621. 914. 2. 014:539. 377. 096

超硬正面フライスにおける熱き裂*

(第2報, 工具破損との関連)

奥 島 啓 式**, 星 鉄 太 郎***

Thermal Crack in the Carbide Face-Milling Cutter

(2nd Report, Its Significance as a Cause of Tool Failures)

by Keiji OKUSHIMA and Tetsutaro HOSHI

Several sorts of cracks which appear in the carbide face-milling cutter, including the thermal crack, are investigated in respect with their significances as the causes of tool failures which occur over a wide range of the cutting speed.

Tool failures at a high cutting speed are classified into several types from their appearances and each type concerns with a singular crack. The so-called thermal crack is one of these cracks which cause the tool failures at a high cutting speed. The cutting speed, the feed and the cutting fluid influence the sort of the crack which causes the tool failure so that the type of the failure changes.

Including the thermal crack, some cracks are explainable that they are due to the fatigue of the carbide at an elevated temperature. But there are a few of such cracks that do not conform to the above mentioned explanation.

1. 緒 言

フライス削りにおいては切削が断続して行なわれるために超硬フライスの破損が起りやすい。とくに切削条件のきびしい場合とか、被削性の悪い材料を削る場合には、工具の破損のために超硬フライスを使用できないことがしばしばある。従来超硬フライスの研究は Armitage, Schmidt らによる負すくい角の推奨⁽¹⁾をこう矢として Kronenberg の接触法の解析⁽²⁾あるいは竹山・山田らの作業標準設定⁽³⁾など多くの努力がなされており、いずれも工具の破損を防ぐことに重点を置いてはいるものの、その現象としての複雑さと再現の不確かさのために、工具の破損そのものの詳細な観察と破損の発生に関する議論にはほとんど触れていないのが現状である。

超硬正面フライスに起る破損は削り速度が高すぎて起るものと低すぎて起るものに大別される。前者を高速性の破損、後者を低速性の破損と名付けることにする。両者では破損の形態が異なるほかに発生までの時間的経緯が異なる。すなわち高速性の破損はとき直した工具を使用し始めてからある程度の使用時間の後に

発生するが、低速性の破損は工具を使用し始めた直後に起り、もし使用開始時に起らなければそれ以後は起らないのが普通である。

高速性の破損はさらにいくつかの形態に分類することができるが、各形態はそれぞれ特有のき裂によって引起される。超硬フライスに生ずるいわゆる熱き裂はこれら高速性破損の原因となっている各種き裂の一つである。前報⁽⁴⁾で報告したように、実用されている切削条件においても熱き裂はしばしば発生するが、比較的軽度な切削条件（切込み 3 mm 以下、削り速度 200 m/min 以下程度）では熱き裂の発達は切削時間の経過とともにおそくなり、工具の破損を引起すには至らない。このような軽度な切削条件においても高速性の破損が発生することがあり、これは熱き裂以外のき裂—その多くは超硬合金の疲れに起因するものと考えられる—に起因するものである。また熱き裂が他のき裂と複合して破損を起す場合もある。このようなわけで熱き裂と工具の破損の関連を明らかにするためには、他のき裂と破損の関連を同時に明らかにせねばならず、また他のき裂と対比することにより熱き裂の発生機構に関してさらに詳しい考察を行なうことができる。

低速性の破損はき裂と無関係なものようであり、本研究はこれには深く立ち入らない。これに関しては竹山・山田らの観察が報告されている⁽³⁾。

* 昭和 36 年 10 月 5 日 第 39 期東京秋期講演大会において論文講演として講演、原稿受付 昭和 36 年 7 月 20 日。

** 正員、京都大学工学部。

*** 准員、京都大学工学部(京都市左京区吉田本町)。

2. 切削実験の方法、装置および実験材料

切削実験 一部に切削剤を用いる実験を行なった以外は乾式正面フライス削りである。被削材の位置は常に切削幅の中心をカッタの中心が通るように定めた。

使用機械 日立製作所 No.2 横フライス盤, 主電動機出力 7.5HP, 主軸速度 33~2 000 rpm, 送り速度 8~1 000 mm/min.

被削材 外径 140 mm, 長さ 500 mm の S45C 丸棒から 90 mm×110 mm の角柱を削り出し切削幅 90 mm の被削材を用意した。その成分(%)は C 0.48, Si 0.32, Mn 0.76, P 0.015, S 0.020, Cu 0.14, Cr 0.11 でブリネルかたさは 274 である。

カッタ 超硬 ST2(イゲタロイ) の正方形スローアウェイチップ (12.0×12.0 mm, 厚さ 3.0 mm) をつけたメカニカルクランプパイロを円板に取付け, 単

第1図 切削剤供給装置

カッタ直径 172.5 mm
被削材 S45C 黒皮丸棒
切削幅 43~78 mm
削り速度 163 m/min(300 rpm)
送り 0.48 mm/tooth
切込み 4 mm
切削時間 17.1 min

