DOI: 10.3901/JME.2014.23.175

重型切削过程硬质合金刀片的冲击破损行为*

刘献礼¹ 刘 铭¹ 何耿煌² 严复钢¹ 程耀楠¹ 刘 利¹

(1. 哈尔滨理工大学“高效切削及刀具”国家地方联合工程重点实验室 哈尔滨 150080;

2. 厦门金鹭特种合金有限公司 厦门 361006)

摘要:应用机械冲击理论分析重型硬质合金车刀冲击断裂过程,并确立其产生冲击断裂的临界条件;采用有限元仿真的方法,分析研究重型硬质合金车刀冲击断裂产生机理及破损形式,并通过冲击试验揭示硬质合金车刀冲击断裂规律。对重型硬质合金车刀疲劳行为进行研究,通过有限元仿真分析方法,提出动态载荷下硬质合金疲劳断裂产生机制,并给出硬质合金疲劳断裂的载荷条件;通过断续切削试验,研究分析导致硬质合金刀具疲劳行为产生的本质原因,以期预防硬质合金刀具过早出现失效提供理论支持和借鉴。

关键词:硬质合金车刀; 重型切削; 冲击断裂; 疲劳断裂; 裂纹

中图分类号: TG712

Impact Damage Behavior of the Cemented Carbide Insert in the Heavy Cutting Process

LIU Xianli¹ LIU Ming¹ HE Genghuang² YAN Fugang¹ CHENG Yaonan¹ LIU Li¹

(1. The Key Lab of National and Local United Engineering for "High-Efficiency Cutting & Tools",

Harbin University of Science and Technology, Harbin 150080;

2. Xiamen Golden Egret Special Alloy CO., LTD., Xiamen 361006)

Abstract: Impact fracture process of cemented carbide turning tool is analyzed by using mechanics impact theory and the critical condition is also determined when the impact fracture happened. Finite element simulation is used to analyze and research production mechanism and damage form of impact fracture of cemented carbide turning tool, and through impact experiment the impact fracture rules of cemented carbide turning tool is revealed. The fatigue behavior of cemented carbide turning tool is researched, and through finite element simulation, production mechanism of fatigue fracture of cemented carbide under dynamic load is put forward, and the load condition of fatigue fracture of cemented carbide is given. Through intermittent cutting experiment, the essential reason why cemented carbide produced fatigue behavior is analyzed. All above will provide theory support and reference to prevent cemented carbide tool from failure too early.

Key words: carbide turning tool; heavy cutting; impact fracture; fatigue fracture; cracks

0 前言

大型筒节锻件粗加工过程中,硬质合金刀具的冲击破损一直是限制其使用性能提高的主要因素^[1-2],尤其是由机械冲击载荷作用所引起的硬质合金断裂失效(冲击断裂和疲劳断裂)。倘若硬质合金刀具以较小切削参数(通常 $v_c < 50$ m/min; $f < 2.0$ mm/r 以及 $a_p < 20$ mm)加工大型锻件时,切削过程中切削用量、切屑截面、刀具工作角度、刀具-切屑-工件接触状态等都在时刻发生变化,刀具往往承受

着反复加载波动变化的载荷作用而发生早期疲劳断裂,这种断裂属于低塑性变形的韧性断裂。硬质合金刀具的疲劳断裂是在其发生一定的塑性变形后产生的,材料在受载荷作用后,局部形成塑性区,随着载荷的继续作用,产生屈服并引起疲劳裂纹生长,最后导致断裂。由于载荷的循环作用,硬质合金的疲劳断裂会出现不规则的断口^[3]。

当切削速度达到一定数值时($v_c > 55$ m/min 和 $f > 2.4$ mm/r 产生足够大的机械冲击能量),由锻件毛坯表面锻造缺陷所引起的强机械冲击便会引起重型车刀产生冲击断裂。冲击断裂是指硬质合金刀具在较低的应力作用下,几乎没有发生塑性变形就发生断裂的现象。冲击断裂是一种快速的脆性断裂现

* 国家自然科学基金资助项目(51175131)。20140418 收到初稿,20140815 收到修改稿

象,塑性区和裂纹尺寸很小,断口较为平整^[4]。

目前,关于金属变形与断裂有一定的研究基础,但还不够完善。特别是针对重型切削过程中,硬质合金刀具的冲击断裂与疲劳断裂的研究仍然是重型切削抑制刀具寿命的重要课题。重型硬质合金刀具冲击破损研究所涉及的研究方法如图1所示。因此研究重型硬质合金车刀冲击破损的产生机理及其规律性对预防重型切削过程中硬质合金车刀过早断裂现象的发生及提高硬质合金刀具的强度对重型硬质合金刀具的设计、开发以及重型切削生产效率的提高,降低成本有着重要的实际意义。

