 林丞. 曲线刃锥面钻尖的数学模型及其计算机辅助设计. 中国高校金属切削研究会第三届年会科研论文集, 长沙: 湖南大学出版社, 1987, 136-142.
- [24] 林丞, 杨维克. 锥面麻花钻横刃廓形及其几何角度分析. 湖南大学学报(自然科学版), 1989, 16(4): 13-22.
- [25] 康德纯, Armarego E. J. A. 麻花钻直线刃圆锥面刃磨法的数学建模. 大连理工大学学报, 1998, 38(3): 290-295.
- [26] 康德纯. 直线刃钻头后刀面可加工型研究. 大连理工大学学报, 1998, 38(S1): S88-S93.
- [27] 李信能, 陈鼎昌. 用于钻头的刃磨运动合成方法研究. 航空学报, 1994, 15(11): 1403-1407.
- [28] 陈五一, 陈鼎昌. 虚拟钻尖刃磨机的结构设计. 机械设计, 1998, (6): 22-24.
- [29] 吕彦明, 樊锐, 陈五一, 等. 钻尖数控刃磨中的尾隙角研究. 北京航空航天大学学报, 1999, 25(4): 462-466.
- [30] 江洪道, 吕彦明, 陈五一, 等. 麻花钻钻尖锥面刃磨参数优化求解. 北京航空航天大学学报, 2000, 26(1): 99-102.
- [31] 吕彦明. 锥面刃磨可展直纹面与后刀面刃磨. 工具技术, 2003, 37(11): 40-43.
- [32] Ernst H., Haggerty W. A. The spiral point drill-a new concept in drill point geometry. Transactions of the ASME, 1958, 80(5): 1059-1072.
- [33] Haggerty W. A., Ernst H. The spiral point drill-self-centering drill point geometry.

- ASTE Paper, 1958, (101): 58-68.
- [34] Lin C., Kang S.M., Ehmann K. F. Helical micro-drill point design and grinding. ASME Journal of Engineering for Industry, 1995, 117(3): 277-287.
- [35] Chyan H.C., Ehmann K. F. Development of curved helical micro-drill point technology for micro-hole drilling. Mechatronics, 1998, 8: 337-358.
- [36] 曹正铨, 陈花荣. 变螺距螺旋面钻尖的数学模型及其刃磨干涉. 湖南大学学报(自然科学版), 1992, 19(6): 1-7.
- [37] 吕彦明, 陈五一, 陈鼎昌. 复杂螺旋面钻尖刃磨原理及实现. 中国机械工程, 2000, 11(3): 292-294.
- [38] 吕彦明, 陈五一, 陈鼎昌. 平面螺旋运动包络特性的研究. 工具技术, 2002, 36(12): 29-31.
- [39] 陈友东, 江洪道, 陈五一, 等. 一种新型螺旋面钻尖数学模型. 机械设计, 2000, (8): 25-28, 50.
- [40] 周志雄, 袁建军, 林丞. 非共轴螺旋面微孔钻钻尖的数学模型. 湖南大学学报(自然科学版), 1999, 26(3): 30-33, 106.
- [41] 周志雄. 一种新型钻头及其刃磨技术的研究. 长沙: 湖南大学, 2000
- [42] 周志雄, 罗霞玉, 杨军, 等. 非共轴螺旋面钻尖角度的求解. 湖南大学学报(自然科学版), 2001, 28(3): 32-36.
- [43] 罗伯勋. 麻花钻后刀面圆柱面刃磨法的几何分析. 华中工学院学报, 1985, 13(2): 93-98.
- [44] 熊良山, 师汉民, 陈永浩. 曲线刃钻头柱面后刀面的刃磨. 中国机械工程, 2007, 18(10): 1165-1192.
- [45] 包进平, 李超, 粟合营, 等. 快速成型磨削原理与椭球面钻型的快速刃磨成型. 机械加工工艺与装备, 2005, (3): 29-31.
- [46] 李超, 王珉, 左敦稳. 双曲面麻花钻数学模型及刃磨方法研究. 中国机械工程, 2003, 14(14): 1202-1204.
- [47] 李超, 王珉, 左敦稳. 麻花钻双曲面刃磨的数学模型及参数计算方法(英文). Transactions of Nanjing University of Aeronautics & Astronauts, 2002, 19(1): 84-88.
- [48] Tsai W. D., Wu S. M. A mathematical model for drill point design and grinding. Journal of Engineering For Industry, 1979, 101(8): 333-340
- [49] 熊良山, 师汉民, 陈永结. 二次曲面钻头几何角度的统一模型. 中国机械工程, 2006, 17(2): 119-123
- [50] Kaldor S., Rafael A. M., Messinger D. On the CAD of profiles for cutters and helical flutes-geometrical aspects. Annals of the CIRP, 1988, 37(1): 53-56.