第2図

一刃の正面フライスカッタを構成した。工具形状は次のとおりである。

軸方向すくい角 -5° , 半径方向すくい角 -5° , 周逃げ角 5° , 正面逃げ角 5° , 周切刃角 15° , 正面切刃角 15° , ノーズ半径 0.8 mm. カッタの直径はおもに 172.5 mm のものを用い, 一部に 393 mm のものも用いた。

切削剤使用 切削剤は水にて 30 倍に薄めたエマルジョンを用い, その供給は第1図のごとき装置で行なった。この装置の主要部は加圧室に切削剤を送る 1/2HP のうず巻ポンプでその最大供給能力は 40 l/min である。ノズルはカッタを取り囲む円周上に軸方向に 30° 傾けて等間隔に 16 個設けられており, そのうち刃先が実際に切削を行なう場所に当る 3 個のみを用いほかは せん を施した。ノズルの穴径は 3 mm である。

3. き裂および破損の観察

3.1 熱き裂と割れ 超硬フライスカッタに生ずるいわゆる熱き裂とは, カッタの使用中にブレードのすくい面に切刃とほぼ垂直に発生するもので, その詳細な観察的事項は前報⁽⁴⁾にのべられている。

通常の軽い切削条件のもとでは, 熱き裂は逃げ面に現われてフランク摩耗を増大させ切れ味を低下させる程度の害はあるが, すみやかに発達して工具に割れを起すようなことはない。しかし熱き裂の発生がきわめて容易で, しかも機械的衝撃も大きいような条件のもとでは熱き裂がすみやかに発達して割れが起る。第2図はスローアウェイチップに生じた割れの一例を示すもので, 鎖線で囲まれる部分が割れ落ちたのである。

切込みが大きいときに特に割れが起りやすいようである。このことは切込みの増大が熱き裂の発生を容易にするという前報⁽⁴⁾の結果からもうなずかれる。また周刃フライスの場合には正面フライスの場合の切込みに相当する切削幅が大きくなりがちなことから, 一般に言われているような超硬周刃フライスの困難性的一端がこの点からも説明されよう。

3.2 すくい面横熱き裂とはく離 (i) すくい

第3図

面横熱き裂の存在 すくい面の工具切りくず接触面は第 3 図に示されるように、普通は切刃に沿う細長い形で、工具が実際に切りくずを生成する切削期間中はこれが工具を加熱する熱源となっており、それに引続く非切削期間中はその他の部分の工具表面とともに周囲の空気による冷却を受ける部分でもある。工具切りくず接触面の形状から観て、切削にあずかる切刃の中央付近では熱応力の発生する条件は切刃に沿う方向に一樣であると考えられる。したがって切刃に沿う方向が一つの主応力方向であり、通常の熱き裂はその主応力方向に垂直に、つまり切刃に垂直に発生する。もう一つの主応力方向すなわち切刃と垂直な方向では切刃がこの方向に自由端であるため、工具切りくず接触面が切刃のごく近くに限られる通常の切削条件では、この方向の熱応力は小さい。しかし切刃から十分離れた位置まで工具切りくず接触面に含まれるならば、もはやそのような位置では切刃が自由端である影響はおよばず、切刃と垂直な方向の熱応力によって通常の熱き裂と垂直に交わるような熱き裂が発生するはずである。これをすくい面横熱き裂と名付ける。

(ii) 実例 すくい面横熱き裂は乾切削においては普通は発生しない。工具切りくず接触長さを大きくするために 1 刃当り 0.83 mm という大きな送りを用いて乾式正面フライス削りを行ないその発生を見た。第 4 図はそのブレードのすくい面の写真で、切刃にはほぼ垂直な 3 本の熱き裂とともに、工具切りくず接触長さの後端近くにそれらとほぼ垂直に交わるすくい面横熱き裂が見られる。

(iii) はく離および潜伏き裂 切削剤を用いると熱き裂発生傾向が強くなり、すくい面横熱き裂も容易に発生するようになる。これは非切削期間中の冷却が強くなって工具切りくず接触面の温度変動が大きくなるためと考えられる。このようなときでもすくい面

カッタ直径 393 mm
削り速度 214 m/min (173 rpm)
送り 0.83 mm/tooth
切込み 0.8 mm
切削時間 13.7 min

第 4 図

横熱き裂は切刃から十分離れたところのみ発生し、切刃のすぐ近くには発生しないであろうことが先の議論から推察される。このことは後出の第 15 図における切削剤を用いた場合の諸例においても確認される。

熱き裂あるいはすくい面横熱き裂に接したすくい面の表面が局部的にはく離することがある。第 5 図(a) ははく離の起った例である。ただし、このときに限り 16 個のノズルを全部開いて非切削期間中も切削剤による冷却を行なって温度変動が特に大きくなるようにしたものである。第 5 図(b) および(c) はそれぞれすくい面に垂直な b および c 断面の拡大写真である。熱き裂およびすくい面横熱き裂の断面が見られるが、それよりもすくい面の下をすくい面とほぼ平行に発生した大きなき裂が目立つ。これらの写真から判断するとこの大きなき裂は熱き裂から枝分れしてすくい面の