图1 重型硬质合金车刀冲击破损类型与研究方法

1 硬质合金刀具断裂过程

按照苏联学者 ФРИДМАН 的分类^[5],通常情况下,合金断裂过程要经过如下四个阶段:① 孕育期或速度逐渐增加和正加速的加速期。这个阶段总是存在,但在非连续试验时可能发现不了;② 减速和负加速的抑止期;③ 恒速和零加速的稳定期;④ 速度增长和正加速直至完全断裂的最后加速期(有时存在崩裂现象)。这个阶段在停止外载荷作用时,依靠被物体承载部分向它原来形状做弹性回复时所产生的力而快速进行。此时,物体受载荷作用部位弹性势能储备越多,最后断裂阶段发展得越强烈。然而,硬质合金刀具冲击破损过程不一定是由上述几个阶段组成,例如,孕育阶段可能直接转到断裂阶段。

根据上述断裂发展阶段,硬质合金刀具可能处于以下状态:① 亚临界状态(稳定状态),已经达到的载荷量在该时刻的保持,可使断裂过程变慢(负加

速),或使断裂过程恒速进行;② 过临界状态(不稳定状态),其特征是外载减少而断裂过程正加速进行。根据上述,临界载荷(应力)、裂纹长度、断裂韧性参数(K_{IC} 和 G_{IC})应取其过渡到断裂加速扩展这一时刻的数值^[6]。

作为过临界特性,目前采用断裂速度(载荷下降速度)和最后折断区(断口)的宏观形貌特征来描述^[7]。文献[8]指出,为了更深入地了解在载荷作用下硬质合金中出现的这一现象,除了借助通用的变形图(说明应变与应力的关系)进行分析外,最好的佐证便是研究断裂物体的断口特征。

2 单次载荷下硬质合金刀具冲击断裂

2.1 冲击断裂产生条件分析

重型切削过程中,切削深度 a_p (10~30 mm)和进给量 f (0.8~3.2 mm/r),与常规切削相比,切削用量较大。根据研究,当工件表面缺陷以锻造沟壑或锻造坑包为主要形式存在时(图2),选取切削速度和进给量比较低的情况下($v_c=20\sim45$ m/min; $f\leq 2.0$ mm/r),重型车刀承受的冲击载荷比较小(小于硬质合金的抗弯强度),刀片只可能产生部分断裂,如:切削刃或刀尖崩碎(图3)。

图2 筒节锻造毛坯表面缺陷

图3 较低载荷作用下硬质合金刀片部分断裂

当选取的切削参数 v_c 、 a_p 以及 f 超过车刀承受冲击载荷的某一极限值时,工件和刀片之间的接触应力将达到刀片抗剪强度极限 $[\tau]$ 。这时,刀片将会产生严重的整体冲击断裂现象,这种破坏过程往往是一种比较复杂的力学过程。因此,首先分析了解工件和刀片相互撞击瞬间强机械冲击载荷和撞击载荷特性,对研究重型硬质合金车刀冲击断裂失效就显得十分必要。

呈现出上升的趋势, 图 5 中临界面以上部分为硬质合金刀具发生冲击断裂的切削参数范围。

(a) 重型硬质合金刀具冲击断裂分析云图

(b) 常规硬质合金刀具冲击断裂分析云图

图 5 硬质合金刀具冲击断裂计算分析云图

因此, 式(12)所表示的重型硬质合金车刀冲击断裂极限载荷计算模型能准确的描述硬质合金刀具在单次冲击载荷作用下产生断裂的临界切削参数。从而为切削过程中预防硬质合金刀具发生冲击断裂提供参考数据。

2.3 硬质合金刀具冲击断裂仿真分析

冲击断裂临界条件计算模型分析表明: 硬质合金刀具发生冲击断裂所需载荷受切削速度 v_c 和进给量 f 的影响较大。分析刀片受冲击断裂问题最大难点在于接触面的非线性和刀片受冲击部位的非线性变形。因为冲击发生时, 刀-工件具体接触区域和相互位置是不确定的, 且两者接触状态会随时间改变而变化。倘若根据实际情况分析冲击断裂现象是非常困难的。因此, 研究重型硬质合金车刀冲击断裂状态, 可根据其产生冲击断裂的临界条件, 采用仿真手段进行研究。

根据冲击断裂临界条件计算模型及图 5 计算结果, 重型切削过程中, 硬质合金刀具发生冲击断裂的切削参数组合为 $2.0 \text{ mm} < f \leq 3.2 \text{ mm}$; $50 \text{ m/min} < v_c \leq 60 \text{ m/min}$ 。因此, 在这个极限速度下重型硬质合金车刀冲击断裂仿真分析云图如图 6 所示, 其中工件材料: 2.25Cr-1Mo-0.25V; 刀具材料: SCS 牌号