- [51] Ehmann K. F., DeVries M. F. Grinding wheel profile definition for the manufacture of drill flutes. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 1990, 39(1): 153-156.
- [52] Sheth D. S., Malkin S. CAD/CAM for geometry and process analysis of helical groove machining. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 1990, 39(1): 129-132.
- [53] Kang S. K., Ehmann K. F., Lin C. A CAD approach to helical groove machining-I: mathematical model and model solution. *International Journal of Machine Tools & Manufacturing*, 1996, 36(1): 141-153.
- [54] Armarego E. J. A., Kang D. Computer-aided modelling of the fluting process for twist drill design and manufacture. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 1998, 47(1): 259-264
- [55] Armarego E. J. A., Herath A. B. Predictive models for machining with multi-edge form tools based on a generalised cutting approach. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 2000, 49(1): 25-30.
- [56] Kang D., Armarego E. J. A. Computer-aided geometrical analysis of the fluting operation for twist drill design and production, part I: forward analysis and generated flute profile. *Mach. Sci. Technol.*, 2003, 7(2): 221-248.
- [57] Kang D., Armarego E. J. A. Computer-aided geometrical analysis of the fluting operation for twist drill design and production, part II: backward analysis, wheel profile and simulation studies. *Mach. Sci. Technol.*, 2003, 7(2): 249-266
- [58] 刘井玉, 孙春华, 刘华明. 特种回转面铣刀螺旋槽的数控磨削模型及仿真. *哈尔滨工业大学学报*, 1999, 31(6): 116-118.
- [59] 孙春华, 刘华明, 任秉银. 特种回转面刀具螺旋槽的通用几何模型. *工具技术*, 2000, 34(3): 17-19.
- [60] 周志雄, 袁建军, 林丞. 微钻头螺旋槽的数学模型及其 CAD 方法. *中国机械工程*, 2000, 11(11): 1284-1288.
- [61] 钟罗杰, 陈益瑞, 关彪. 一种由铣刀刃形求螺旋槽形状方法的探讨[J]. *湛江海洋大学学报*, 2001, 21(4): 59-62.
- [62] 刘世瑶, 耿芬然. 深孔麻花钻的端截形及螺旋面的加工. *河北冶金*, 2002, (4): 27-31.
- [63] 黄波, 罗学科. 应用标准砂轮加工刀具螺旋槽的特征线研究[J]. *组合机床与自动化加工技术*, 2006, (1): 12-15.
- [64] 曹昭展. 加工钻头螺旋槽用砂轮的数学模型及其 CAD 系统. 湖南大学, 2006.
- [65] 刘波, 马立军. 基于参数化设计的麻花钻头及其仿真验证. *机械设计与制造*,