30 倍エマルジョン使用、ノズル 16 個、供給量 30 l/min、
カッタ直径 172.5 mm、削り速度 212 m/min (390 rpm)、
送り 0.26 mm/tooth、切込み 1.5 mm、切削時間 4.9 min

第 5 図

下をはうように広がったものと思われる。このようなき裂をかりに潜伏き裂と名付けよう。潜伏き裂はそれ自身枝分れを繰返している。上述のはく離はこのような潜伏き裂が熱き裂, あるいはすくい面横熱き裂と複合して起るものと考えられる。

3.3 逃げ面横き裂と逃げ面からの欠け (i) 逃げ面横き裂 超硬フライスの逃げ面には, すくい面から発生した熱き裂が発達して現われるほかに切刃とほぼ平行なき裂が発生することが前報⁽⁴⁾で明らかにされている。これを逃げ面横き裂と名付ける。

逃げ面横き裂が見られるのはフランク摩耗によってできた工具被削材接触面内に限られ, またそれは切刃から離れた位置のみならず切刃のごく近くにも発生する。また必ずしもフランク摩耗幅が大きくなってから発生するとは限らず, 第6図(a)に見られるように摩耗幅があまり大きくない(0.12 mm)のにすでに発生していることもある。さらに逃げ面横き裂は, 発達して逃げ面に現われた熱き裂を伴わずに単独で発生することもある。第6図(b)はノーズ切刃部のフラン

ク摩耗帯に逃げ面横き裂のみが単独で発生している例であるが, ノーズ部ではすくい面で熱き裂が発生しにくいのに加えて, フランク摩耗が他の切刃部より大きくなりがちなために, こういったことが起りやすいのであろう。

(ii) 逃げ面からの欠け 第7図に見られるような破損は逃げ面横き裂によって引起されたものと考えられる。すなわち逃げ面を見ると欠け落ちた部分に隣接して逃げ面横き裂が見られること, および欠けが逃げ面よりむしろすくい面において大きいことなどから逃げ面から横き裂がすくい面とほぼ平行に発達したものであると思われるからである。このような欠けを逃げ面からの欠けと名付ける。

3.4 切刃に近いすくい面横き裂とすくい面からの欠け 先にのべたすくい面横熱き裂は切刃のごく近くには発生しない性質のものである。これとは別にすくい面上で切刃のごく近く(切刃から 0.2 mm 程度)

(a)

工具 ST2, 幅 55 mm, 直径 800 mm のサイド
カッタ, すくい角 -14° , 被削材 S55C,
削り速度 113 m/min, 送り 0.075 mm/tooth,
切込み 5 mm

(b)

カッタ直径 172.5 mm, 削り速度 122 m/min (224
rpm), 送り 0.34 mm/tooth, 切込み 2 mm,
切削時間 184.5 min

第 6 図

カッタ直径 172.5 mm
被削材 S45C 黒皮丸棒
切削幅 35~113 mm
削り速度 212 m/min (390 rpm)
送り 0.37 mm/tooth
切込み 2 mm
切削時間 40.8 min

第 7 図

に切刃とはほぼ平行に現われるき裂がある。これを切刃に近いすくい面横き裂と名付ける。

切刃付近は工具の中で最もきびしい応力状態に達する部分であるが、このき裂はそのすぐ近くに発生するため、最も欠けを起しやすい。第 8 図 (a), (b) はこのき裂によって、欠けが起るのをとらえたもので、

(a) は切削時間 3 分にノーズ部の切刃の近くに横き裂が見られ、(b) は切削時間 8.2 分にはそのき裂がすでに欠けを起していたものである。このようなすくい面の横き裂によって起される欠けをすくい面からの欠けと名付ける。切削剤を用いたときにすくい面横熱き裂が多数発生すると、そのうち比較的切刃に近いものがこの形態の欠けを起すこともある。

実際にはすくい面からの欠けが起る前に切刃に近いすくい面横き裂が第 8 図 (a) のように観察されるのはまれで、通常は切刃の近くは応力状態がきびしいため、この種のき裂は発生後すみやかに発達し、短時間で欠けに至るので、その存在に気付かないことが多い。従来このように切刃が欠け落ちるのは、すくい面のクレータ摩耗が進行するとクレータのために切刃がとがり、その強度が低下するためであるという説明がなされている⁽⁶⁾。しかし次にのべるクレータ深さの測定結果によると事実はこのような説明と矛盾するようである。

すなわち素材の S 45 C 丸棒 (直径 140 mm, 長さ 500 mm) から 90 mm×110 mm の角柱の被削材を削り出す作業において 212 m/min, 163 m/min および 122 m/min の削り速度を用い、それぞれの速度で数個の工具が破損するか、またはフランク摩耗が 1 mm を越すまで作業を行ない、それらの工具のうちすくい面からの欠けを起したもののクレータの最大深さを測定した。はじめ切込み 2 mm で行なったが、一番低い 122 m/min の削り速度では破損が起らなかったで、この速度のみ切込み 4 mm にして行なったところ破損を起すようになった。第 9 図はすくい面から欠けが起ったときのクレータの最大深さを切削回数に対してブ