硬质合金; 切削参数: $f=2.4 \text{ mm/r}$, $v_c=55 \text{ m/min}$ 。

仿真是利用 ANSYS 仿真软件进行的, 仿真模型中的材料属性是根据实际切削用刀片材料参数选择的。仿真过程中的力、热等参数是根据切削参数和材料特性计算的理论值。目前没有测量重型切削的切削力、热等参数的成熟条件, 只能通过理论计算或者从侧面证明。

如图 6a 所示, 在切削速度 $v_c=55 \text{ m/min}$ 和进给量 $f=2.4 \text{ mm/r}$ 产生的机械载荷冲击下, 重型硬质合金车刀切削区域厚度方向上变形较为严重; 图 6b 和图 6c 仿真云图表明, 在机械载荷冲击作用下, 重型硬质合金车刀发生从刀片底部沿垂直于前刀面方向断裂, 同时伴随刀尖破碎现象。

(a) 冲击瞬间车刀变形云图 (m)

(b) 冲击瞬间车刀应力云图 (Pa)

(c) 冲击瞬间车刀应变云图

图 6 工件冲击硬质合金车刀仿真分析云图

2.4 冲击试验

通过前面分析可知, 重型硬质合金车刀在工件锻造沟壑或锻造坑包冲击下主要的破损形式是冲击部位的冲击断裂。为了提高硬质合金刀具的抗冲击

性能, 近年来涂层技术的应用在国内外得到了广泛的重视^[11-12]。

值得注意的是, 重型切削追求高的材料去除效率必然采用大的切削用量将不可避免地增加硬质合金车刀发生冲击断裂的倾向。通过切削试验, 研究在切削速度较高情况下硬质合金车刀的冲击断裂特性和规律, 对有效的控制冲击断裂和预防具有十分积极的现实意义。

2.4.1 试验方法

选用具有复合涂层的重型硬质合金车刀, 厚度约为 10 mm, 6°左右前角和 7°左右后角(刀具的结构示意图如图 7 所示)。在大型立车上进行材料为高温高强度钢 2.25Cr-1Mo-0.25V 筒节毛坯锻件切削。试验用切削参数是根据实际切削加工条件选择的。切削速度选择易产生冲击断裂的切削速度 $v_c \geq 55$ m/min 和进给量 $f=2.4$ mm/r。

图 7 复合涂层的重型硬质合金车刀示意图

2.4.2 冲击断裂分析

重型硬质合金车刀承受工件锻造沟壑或锻造坑包的冲击时, 冲击部位邻近区域内, 裂纹的产生和扩展破坏了硬质合金基体材料的连续性, 在硬质合金基体形成冲击断裂。因此, 研究单次冲击载荷作用下重型硬质合金车刀断裂过程和断口形貌特征, 是重型硬质合金车刀抗冲击设计的依据。

对于可转位整体式硬质合金车刀, 在进给量 $f=2.4$ mm/r 时, 当切削速度 v_c 提高到 55 m/min, 将发生整体冲击断裂。刀片在其切削区域沿宽度方向断裂成两块或数块, 断裂后的宏观形貌如图 8 所示。从硬质合金车刀的断口形貌分析可知, 刀片的冲击断裂是其基体内部裂纹失稳快速扩展的结果。切削速度提高后, 工件的机械冲击能量提高, 刀片体局部性的冲击断裂过程得到快速发展, 最终引起刀片的冲击断裂。

图 8 重型硬质合金车刀冲击断裂宏观形貌

(1) 冲击断裂过程分析。

1) 冲击断裂起始阶段。通过观察发现, 重型硬质合金刀片断裂的断裂源为刀片底部位置(与仿真分析一致), 其通常出现在与刀片前刀面上的冲击坑相对的部位或该部位的附近。刀片前刀面受到工件强烈撞击时, 与冲击部位相对应的刀片底面表面上出现最大的动态弯曲正应力。正应力促使刀片底部表面附近区域内的晶界、金属氧化物以及其他显微缺陷破裂形成冲击断裂裂纹。当它们伸展到临界尺寸后, 便会快速扩展成为断裂源。

2) 冲击断裂扩展阶段。从重型硬质合金车刀冲击断裂的断口宏观形貌观察, 在工件的强冲击载荷作用下, 断裂具有失稳快速扩展的特征。断口宏观形貌呈现出典型的辐射状纹和弧形撕裂纹。这两种纹路都逆着指向断裂源。