- 2009, (3): 145-147.
- [66] 刘彬.基于切屑卷曲、流出的麻花钻螺旋槽形优化方法的探索性研究.贵州大学, 2006.
- [67] 唐淳.变倾角变导程螺旋槽的数学建模和加工方法研究.大连理工大学, 2006.
- [68] 何云, 薛湘鹰, 栾正华, 等.整体硬质合金麻花钻横向截形应用研究.工具技术, 2006, 40(3): 68-70.
- [69] 薛湘鹰.硬质合金麻花钻螺旋槽的研究.华中科技大学, 2006.
- [70] 倪志福, 陈璧光.群钻—倪志福钻头.上海: 科学技术出版社, 1999, 175-176
- [71] 徐立.X 型钻头—高性能钻削工具.工具技术, 1995, 29(4): 12-15.
- [72] 李信能.分裂钻尖的数学模型及刃磨方法.航空工艺技术, 1992, (2): 12-13.
- [73] Chen W. C., Fuh K. H., Wu C. F., et al. Design optimization of a split-point drill by force analysis. Journal of materials processing technology, 1996, 58(2): 314-322.
- [74] 美国肯纳金属公司成都办事处.美国肯纳公司的 SE 钻头.工具技术, 1998, 32(5), 45-46.
- [75] 江西量具刃具厂.深孔麻花钻.中国专利: CN2036077U, 1989-4-19
- [76] 秦新毓.抛物线槽形钻头(深孔钻)和麻花钻的比较.工具技术, 1992, 26(5): 30-32
- [77] 钟立斌.硬质合金抛物线型钻头设计及应用.工具技术, 1994, 28(5): 14-17.
- [78] 三菱综合材料株式会社.钻头及其制造方法.中国专利: CN1618557A, 2005-5-25
- [79] 三菱综合材料株式会社.钻头.中国专利: CN101108425A, 2008-1-23.
- [80] 京特两合公司.深孔钻头.中国专利: CN101115579A, 2008-1-30.
- [81] Oxford C. J. On the drilling of metals 1-basic mechanics of the process.Trans ASME, 1955, 77(2): 103-114.
- [82] Shaw M. C., Oxford C.J. On the drilling of metals 2-the torque and thrust of drilling.Trans ASME, 1957, 79(1): 139-147
- [83] Kumar Pal A., Bhattacharyy A., Chandra Sen G. Investigation of the Torque in drilling ductile materials. International Journal of Machine Tool Design and Research, 1965, 4(4): 205-221.
- [84] Williams R. A. A study of the basic mechanics of the chisel edge of a twist drill. International Journal of Production Research, 1970, 8(4): 325-343.
- [85] Hamade R. F., Seif C. Y., Ismail F. Extracting cutting force coefficients from drilling experiments. Int. J. Mach. Tools Manuf., 2006, 46(3): 387-396.
- [86] Koehler W. Analysis of the high performance drilling process: influence of shape and profile of cutting edge of twist drills. J. Manuf. Sci. Eng., 2008, 130(5).
- [87] Williams R. A. A study of the drilling process. J. Eng. Ind., 1974, 96: 1207-1215.

- [88] Armarego E. J. A., Cheng C. Y. Drilling with flat rake face and conventional twist drills-I: theoretical investigation. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 1972, 12: 17-35.
- [89] Armarego E. J. A., Cheng C. Y. Drilling with flat rake face and conventional twist drills-II: experimental investigation. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 1972, 12: 37-54.
- [90] Shaw M. C. *Metal Cutting Principles*. Oxford: Clarendon Press, 1984.
- [91] Watson A. R. Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. I-initial cutting lip model. *Int. J. Mach. Tool Des Res*, 1985, 25(4): 347-365.
- [92] Watson A. R. Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. II-reversed cutting lip model. *Int. J. Mach. Tool Des Res*, 1985, 25(4): 367-376.
- [93] Watson A. R. Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. III-drilling model for chisel edge. *Int. J. Mach. Tool Des Res*, 1985, 25(4): 377-392.
- [94] Wang J. L. Development of new drilling force models for improving drill point geometries. University of Michigan, 1994.
- [95] Pirtini M., Lazoglu I. Forces and hole quality in drilling. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2005, 45(11): 1271-1281.
- [96] Guibert N., Paris H., Rech J. A numerical simulator to predict the dynamical behavior of the self-vibratory drilling head. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2008, 48(6): 644-655.
- [97] Guibert N., Paris H., Rech J., et al. Identification of thrust force models for vibratory drilling. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2009, 49(9): 730-738.
- [98] Claudin C., Poulachon G., Lambertin M. Correlating between drill geometry and mechanical force in MQL conditions. *Int. J. Mach. Sci. Technol.*, 2008, 12(1): 133-144.
- [99] Chen Y. Modeling for new drilling process development. University of Michigan, 1999.
- [100] Strenkowski J. S., Hsieh C. C., Shih A.J. An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2004, 44(12-13): 1413-1421.
- [101] Vijayaraghavan A, Dornfeld D. Automated drill modeling for drilling process simulation. *J. Computing and Information Science in Engineering*, 2007, 7: 276-283.
- [102] Singh I, Bhatnagar N., Viswanath P. Drilling of uni-directional glass fiber