カット直径 172.5 mm, 被削材 S 45 C 黒皮丸棒
切削幅 35~115 mm, 送り 0.34~0.37 mm/tooth

第 9 図

カット直径 393 mm, 削り速度 270 m/min (224 rpm), 送り 0.33 mm/tooth
切込み 2 mm, 切削時間: (a) 3.0 min, (b) 8.2 min

第 8 図

ロットしたものである。削り速度が高いときには比較的少ない切削回数でクレータが深くなり欠けが起っているが、削り速度が低くなるとクレータ摩耗の進行はおそく、多くの切削回数の後に、高速のときよりは小さなクレータ深さにおいて欠けが起っていることがわかる。削り速度が高いときのほうが切削開始時に刃先の受ける衝撃力が大きいのであるから、もし欠けがクレータによる切刃の強度低下によるものであれば、削り速度の高いときほど浅いクレータしか許さないと考えられる。この矛盾は次のように説明されよう。すなわちクレータによって切刃の強度が低下し破損しやすくなることは確かであるが、さらにこの種の欠けが発生するにはすくい面からの横き裂が発達することが必要である。したがってクレータが深くなっても横き裂の発達が不十分であれば欠けは起らず、さらに切削を続け、横き裂が十分発達した後に欠けが起るのである。

3.5 各種き裂の複合 以上の観察を総括すると超硬正面フライスにおいて高速性破損として現われる種々の現象と、その原因となるき裂との相対関係は第1表のごとく表わされる(第10図参照)。

第1表の右側の高速性破損の分類は破損の形態による分類であり、矢印で示された各種き裂との対応は一般に多く見られるものを示しているだけで必ずしもこの限りではない。

潜伏き裂が熱き裂またはすくい面横熱き裂あるいはその両者と複合してはく離を起すことは先にのべたが、実際には2種類あるいはそれ以上のき裂が複合して破損を起していることが多い。むしろ1種類のき裂が単独で破損を起すことはまれである。

たとえば第11図(a)には切刃に近いすくい面横き裂が見られ、この状態からさらに使用を続ければすくい面からの欠けが起るものと考えられる。しかし断

面をとって内部を観察すると第11図(b)のように外から見たその横き裂のほかにすくい面の下をうように発達した3本のき裂が認められる。これら3本のき裂は逃げ面横き裂がランドから発生したものと考えられるが、その趣きは潜伏き裂に似ている。

すくい面からの欠けの場合多くはこのようなすくい面にほぼ平行なき裂が発生し、切刃に近いすくい面横き裂と複合して欠けを起しているものと考えられる。

3.6 破損形態の領域 (i) 削り速度と送りの影響 切削条件の変化によっておもに発生する破損の形態が異なってくる。1.5 mmの切込みで行なった以下の乾式正面フライス削りにおいては割れとはく離

第 11 図
カッタ直径 172.5 mm, 被削材 S45C 黒皮丸棒
切削幅 34~111 mm, 削り速度 212 m/min(390 rpm),
送り 0.37 mm/tooth, 切込み 2 mm
切削時間 34.7 min

第 11 図

カッタ直径 172.5 mm, 切込み 2 mm

第 12 図

第 1 表

き裂	(1) 熱き裂	→ (a) 割れ	高速性破損
	(2) すくい面横熱き裂	→ (b) はく離	
	(3) 潜伏き裂		
	(4) 逃げ面横き裂	→ (c) 逃げ面からの欠け	
	(5) 切刃に近いすくい面横き裂	→ (d) すくい面からの欠け

第 10 図

は現われなかった。割れは切込みがもっと大きいときに起りやすく、はく離は切削剤を用いるときに起りやすい。

さて削り速度と送りを変化して高速性の破損が起るまで切削を行ない第 12 図の結果を得たが、これは削り速度と送りの増大により工具寿命が短くなるという従来の法則に従っている。この場合の個々の破損の状況が第 13 図に示されている。これらの状況を取りまとめると破損の形態に関して削り速度は次のような 3 段階に分けられる。

すなわち削り速度の最も高い範囲では切刃に近いすくい面横き裂が発達してすくい面からの欠けを起す。それよりやや低い削り速度範囲では切刃に近いすくい面横き裂と逃げ面横き裂が複合してすくい面からの欠けを起す。さらに低い削り速度範囲では逃げ面横き裂のみが発達して逃げ面からの欠けを起す。そしてこれ