辐射状纹中, 每条纹路均呈现纤维状, 其辐射方向与断裂扩展方向一致, 且垂直于断裂前沿的轮廓线。断裂前沿的轮廓线呈圆弧形, 从刀片底部表面开始的断裂, 会以较为恒定的速率向刀片前刀面方向扩展。

由于断裂源位于刀片的底部区域, 断口上的弧形撕裂纹呈不对称分布, 偏向刀片底部一侧。刀片前刀面一侧的弧形撕裂纹出现明显的弯曲现象, 当它们接近前刀面时, 弧形撕裂纹的取向大致与前刀面垂直。弧形撕裂纹的走向表明, 冲击时断裂沿最小阻力方向扩展, 断裂达到前刀面所经历的路径最短。弧形撕裂纹还表征断裂同时沿硬质合金车刀宽度方面扩展, 断裂在宽度方向上的扩展速率明显大于厚度方向, 与弧形撕裂纹正交的曲线均呈现出抛物线状态。

在重型硬质合金车刀发生冲击断裂时, 断裂往往是由若干个断裂源同时开始的。断裂源通常出现在刀片底部附件某区域处, 也可能出现在刀片的基体内部。由于这些断裂源各自处于不同的空间位置上, 由它们发展起来的断裂彼此靠近时, 常常通过撕裂而互相连接, 因而断口形貌上出现宏观台阶状(图 9a)。

3) 冲击剪切阶段。重型硬质合金车刀冲击断裂由刀片底部向前刀面扩展时, 断裂前沿处于平面应力状态, 冲击断裂将以滑移剪切方式沿着最大切应力方向扩展。断裂面由垂直于正应力的平断口过渡为与最大弯曲正应力呈锐角的斜断口, 断口形貌特征表现为冲击剪切(图 9b)。在刀片厚度方向上, 冲击剪切的厚度为 0.5~1.5 mm, 表征断裂快速扩展的辐射状纹和弧形撕裂纹是延续通过剪切面的。在此阶段重型硬质合金车刀发生完全冲击断裂。

(2) 冲击断口的 SEM 分析。

针对重型硬质合金车刀冲击断裂过程, 冲击断

图9 重型硬质合金刀片断口宏观形貌特征

裂的宏观断口形貌特征是：断口呈现辐射状纹和弧形撕裂纹。这些纹路出现的区域形貌表现为微坑状态(图10b)。冲击断裂时，微观区域内的应力和变形具有较大的不均匀性，因而微坑的大小、深浅以及沿着断裂扩展方向被拉伸的程度均有较明显的差异。断口的某些区域可观察到较大较深的微坑(图10c)。

图10 重型硬质合金车刀冲击断口 SEM 形貌特征

刀片底部裂纹穿晶扩展时，晶粒内所形成的断裂表面是凹凸不平的，因而，在断口微观形貌分析中可观察到相邻微坑之间在高度上有较大的差异。相邻断裂表面上的微坑通过撕裂面相互贯通(图10d)。

随着切削速度的增加，断口宏观形貌变得整齐。断口微观形貌分析中所观察到的微坑也相应变得整齐，而微坑的大小、深浅存在明显的不均匀性。由于相邻微坑之间高度上的差距随切削速度的递增而减小，微坑之间的撕裂程度也变得缓和。

上述冲击断口微观分析表明，重型硬质合金车刀的冲击断裂主要表现为脆性断裂，即断裂过程几

乎没有发生塑性变形，且冲击断裂过程是按着微坑聚集的方式进行的。

文献[13]表明：脆性断裂一般发生在高强度或低延展性、低韧性的金属和合金上。另一方面，即使金属有较好的延展性，在如低温，厚截面，高应变率(如冲击)，或是有缺陷，也会发生脆性断裂。因此，重型切削过程中重型硬质合金车刀发生冲击断裂失效一般是因为较高切削用量下的机械冲击，而非过载。

3 循环载荷下硬质合金刀具疲劳行为

3.1 重型硬质合金刀具疲劳现象

重型加氢筒节锻造毛坯其外圆周加工余量严重不均匀，由锻造缺陷引起的断续机械冲击和热冲击载荷变化幅度非常大(一般情况下，切削力在0~100 kN 波动)。倘若切削参数选择过大，刀具可能刚入切便出现冲击断裂，这是一种脆性断裂失效形式。而在切削参数选择较小的情况下，作用在刀具上的机械冲击强度远低于其抗弯强度，此时刀具受到的是断续机械冲击和热冲击载荷的共同作用，其破坏大部分转为疲劳性破损，即这种破损是由微塑性变形引起刀具产生疲劳裂纹所导致的(图11)。