- p>reinforcement plastics: experimental and finite element study. Mater Des, 2008, 29: 546-553.
- [103] 黎正科, 周志雄, 黑大全, 等.深孔麻花钻三维参数化设计及其优化.广西大学学报(自然科学版), 2012, 37(5): 959-964.
- [104] 胡仲勋, 蔡逸玲, 温松明, 等.群钻钻削力研究(IV)-群钻钻削力预测模型.湖南大学学报, 1996, 23(2): 74-77, 83.
- [105] 朱方来, 叶仲新, 陈育荣, 等.钻削力数学模型.湖北汽车工业学院学报, 1997, 2(19): 13-17.
- [106] 白万民, 贾培刚, 白震平.深孔钻削时的力学特性分析.新技术新工艺, 2000, (6): 19-2.
- [107] 练章华, 倪军, 林学文, 等.任意形状钻头切削刃的受力预测模型.中国机械工程, 2001, 12(6): 616-620.
- [108] 董丽华, 刘大昕.钻削力模型的建立及仿真.机械工程师, 2003, (7): 27-30.
- [109] 曲海军, 王贵成, 朱云明, 等.金属切削毛刺生成机理与预报技术研究进展.煤矿机械, 2007, 28(11): 9-11.
- [110] Roukema J. C., Altintas Y. Generalized modeling of drilling vibrations. Part I: Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007, 47(9): 1455-1473.
- [111] Roukema J. C., Altintas Y. Generalized modeling of drilling vibrations. Part II: Chatter stability in frequency domain. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007, 47(9): 1474-1485.
- [112] Guo Y. B., Dornfeld D. A. Finite element analysis of drilling burr minimization with a backup material. Trans. North Am. Manuf. Res Inst SME, 1998, 26: 207-212.
- [113] Min S., Dornfeld D. A., Kim J., et al. Finite element modeling of burr formation in metal cutting. Mach. Sci. Technol., 2001, 5: 307-322.
- [114] 熊镇芹.深孔钻削孔轴线偏斜机理及纠偏方法研究.西安石油学院, 1999.
- [115] 高本河, 郑力, 李志忠, 等.深孔钻削中孔轴线偏斜的纠偏理论与方法研究.兵工学报, 2003, 24(2): 234-237.
- [116] 胡凤兰, 刘军安, 魏华, 等.深孔钻削中的孔轴线偏斜机理与控制方法.现代制造工程, 2011, (7): 73-77.
- [117] 孔令飞, 孙瑾, 魏锋涛, 等.基于稳健设计理论的深孔加工孔直线度研究.机电产品开发与创新, 2007, 20(5): 178-180.
- [118] 李言, 孔令飞.振动切削深孔加工初始偏差对孔直线度误差的影响.机械工程