ら三つの速度範囲はそれぞれ送りの増大によって低速側へ移るのである。

(ii) 切削剤の影響 切削剤を毎分 3 l 流した場合と 15 l 流した場合の削り速度と寿命(切削回数)の関係を乾切削の場合と対比して第 14 図に示す。高速側では切削剤を多く用いるほど寿命が長くなり、低速側では短くなることがわかる。第 15 図に示す切削剤使用の場合の破損状況(乾切削の場合の破損状況は第 13 図中段のものと共通である)と照合すると、逃げ面横き裂と複合する場合も含めて切刃に近いすくい面横き裂が発達してすくい面からの欠けを起す場合には切削剤により寿命が改善され、逃げ面横き裂が逃げ面からの欠けを起す場合には寿命が劣化することがわかる。つまり高速側においては切削剤の使用によって切刃に近いすくい面横き裂が発達しにくくなるわけで、これは切削期間中に切削剤による周囲からの冷却

	削り速度 163 m/min	削り速度 212 m/min	削り速度 277 m/min	削り速度 361 m/min	削り速度 490 m/min
送り 0.10~0.11 mm/tooth 差
		逃げ面横き裂 →逃げ面からの欠け	逃げ面横き裂 →逃げ面からの欠け	逃げ面横き裂 切刃に近いすくい面 横き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横 き裂 →すくい面からの欠け
送り 0.26~0.30 mm/tooth 差
	逃げ面横き裂 →逃げ面からの欠け	不 明	切刃に近いすくい面横 き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横 き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横 き裂 →すくい面からの欠け
送り 0.48~0.51 mm/tooth 差
	逃げ面横き裂 切刃に近いすくい面 横き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横 き裂 →すくい面からの欠け			

カッタ 直径 172.5 mm
切込み 2 mm

第 13 図

作用で工具切りくず接触面の温度が若干下がるためであろうと考えられる。これに対し低速側では切削剤の使用により逃げ面横き裂の発達がいっそう著しくなるわけで、この原因については今後の研究にまたねばならないであろう。一つ考えられることは三つのノズルから噴出する切削剤が実切削期間中のみ刃先にかかるのが望ましいにもかかわらず、非切削期間中にも飛び散ってかかることが影響しているかもしれない。事実第15図において切削剤を多く用いるとすくい面横き裂の発生が著しくなっていることはこれによるものと考えられる。

4. 各種き裂の成因に関する考察

4.1 疲れ現象としての考察

(i) 熱き裂およびすくい面横き裂 熱き裂に関しては前報⁽⁴⁾でこれが熱応力の繰返しに伴う疲れによるものとする見解を述べ、工具切りくず接触面の熱応力振幅 σ_a が近似的にその面の温度振幅 θ_a に比例すると考えられることを明らかにした。このき裂が熱応力によるものであることは種々の冷却環境を試みた篠崎⁽⁶⁾の実験結果や前報⁽⁴⁾における切削実験あるいは本報3.2節に述べたことなどこれを裏づけるべき事実が多い。しかしこのき裂が応力の繰返しに伴う疲れによるものか、あるいは繰返しを待たずに応力がある限度を越えたとき直ちに生ずるのかという点については議論が分かれる(前報⁽⁴⁾討論参照)。

すなわち超硬合金の常温における応力とひずみの関係は、ほぼ弾性的で、破壊はぜい性的に起こることから工具切りくず接触面が切削期間中に達する程度の高温においても塑性ひずみを生じないものと仮定するならば、熱応力の繰返しに伴う応力とひずみのサイクルは

30倍エマルジョン使用, ノズル3個,
カッタ直径 172.5 mm, 送り 0.25~0.30 mm/tooth
切込み 1.5 mm

第 14 図

	削り速度 163 m/min	削り速度 212 m/min	削り速度 277 m/min	削り速度 361 m/min	削り速度 490 m/min
エマルジョン 3 l/min	逃げ面横き裂 →逃げ面からの欠け	逃げ面横き裂 →逃げ面からの欠け	切刃に近いすくい面横き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横き裂 逃げ面横き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横き裂 →すくい面からの欠け
エマルジョン 15 l/min	逃げ面横き裂 →逃げ面からの欠け	逃げ面横き裂 →逃げ面からの欠け	切刃に近いすくい面横き裂 逃げ面横き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横き裂 逃げ面横き裂 →すくい面からの欠け	切刃に近いすくい面横き裂 →すくい面からの欠け

30倍エマルジョン, ノズル3個, カッタ直径 172.5 mm, 送り 0.25~0.30 mm/tooth, 切込み 1.5 mm

第 15 図

次のごとく考えられる。応力とひずみの関係が第 16 図においてフライス削り前には応力ひずみともに零の点 O にあり、切削開始後は表面からの加熱により表面には圧縮の熱応力が生じ、応力ひずみの関係は直線 OA をたどる。切削期間中に圧縮応力最大の点 A に達し、非切削期間にはいると加熱は行なわれず周囲の空気または切削剤による冷却のため表面が内部より低温となり、表面には引張りの熱応力が生ずるので応力ひずみの関係は O 点を越えて引返し、引張応力最大の点 A' に至る。次の切削期間には再び O 点を越えて圧縮側にはいり、前と同様なサイクルを繰返すに至る。この場合には引張り、圧縮いずれかの応力がある限度以上であれば、直ちにき裂がはいるものと考えられるが、常温における超硬合金の圧縮強さは引張強さの 3~4 倍に達するので、き裂の発生には切削期間中の圧縮熱応力は無関係で、非切削期間中の引張熱応力のみが関係することになる。