(a) 重型硬质合金车刀疲劳破损宏观形貌

(b) 重型硬质合金车刀疲劳破损微观形貌特征

图11 重型硬质合金车刀疲劳破损

图11a为重型切削过程中硬质合金车刀切削刃

破损宏观形貌, 依图分析可知刀具在切削力作用下产生微塑性变形, 使切削刃各面不均匀的受压从而产生极其不规则的形貌特征。随着刀具切削部分的磨损, 切削力及其波动幅度会变大, 这便引起刀具切削部分强度的损耗。

断续状态的切削热会加速刀具材料的软化, 同时产生轴向应力。如图 11b 所示, 硬质合金车刀切削刃微塑性变形区域中存在着磨损与裂纹。因此, 重型硬质合金车刀的疲劳失效是由机械冲击和热冲击共同作用的结果。

3.2 重型切削载荷动态特性

重型车削过程中, 切削刀具承受动态变载荷作用, 倘若刀具强度不足或是已经达到疲劳极限, 那么将会产生疲劳断裂现象。在低切削参数情况下, 刀具处于高温状态, 其破坏大部分转为低塑性破损。

重型硬质合金车刀产生疲劳裂纹, 主要是由于切削过程中的动态力-热作用造成的(图 12)。

(a) 重型切削过程切削温度与时间关系

(b) 重型切削过程切削力与时间关系

图 12 重型切削过程中刀具切削区域载荷特性曲线

切削时, 在刀-工件接触区里有很大的剪切应力, 重型硬质合金刀具在切应力作用下产生塑性变形, 使切削刃各面不均匀的受压。随着刀具切削部分的磨损, 切削力及其波动幅度会变大, 这将使刀

具切削部分强度降低, 从而导致裂纹的产生, 同时裂纹会产生法向应力, 因此, 重型车刀疲劳断裂是由切应力(塑性破损)和法应力(脆性破损)共同作用的结果。实际生产过程中, 极高的切削温度会加速刀具材料的软化, 刀具一般要经历弹性变形-塑性变形-疲劳断裂过程。因此, 重型硬质合金车刀切削部分的疲劳断裂, 应该看成是由于弹性变形储备的能量克服裂纹扩张内聚力的结果。考虑刀具材料在动态机械载荷作用下断裂破损, 应从裂纹扩展的临界总应力 σ_{kp} 进行分析, 如式(13)^[14]

$$\begin{cases} \sigma_{kp}^2 = AEC_{\kappa} + K_T \\ A = \frac{2a_n}{\pi l_T} \end{cases} \quad (13)$$

式中, A 为比例系数; E 为硬质合金材料弹性模量; a_n 为塑性变形功系数; C_{κ} 为黏结相的含量(%); K_T 为晶格破坏特性常数。

在疲劳破损阶段, 由于切屑以最高为 $v_c=50$ m/min 左右的速度连续通过变形区, 切削区会产生较多的热量, 并且刀-屑间的温度波动较一致。因此, 要分析重型硬质合金车刀所受机械载荷作用, 必须考虑温度的影响, 那么刀具切削区域的变形温度可由式(14)计算所得^[15]

$$T = T_y + \frac{\tau}{\rho c v \sin \theta} \int_H^H R(z) \delta(z) dz \quad (14)$$

根据重型切削过程机械和温度载荷情况, 对重型硬质合金车刀疲劳断裂进行有限元仿真分析, 分析云图如图 13 所示。

从图 13a 表面疲劳应力(切应力)分析云图可知, 在力-热作用下, 重型硬质合金车刀参与切削区域疲劳应力主要以刀片几何中心处为基点呈近似扇形分布。疲劳应力最大值分布在刀尖往刀底方向某距离处。从图 13a 和图 13b 疲劳应力分布云图分析可知, 疲劳裂纹最集中的地方位于图中黄色边界线(易断裂边界)。综合分析图 13, 重型硬质合金车刀疲劳过程中, 最易发生疲劳断裂的位置为红色与青色边界以及刀尖处红色与黄色边界区域, 即刀尖处沿后刀面某距离处直至刀片底部产生断裂。而当受到过载机械冲击时, 刀片甚至会发生刀片体沿紧固螺钉孔折断现象。

3.3 切削试验

为了验证计算机模拟结果, 进行了切削试验。试验工件为加氢筒节锻造毛坯; 刀具型号为 XF8 型重型硬质合金车刀, 其几何参数和切削用量的选择如表 1 所示; 试验结果如图 14 所示。

(a) 重型硬质合金车刀表面疲劳应力分布云图

(b) 重型硬质合金车刀基体内部疲劳应力分布云图

图 13 重型硬质合金车刀疲劳仿真分析

表 1 XF8 型车刀几何参数及其切削用量选择

刀片 型号	γ_0	α_0	λ_s	ε_r	涂层类型	
XF8	15°	4°	0°	90°	复合涂层	
切削 用量	切削速度 $v/(m/min)$				切削深度 a_p	进给量
					/mm	$f/(mm/r)$
	20	30	40	50	20	2.0