- 学报, 2012, 48(13): 167-173.
- [119] Zhang J. Z., Chen J. C. Surface roughness optimization in a drilling operation using the Taguchi design method. *Mater Manuf. Process*, 2009, 24(4): 459-467.
- [120] Spur G., Masuha J. R. Drilling with Twist Drills of Different Cross Section Profiles. *CIRP Ann-Manuf. Technol.*, 1981, 30(1): 31-35.
- [121] Chen W. C. Applying the finite element method to drill design based on drill deformations. *Finite Elements in Analysis and Design*, 1997, 26(1): 57-81.
- [122] 万光珉, 孙东明.高扭转刚度异形截面麻花钻的研究.昆明工学院学报, 1991, 1: 41-49.
- [123] 董黎敏, 李强, 王泽巍, 等.螺旋刃刀具 CAD 中的有限元分析.工具技术, 1999, (1): 17-20.
- [124] 谢大纲, 赵清亮, 袁哲俊, 等.麻花钻刚度的有限元分析.中国机械工程, 2001, 12(z1): 154-156.
- [125] 曹秋霞, 马国亮, 赵建敏, 等.有限元法在深孔钻头扭转计算中的应用.工具技术, 2003, 37(11): 61-63.
- [126] 言兰, 周志雄.微钻头刚度的有限元分析.工具技术, 2006, 40(4): 65-67
- [127] 刘小川, 张平宽.采用 Pro/E 和 ANSYS 的微小钻头刚度分析.现代制造工程, 2008, (8): 69-70, 83.
- [128] 宁明志, 易建军, 何云, 等.整体硬质合金麻花钻刚度有限元分析.硬质合金, 2007, 24(2): 99-102.
- [129] 张春梅, 刘静香.基于 ANSYS 的硬质合金钻头切削变形的研究.煤矿机械, 2009, 30(2): 62-63.
- [130] 李超.基于有限元方法的钻头动静态分析与研究.华中科技大学, 2009
- [131] 孔虎星, 郭拉凤, 尹晓霞, 等.基于 ANSYS 的深孔钻结构有限元分析.机械, 2011, 38(6): 21-23, 29.
- [132] 熊良山, 师汉民, 陈永洁, 等.钻头与钻削研究的历史、现状与发展趋势.工具技术, 2005, 39(8): 11-14
- [133] 王磊, 王贵成, 马利杰, 等.钻削加工有限元仿真的研究进展.工具技术, 2007, 41(8): 8-13.
- [134] Jrad M., Devillez A., Dudzinski D. Analytical and finite element approaches for the drilling modelling.10TH ESAFORM CONFERENCE on MATERIAL FORMING. AIP Conference Proceedings, 2007, 907: 757-762.
- [135] 吴健, 韩荣第.麻花钻 3D 建模及钻削过程的有限元分析.2007 全国机械工程博士生学术论坛论文集, 2007: 640-651.
- [136] 韩荣第, 杨昌琪, 吴健, 等.麻花钻的数学建模及钻削过程有限元分析.工具

- 技术, 2008, 42(4): 52-58.
- [137] 杨军, 周利平, 吴能章, 等.基于 Deform 3D 的钻削力仿真研究.工具技术, 2007, 41(4): 50-53.
- [138] 周利平.基于 FEM 的钻削力预报研究.西华大学学报(自然科学版), 2009, 28(3): 1-5.
- [139] 黄立新.钻削加工的三维建模及可视化.工具技术, 2009, 43(6): 69-72.
- [140] 白大山, 黄树涛, 周丽, 等.金刚石涂层钻头钻削 SiCp/Al 复合材料的仿真有限元分析.工具技术, 2011, 45(10): 12-15.
- [141] 侯恩光.基于有限元法的钻削力预报研究.西华大学, 2010.
- [142] 范亚夫, 段祝平.Johnson-Cook 材料模型参数的实验测定.力学与实践, 2003, 25(5): 40-43.
- [143] Yamada Y.Visco-elasticity plasticity.Japan: Baifukan, 1980.
- [144] 徐晓霞, 胡永祥, 孙姚飞, 等.基于 ANSYS/LS-DYNA 钻削过程的数值仿真.机械设计与研究, 2012, 28(1): 85, 87-89.
- [145] M Vaz Jr.The Numerical Simulation of Machining Processes.Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences, 2000, 22(2): 221-226.
- [146] Devdas S., Tom E., Claudio C..New approach to the inspection of cooling holes in aero-engines. Optics and Lasers in Engineering, 2009, (47): 686-694.
- [147] 陈日曜.金属切削原理.北京: 机械工业出版社, 1985.