以上は超硬合金が高温においてもぜい性であると仮定した場合であるが、次に高温においてはぜい性が失われて塑性をも持つようになるものと仮定した場合を考える。すなわち切削中に工具切りくず接触面が達するような高温において超硬合金が塑性ひずみを生ずるものとすれば、切削期間中の応力とひずみは OA の直線関係を離れて OB のごとくなり、 B 点からは直線的に引返し、非切削期間中の引張側でも塑性ひずみを生じて B' 点に至る。引張側は比較的低温で起るので塑性ひずみが生じにくいという事情があるかもしれないが、このようなサイクルを繰返すうちやがて C のとき一定閉曲線をたどるようになる。そしてこのようなヒステリシスループを繰返すことによって疲れが起りき裂が発生するものと考えられるのである。この考え方によれば引張応力のみならず圧縮応力もき裂の発生原因となっており、両者を加えた応力振幅が問題となる。さきの考え方では引張応力のみが問題となったが、この相違は超硬合金が高温において塑性を持つ可否かの仮定の相違に基いている。

ところで実際には超硬合金が高温において塑性を持つことが後節に紹介する模型的な試験によって確認される。また発生する熱応力振幅の少なからぬ部分が圧縮応力であると考えられることから、熱き裂の発生を高温における熱応力による疲れと考えるのが適当と思われる。

このように熱疲れとして考えると、熱き裂の発生の難易は熱応力振幅の大きさとともに塑性ひずみの起りやすさ、すなわちどの程度の高温で熱応力が繰返されるかにかかっている。

第 16 図

(ii) 切刃に近いすくい面横熱き裂 このき裂はすくい面の横熱き裂が現われないうような切刃のごく近くに発生するから熱応力によるものとは考えられない。このことは切削剤を使用すると、このき裂による欠けの発生が遅れるという、さきの実験結果によっても裏付けられる。すなわち、もしこのき裂が熱応力によるものであれば、切削剤の冷却により熱応力振幅が増大して逆に欠けが早く起るはずだからである。

このき裂の原因は各回の切削ごとに刃先にかかる機械的な力がすくい面の切刃の近くに高い応力を生じ、同時にそこが高温に達するために起る疲れであると考えられる。機械的な応力と高温の繰返しにより応力ひずみのサイクルがヒステリシスループを描くようになることは熱応力の場合と同様に考えられる。ここではき裂の発生の難易は機械的な応力の大きさとその応力がどの程度の高温で繰返すかにかかっている。切削剤使用によってこのき裂による欠けの発生がおくれるというさきの実験結果は、切削剤の冷却作用により切削期間中の刃先温度が低下するためと考えられ、このような温度依存性を証明するものと解釈される。

(iii) 逃げ面横き裂および潜伏き裂 切刃から十分離れた位置に起る逃げ面横き裂はすくい面の横熱き裂とまったく同様に熱応力によって説明される。しかし切刃のすぐ近くに発生するものについては機械的の応力によるものと考えねばならない。しかしすくい面におけるものと異なり、切刃のすぐ近くに起る逃げ面横き裂は切削剤の使用により発生および発達が促進されること、またすくい面の下をかなり奥まで発達することなど説明のつかないことが多い。またこれらの性質は潜伏き裂とも共通のもので、これらの成因についてはさらに研究を進めねばならない。

4.2 超硬合金の繰返し熱衝撃試験 高温における塑性ひずみの繰返しが超硬合金の疲れを起すという先の考え方の当否を知る手掛りとして模型的な実験を行った。

(i) 実験方法と装置 ST2 (イゲタロイ) のスローアウエイチップ (寸法 12.0×12.0 mm, 厚さ 3.0 mm, すみの丸味 0.8 mm) を試験片として, その中央を第 17 図 (a) のごとく上下 2 本の電極ではさみ間欠的に電流を通じて直熱した. 両電極の先端は 1 mm の丸味に仕上げ, ばね力により 10 kg の力で試験片をはさむようになっている.

電子管によるインパルス発生機によってリレーを働かせて電流を間欠的に制御したが, 加熱時間は 0.2, 0.1, 0.05, 0.025 秒の 4 段階に変化し, 加熱の周期は 1 回の加熱によって上昇した試験片の温度が常温にもどってから次の加熱にはいるよう十分長くとり, なお冷却を早めるために空気圧縮機によって試験片に空気を吹付けた.

温度の測定は間接的に行なった. すなわち通常の試験のときは温度を測定せずに両電極の相対移動量をダ

イヤルゲージで測定した. この相対移動量は試験片の厚味の熱膨張と電極の熱膨張によるものであるが, 定常な繰返し状態になれば容易に読みとることができる. 一方第 17 図 (b) のごとく小穴の中にアルメルクロメル熱電対をそう入した試験片を用いて検定試験を行ない, これよりダイヤルゲージの触れと温度振幅との関係をあらかじめ求め, これによって試験片の温度振幅を推定するという方法によった.