从图 14 分析可知,当切削深度 a_p 和进给量 f 恒定时,图 14a 为低切削速度 $v_c=20$ 重型硬质合金车刀的疲劳破损形式,表明低切削速度时刀具承受的冲击载荷相对较小,刀具只是在切削刃和刀底处产生轻微的裂纹。

图 14b 和图 14c 分别为 $v_c=30$ m/min 和 $v_c=40$ m/min 时,刀具的疲劳断裂形式,从图示可知,在这种情况下刀具的主要破损形式为刀尖崩碎或切削刃破碎,说明切削速度提高时机械冲击载荷能量有所提高,但分布较为分散;图 14d 为较高切削速度 $v_c=50$ m/min 时,车刀的疲劳破损形式,说明较高的切削速度使冲击载荷能量发生瞬间释放并集中作用在刀-屑-工件接触区域,因此,重型硬质合金车刀的断裂形式表现为以刀片几何中心为圆心的伞形断裂,且所有的疲劳断口均呈现不规则状态。

从刀片破损照片实物宏观断裂形貌观察,其断裂方式与仿真分析一致。证明了仿真分析的准确性。

3.4 重型硬质合金车刀疲劳断裂条件

在重型切削过程中,车刀的疲劳断裂据分析主要是由动态切削力引起疲劳应力变化造成的,因此其主要表现为沿后刀面方向的重叠涡流状断裂,且断

图 14 重型硬质合金车刀疲劳断裂宏观形貌

口参差不齐(图 15)。金属材料的疲劳破坏是一种疲劳应力作用下的材料相对脱落过程,因此可用金属断裂力学理论分析车刀切削区域平面切应力(图 16)^[16-17]。

据图 16 的几何关系,计算重型切削疲劳剪切力可由式(15)

$$\tau = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_x \sigma_z - \sigma_y \sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2) \right] \quad (15)$$

(a) 刀尖处疲劳断口宏观形貌特征

(b) 切削刃处疲劳断口宏观形貌特征

图 15 重型硬质合金车刀疲劳断口宏观形貌

图 16 刀片切削区域裂纹尖端处疲劳应力分析

在疲劳应力下, 刀片疲劳裂纹尖端附近的应力分量分别为

$$\left\{ \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\xi_i}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) - \\ &\quad \frac{\xi_j}{\sqrt{2r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{\xi_i}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \\ &\quad \frac{\xi_j}{\sqrt{2r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \tau_{xy} &= \frac{\xi_i}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \\ &\quad \frac{\xi_j}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{yz} &= \frac{\xi_k}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \\ \tau_{xz} &= -\frac{\xi_k}{\sqrt{2r}} \sin \frac{\theta}{2} \end{aligned} \right. \quad (16)$$

将式(16)代入式(15)得

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{r}} \left(\lambda_{ii} \xi_i^2 + \lambda_{ij} \xi_i \xi_j + \lambda_{jj} \xi_j^2 + \lambda_{kk} \xi_k^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (17)$$

其中有

$$\left\{ \begin{aligned} \lambda_{ii} &= 0.14 + 0.06 \cos \theta - 0.08 \cos^2 \theta \\ \lambda_{ij} &= 0.33 \cos \theta \sin \theta - 0.11 \sin \theta \\ \lambda_{jj} &= 0.14 - 0.06 \cos \theta + 0.25 \cos^2 \theta \\ \lambda_{kk} &= 0.33 \end{aligned} \right. \quad (18)$$

令: $\eta = \lambda_{ii} \xi_i^2 + \lambda_{ij} \xi_i \xi_j + \lambda_{jj} \xi_j^2 + \lambda_{kk} \xi_k^2$, 则根据硬质合金塑性变形临界条件, 可获得疲劳裂纹尖端到塑性区边缘的距离为

$$l = \frac{9}{2\sigma_s^2} \eta \quad (19)$$

因为刀片裂纹的生长方向为沿裂纹尖端到塑性区边缘最短距离的平行线方向, 因此, 对其进行求导可获得裂纹扩展判定条件为

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dl}{d\theta} &= 0 \\ \frac{d^2l}{d\theta^2} &> 0 \end{aligned} \right. \quad (20)$$

重型硬质合金车刀疲劳断裂失效主要是由疲劳应力, 引起疲劳裂纹的产生, 并最终使切削区域部分材料撕裂。因此, 重型硬质合金车刀的断裂过程是属于裂纹产生-裂纹扩展-撕裂过程。根据弹性力学平面切应力强度因子断裂准则, 可令式(17)的 $\xi_j=0$, 则有

$$\eta = (0.14 + 0.06 \cos \theta - 0.08 \cos^2 \theta) \xi_i^2 + 0.33 \xi_k^2 \quad (21)$$