致 谢

在接近不惑之年，我又重返校园攻读博士学位，这其中的原因，一是出于我对自身要求的提升；另一个原因却不能不提，那就是我的小孩，他很希望自己有一位博士爸爸，作为父亲，我怎么会不去满足他的这个不算很大的愿望。

时光荏苒，冬去春来，四年就在论文选题的斟酌与苦思中，在论文写作的反复构思与修改中不知不觉中过去了。回首四年的读博历程，首先，谨以最诚挚的敬意感谢我的导师周志雄教授，在课题的选题及研究过程中，导师高旷的学术气度、深邃而敏锐的科研洞察力、严谨求实的治学态度、务实求真的为师之道使我深受教益，激励着我在以后的工作、学习和生活中不断进取。

本论文的选题属于国家重大专项并受到了资助，感谢我的工作单位株洲钻石切削刀具股份有限公司李屏总经理、王社权副总经理、汤爱民技术总监及其他领导的大力支持，在此，对他们表示衷心的感谢！感谢湖南工程技术中心为本论文研究提供试验和检测设备！

特别感谢株洲钻石的同事左小陈、黄威武、屈植华、孙振梅、曾滔等工程师在课题试验研究等方面给予的鼎力协助！

在论文的研究过程中，我与周秦源、宋铁军等多位博士进行了交流，在学习与研究中得到了很多帮助，在此表示衷心的感谢！

在此，我还要感谢我的妻子及小孩，是他们的理解、支持和鼓励帮我度过这四年的求学生涯。

最后，衷心感谢在百忙中评阅论文和参与答辩的各位专家、教授！

谨向所有给予作者支持和帮助而在此无法一一提及的师长、同事及朋友致以诚挚的谢意！

作者：肖思来
2013 年 5 月于株洲

附录 A 攻读学位期间发表的论文

- [1] Silai Xiao, Liming Wang, Zezhong Chen, Shequan Wang, Aimin Tan. A New and Accurate Mathematical Model for Computer Numerically Controlled Programming of 4Y1 Wheels in 2½-Axis Flute Grinding of Cylindrical End-Mills. J. Manuf. Sci. Eng. 2013, 135(4): 1-11 (SCI收录: doi:10.1115/1.4023379)
- [2] 肖思来, 周志雄, 左小陈, 孙振梅, 汤爱民, 蓝仁浩. 深孔麻花钻变参数螺旋槽的数字建模研究. 中国机械工程, 2011, 22(21): 2555-2559
- [3] 肖思来, 周志雄, 孙振梅, 左小陈, 汤爱民, 周秦源. 麻花钻刃口强化设计的数值模拟及试验研究. 中国机械工程, 2011, 22(14): 1703-1707
- [4] S.L. Xiao, Z.X. Zhou, Z.M. Sun, X.C. Zuo and E.H. Lan. Parameter-Design and Experimental Study on Small-Diameter Solid Carbide Deep-Hole Twist Drill. Materials Science Forum, 2012, 697-698: 28-33 (EI检索: 20114214429182)

附录 B 攻读学位期间参与的科研项目和申请的专利

- [1] 课题组长.整体硬质合金通用加工系列深孔麻花钻开发, 国家“高档数控机床与基础制造装备”科技重大专项子课题(项目号: 2009ZX04012-0312)
- [2] 课题组长.钢材加工用整体硬质合金钻头的开发.株洲钻石切削刀具股份有限公司重点研发课题
- [3] 课题组长.整体硬质合金挤压丝锥的设计与工艺开发.株洲钻石切削刀具股份有限公司重点研发课题
- [4] 课题组长.高尔夫球杆制造业用成型刀具——雕刻刀的开发.株洲钻石切削刀具股份有限公司重点研发课题
- [5] 课题组长.航空复合材料加工用刀具——单刃钻与菠萝刀的开发.株洲钻石切削刀具股份有限公司重点研发课题
- [6] 主要研究人员.整体硬质合金刀具设计与工艺标准化.株洲钻石切削刀具股份有限公司博士后科研站研发课题
- [7] 肖思来, 王社权, 汤爱民, 左小陈, 孙振梅, 顾健华.用于大长径比深孔加工的钻头, 申请号 201020511368.1, 公开号 CN201783682U
- [8] 肖思来, 王社权, 汤爱民, 左小陈, 孙振梅, 顾健华.用于大长径比深孔加工的钻头, 申请号 201010267924.X, 公开号 CN101912987A