なお試験片に通じる電流は一定とし, 加熱時間を変えて熱衝撃の強さを変化せしめた.

(ii) 試験結果 多くの衝撃回数の後試験片は突然破壊した. 第 18 図のように破壊は放射状のき裂によるものであり, また中央には変色した部分が見られる. 断面の写真で見ると, この変色した部分およびその周囲は厚味が変化しており, この部分が塑性変形を生じていることがわかる. これは試験片の中央部

第 17 図

ダイヤルゲージのふれ 0.08 mm (温度変動 630°C)
熱衝撃の回数 607

第 18 図

(a) とぎ落す前
ダイヤルゲージのふれ 0.05 mm (温度変動 400°C), 熱衝撃の回数 250

第 19 図

で熱が急激に発生し、瞬間的に中央部のみが高温に達するので、その部分が高い応力状態となるためである。

まだ破壊に至らない試験片の表面をとぎ落とし、内部のき裂を観察すると第 19 図 (b) のごとく放射状のき裂と円状のき裂とが観察された。第 19 図 (a) は同じ箇所の研摩前の状態で、(b) に見られるき裂が塑性変形を起した部分から発達していることが明らかである。

この模型的な試験の結果として、常温において塑性ひずみを起さない超硬合金も高温においては塑性ひずみを起すこと、ならびにそのような塑性ひずみを繰返している部分からき裂が発生することが確認された。この結果は超硬合金の疲れに関する先の説明に合致するものであり、熱き裂、すくい面横熱き裂および切刃に近いすくい面横き裂が疲れによるものであるという考え方の一つの有力な根拠となるものである。

5. 結 語

本研究において、超硬正面フライスに高速性破損としてあらわれる種々の現象とその原因となるき裂との相対関係が明らかにされ、それらは取りまとめて第 1 表に示された。これらのき裂のうち熱き裂、すくい面横熱き裂および切刃に近いすくい面横き裂については、高温における疲れとして考えることにより諸性質を説明することができるが、逃げ面横き裂および潜伏き裂の成因については今後の研究にまたねばならない。

文 献

- (1) I.B.Armitage & A.O. Schmidt, *Trans. ASME*, **66** (1944), 633.
- (2) M. Kronenberg, *Trans. ASME*, **68** (1946), 217.
- (3) 竹山・山田, 精密機械, **26-11** (昭 35-11), 674.
- (4) 奥島・星, 機械学会論文集, **27-178** (昭 36-6), 843.
- (5) H.Opitz u. K.H. Frölich, *VDI-Z*, **96-25** (1954), 822.
- (6) 篠崎, 機械学会論文集, **28-187** (昭 37-3), 339.

討

〔質問〕 この研究は今後の超硬フライス活用の上にきわめて有意義なもので、星氏らの努力に対し深く敬意を表するが、次の 2 点について伺いたい。

(1) き裂の成因を応力の繰返しによる疲れ現象として説明しているが、論文に表現された範囲ではき裂を発見した時期にはき裂はかなり大きくなっている。したがって、あるいはき裂を生ずるような応力が発生すれば、繰返しを待つことなく直ちにもっと微細なき裂が発生し、それがしだいに成長したものを発見されたのではないかという疑問を持たざるを得ない。き裂の発生位置はだいたい再現性が強いようであるから、そのあたりについて、さらにもっと初期において、さらに higher order の倍率において観察され、そのようなことがないということを確認しておられるかどうかについて伺いたい。たとえば、あらかじめチップ表面を鏡面ラップしておかれれば、切削実験の場合には切りくずの接触条こんで無意味になるかもしれないが、第 17 図の模型実験ではそのような微小な時期を確かめやすいと考える。

(2) 実験は超硬合金と鋼台金との熱膨張差による強大なろう付応力の潜在のないメカニカルクランプ方式で行なわれているので、熱応力の影響を見る上にはたいへんよい方法だと考える。しかし、この形式のバイトあるいはブレードは、チップの底面と鋼ホルダとの密着度合についてすき見台を用いるような要領でよほど注意しないと、実用上は問題にならなくても、このような実験目的に対しては問題になるようなすきまが存在していないとは限らない。たとえば、第 2 図の割れのごときは熱応力のみによってすみやかに発達し

論

た割れというには、経験上疑問を持つものである。密着度合の確認についてどの程度の注意を払われたであろうか。

なお、現在の超硬フライスはほとんどろう付式であるが、その場合についてもほぼ同様の発生の仕方をするかどうか、研究あるいは考察があれば概略を伺いたい。

(柏川 乙彦)

〔回答〕 (1) 繰返しの初期において高倍率の顕微鏡による観察は行なっていない。発生する応力がきわめて大きい場合には指摘されたように 1 回でき裂が発生することがありうるが、応力の小さい場合には繰返しを待って発生するものと考えられる。模型試験でもき裂は塑性変形範囲から発生するので表面を鏡面にしておいても無意味になる。