综合式(19)、(20), 当 $\theta=0$ 时, 获得重型硬质合金车刀极限切应力强度因子为

$$\eta_{lim} = 0.11 \xi_i^2 + 0.33 \xi_k^2 \quad (22)$$

因此, 在重型切削过程中, 重型硬质合金车刀疲劳断裂失效临界条件为

$$\frac{\xi_i^2}{\xi_{lim}^2} + \frac{3\xi_k^2}{\xi_{lim}^2} = 1 \quad (23)$$

式中, $\xi_{lim}^2 = \sigma_{kp}^2 \lambda$; $\xi_k^2 = \tau^2 \lambda$; σ_{kp} 为裂纹扩展的临界总应力。

重型切削过程中, 动态切削力和切削温度时刻作用在车刀上。切削区域疲劳应力很容易引起车刀产生疲劳裂纹。随着疲劳裂纹的扩展, 当机械载荷符合断裂临界条件时, 车刀便会产生疲劳断裂^[18]。

从图 17 可知, 重型硬质合金车刀前刀面法向断裂的方向均是由刀尖处沿后刀面方向撕裂开, 这也就符合前面分析的疲劳应力从刀尖部位沿后刀面方向传递的情况。其中, 后刀面部位的材料脱落比较严重, 这是因为裂纹由刀尖部位沿后刀面深入扩展引起能量大量堆积在裂纹尖端处所造成的。一般情况下, 刀片前刀面切削区域断裂方向主要是从刀尖处沿主副切削刃方向均匀撕裂, 但偶尔也会有副切削刃断裂较为严重的情况发生(图 17), 这主要是由于筒节表面的不规则凹凸锻造缺陷, 不断冲击副切削刃导致的。

图 17 重型切削过程硬质合金车刀疲劳断裂材料脱落状态

作者通过大型零部件粗加工的正交切削试验确定了最佳切削参数。切削用量 $v_c=40$ m/min, $a_p=20$ mm, $f=1.2$ mm/r 在大型零部件粗加工过程中, 材料去除率最高, 而且保证刀具保持较高的使用寿命, 因此该组切削参数的生产效率最高, 是水室封头这类零件粗加工时最佳切削用量

4 结论

(1) 通过理论计算刀-工件之间冲击载荷与切削参数的相关性, 揭示了重型硬质合金刀具冲击断裂产生机理, 明确了硬质合金刀片发生冲击断裂的临界条件: $\xi_B = \frac{f \rho_1 v_c^2}{T} \times 10^{-4} \geq [\tau]$ 。

(2) 应用三维有限元仿真对不同载荷条件下工件冲击硬质合金车刀的破坏情况进行仿真分析, 揭示了重型硬质合金刀具冲击断裂规律: 在机械载荷冲击作用下, 重型硬质合金车刀发生从刀片底部沿垂直于前刀面方向断裂, 同时伴随刀尖破碎现象。同时, 通过切削试验验证了仿真结果的准确性, 并

获知: 重型切削过程中重型硬质合金车刀发生冲击断裂失效一般是因为较高切削用量下的机械冲击, 而非过载。

(3) 在切削参数 $v_c < 50$ m/min; $f < 2.0$ mm/r 以及 $a_p < 20$ mm 时, 重型硬质合金车刀的冲击破损通常表现为疲劳断裂。此种破损是一个由疲劳裂纹产生、扩展直至断裂的过程。在疲劳破损阶段, 由于切屑以最高为 $v_c=50$ m/min 与刀具产生摩擦, 因此刀-屑接触界面间的温度波动较为一致, 高温使重型硬质合金车刀产生软化, 加速了其疲劳断裂进程。