(2) チップとその下の敷板とのあたりはごみがはいらないよう注意する程度であったが、き裂発生などの再現性から見て、実験の範囲では不確かなあたりの影響はなかったと考えられる。第 2 図のごとき割れの発生には機械的な衝撃の強さも関係しているので、指摘のようにチップの保持状況も影響していると考えられる。

ろう付式についても若干実験をしているが、各種き裂ならびに破損のうちほとんど大部分はメカニカルクランプと同様に現われることを経験している。

〔質問〕 ぜい性材料の熱き裂は冷却時の引張熱応力によって生ずるといわれており、き裂の発生は疲れ現象であることはいままでもないが、温度分布、応力分布、その他が明確でない段階で、4.1(i) の記述にあるように、いわゆる塑性ひずみまで考えて考察結論

を下してよいか疑問に思われる。第 19 図で塑性変形をおこしていることはどのようにして確かめられたのであろうか。いわゆる塑性ひずみをおこさない範囲でも疲れ破壊は考えられる。

また、本論の繰返し熱衝撃試験は材料の比較試験として非常に役立つと思うが、この実験結果から条件が非常に異なるチップの場合の熱き裂発生機構を推論するのはむづかしいように思うが。(青 木 弘)

〔回答〕 刃先付近の温度分布、応力分布の詳細は明確になっていないが、連続切削の場合について多くの研究者がこれまでに行った切削温度に関する研究の結果はフライス削りの切削期間中の過渡温度上昇の収束値として参考になる。たとえば工具切りくず接触面の平均温度は Opitz, Kob ら(答1)によると削り速度 100 m/min 以下は別として、少なくとも 600°C 以上である。他の研究者達の報告(答2)もほぼ一致する。この温度範囲は 4.2 節で塑性ひずみの生ずることが確かめられたときの温度範囲と一致する。

塑性ひずみを伴わない範囲での疲れはフライス工具でき裂の現われる繰返し数 ($10^2 \sim 10^4$ のオーダー) よりはるかに多くの繰返し数を要すものと思われ、フライス工具でこのように少ない回数でき裂が起るのは塑性ひずみを伴う範囲にはいっているとするのが妥当であると思われるが、超硬合金の疲れ試験の資料が少ない今日、決定的な証左はない。ただ超硬合金が高温高圧力下では塑性ひずみを起すことならびにそのときには塑性ひずみを繰返す部分からき裂が起ることが 4.2 節の模型実験から知られたのである。

第 19 図 (a) は (b) でき裂の起っていた部分が変色部分 (つまり塑性変形範囲) に含まれていることを示すものである。

〔質問〕 (1) 第 16 図, 常温で AA' 上を往復し

ても、マイクロにはあるループをつくり、疲れを起してき裂を起すはずである。

また、この場合、圧縮ひずみが引張りひずみより大きいと考えているので、応力-ひずみ曲線は繰返し回数に進行に伴って左のほうにずれ、ヒステリシスループにはならないように思われる。試料の加工硬化を考えた場合はループを形成するが、それは AA' 上を往復するのと同じことではなかろうか。

(2) 第 18 図, 塑性変形を生じている部分の塑性変形を生じた原因は電極との接触部におけるスパークまたは接触抵抗による溶融あるいは軟化とばねによる電極の押付け力に起因するものではなかろうか。

(篠 崎 襄)

〔回答〕 (1) 質問の第一は疲れ現象としての説明には必ずしも第 16 図のような塑性ひずみによる大きなループを考える必要はないということであるが、これについては青木氏への回答を参照されたい。

第二に応力振幅は最初は圧縮応力が大きい、圧縮側の塑性ひずみによって引張側の応力が大きくなるので、引張側にも塑性ひずみが生ずるようになり、応力ひずみ曲線はやや左上に移動した後一定閉曲線に落ちつくと考えられるのである。

(2) 1 回めの衝撃においてはスパークが飛ぶことがあり、そのときはダイヤルゲージの指針は試験片が常温にもどっても元の位置にもどらない。しかし、このときの塑性変形は電極接触部のごく近くだけで塑性変形範囲はその後の繰返しによって徐々に広がって第 18 図のように広がる。

2 回め以後はスパークは飛ばず、ダイヤルゲージの指針もほとんど前の位置までもどる。したがって 2 回め以後は溶融も起っていないと考えられる。

高温による軟化は起っている。つまり軟化によって塑性ひずみが起りやすくなっているのである。

ばねによる押付け力は当然外力として応力を生ぜしめている。その影響はしかし電極接触部の近くに限られ、第 18 図のように広い塑性変形範囲の全域にはわたらないと考えられる。

(答1) H. Opitz u. J. Kob, *Werkstatt u. Betrieb*, **85**-3 (1952), 81.

(答2) G. Vieregge, *Werkstatt u. Betrieb*, **86**-11 (1953), 691; H. Opitz u. K.J. Küsters, *Fortschrittliche Fertigung und Moderne Werkzeugmaschinen*, (1954), 67, Verlag W. Giradet, Essen; B.T.Chao & K.J. Trigger, *Trans. ASME*, **77** (1955), 1107.