参 考 文 献

- [1] 严复钢, 何耿煌, 刘献礼. 极端重载条件下高效切削刀具技术[J]. 哈尔滨理工大学学报, 2011, 16(6): 11-16.
YAN Fugang, HE Genghuang, LIU Xianli. Technology of highly efficient tool under the condition of extremely heavy load [J]. Journal of Harbin University of Science and Technology, 2011, 16(6): 11-16.
- [2] HE Genghuang, LIU Xianli, YAN Fugang, et al. Research on the application and design of special tools of the hydrogenated cylindrical shell [J]. Advanced Materials Research, 2011, 188: 450-453.
- [3] MANABU Y K. Fatigue fracture mechanism in ultralong of cemented carbide WC-Co [J]. Experimental Analysis of Nano and Engineering Materials and Structures, 2007: 239-240.
- [4] 龚江宏. 脆性固体断裂力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2010.
GONG Jianghong. Mechanics of brittle fracture of solids [M]. Beijing: Higher Education Press, 2010.
- [5] 范天佑. 断裂动力学原理与应用[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2006.
FAN Tianyou. The principle and application of dynamic fracture [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2006.
- [6] 朱军, 刘颖, 叶金文, 等. Cr 含量对 WC-Co 硬质合金显微组织和力学性能的影响[J]. 功能材料, 2012, 43(3): 11-13.
ZHU Jun, LIU Ying, YE Jinwen, et al. The influence of different content of Cr on microstructure and properties of WC-Co cemented carbide[J]. Function Material, 2012, 43(3): 11-13.
- [7] 孙智, 江利, 应鹏展, 等. 失效与分析-基础与应用[M]. 北京: 机械工业出版社, 2005.
SUN Zhi, JIANG Li, YING Pengzhan, et al. Failure analysis: Fundamentals and applications[M]. Beijing:

- China Machine Press, 2005.
- [8] 张方, 黄伟, 黄帅. 扫描电镜在硬质合金研究和生产中的应用[J]. 粉末冶金技术, 2011, 29(6): 448-451.
ZHANG Fang, HUANG Wei, HUANG Shuai. Applications of scanning electronic microscope in research and production of cemented carbide [J]. Powder Metallurgy Technology, 2011, 29(6): 448-451.
- [9] 何耿煌. 大型筒节零件高效切削技术及刀具开发[D]. 哈尔滨: 哈尔滨理工大学, 2013.
HE Genghuang. High-efficiency cutting technology of large shell and turning tool development [D]. Harbin: Harbin University of Science and Technology, 2013.
- [10] 王学滨. 钛合金绝热剪切带出现时临界塑性剪切应变的估算方法[J]. 稀有金属材料与工程, 2012, 41(2): 260-265.
WANG Xuebin. A method for assessing the critical plastic shear strain corresponding to the onset of adiabatic shear band for titanium alloy [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2012, 41(2): 260-265.
- [11] 王社权, 陈康华, 徐银超, 等. 基体梯度结构对 TiN 涂层硬质合金力学和切削性能的影响[J]. 中国有色金属学报, 2011, 21(4): 804-809.
WANG Shequan, CHEN Kanghua, XU Yinchao, et al. Effect of substrate gradient structure on mechanical and cutting properties of TiN coated cemented carbide [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2011, 21(4): 804-809.
- [12] 陈响明, 易丹青, 李秀萍, 等. 硬质合金复合涂层的结合强度与失效机理[J]. 粉末冶金材料科学与工程, 2011, 16(3): 464-470.
CHEN Xiangming, YI Danqing, LI Xiuping, et al. Bonding strength and failure mechanism of cemented carbide with multilayer coatings[J]. Materials Science and Engineering of Powder Metallurgy, 2011, 16(3): 464-470.
- [13] HE Genghuang, LIU Xianli, YAN Fugang, et al. Research on the fracture and breakage of heavy-duty turning tool for rough machining hydrogenated cylindrical shell [J]. Solid State Phenomena, 2011, 175: 305-310.
- [14] YAN Fugang, LIU Xianli, HE Genghuang, et al. Research on the tools' strength in the condition of uncommonly dynamic heavy-duty loads [J]. Advanced Materials Research, 2012, 500: 563-568.
- [15] 张聘, 徐锋, 赵云, 等. 硬质合金刀具金刚石涂层的热应力仿真[J]. 机械制造与自动化, 2011, 40(6): 100-103.
ZHANG Cheng, XU Feng, ZHAO Yun, et al. Simulation of the thermal stress of the diamond-coated cemented carbide cutting tool [J]. Machine Building & Automation, 2011, 40(6): 100-103.
- [16] 徐鹏. 金属材料应变寿命曲线估算的新方法[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2012.
XU Peng. A new method for the estimation of strain-life curve of metals[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2012.
- [17] 姜勇, 李中权, 钟益权, 等. WC-Co 硬质合金疲劳断裂机制研究[J]. 粉末冶金技术, 2012, 30(5): 341-344.
JIANG Yong, LI Zhongquan, ZHONG Yiquan, et al. On the fatigue and fracture features of WC-Co cemented carbides[J]. Powder Metallurgy Technology, 2012, 30(5): 341-344.
- [18] HE Genghuang, LIU Xianli, YAN Fugang. Research on the dynamic mechanical characteristics and turning tool life under the conditions of excessively heavy-duty turning [J]. Front. Mech. Eng. A, 2012, 7(3): 329-334.
-
- 作者简介: 刘献礼(通信作者), 男, 1961 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为金属切削理论及刀具技术、数字化加工技术。
E-mail: xlliu@hrbust.edu.cn