

# 超硬正面フライス工具の欠損におよぼすエンゲージ角, デイスエンゲージ角の影響\*

“円筒材切削(第1報)”

大 草 喜太雄\*\*・北 川 亮 三\*\*

Effect of the Angle of Engagement and the Angle of  
Disengagement on the Chipping Failure of the Fly Cutter

“Face Milling of Cylindrical Workpiece (1st Report)”

Kitao ŌKUSA and Ryōzō KITAGAWA

## Abstract

This study aims to formulate the carbide tool chipping test with reference to the variation of the engagement angle and the disengagement angle in order to minimize the tool tip wear of a face milling cutter.

These tests are carried out using a cylindrical workpiece to simplify the chipping test due to the variation of cutting force and temperature

It is found that the peak value of cutting force variation occurs about at 0 to 20 degree of engagement angle and disengagement angle.

It is difficult to correlate the cutting temperature to the angle of engagement.

## 1. 緒 言

正面フライス削りにおける超硬工具の欠損は旋削用工具などにみられる連続切削と異なり, くり返し生ずる衝撃力や熱応力とも関係し, 一方ではエンゲージ角やデイスエンゲージ角とも種々の関係をもっている。

従来の研究から超硬刃先の欠損は高いエンゲージ角<sup>(1)</sup>や高いデイスエンゲージ角<sup>(2)</sup>で発生しやすく, この欠損は工具寿命を短くする一原因と考えられている。

本研究ではエンゲージ角やデイスエンゲージ角が欠損にいかなる影響をもつか具体的に検討する一手段として, 円筒形被削材の端面切削によりエンゲージ角とデイスエンゲージ角とを連続的に変化させ, この角度変化と切削力(円周方向の力), 切削温度との関連性を調べたものである。

この円筒材による連続エンゲージ角変化法は短時間で切削力を大きく変えることができるので, 工具摩耗が極めて少ない状態で工具の耐久損性の比較検討も可

能であり, 被削材の切削量が少なく, くり返し実験が容易である。

## 2. 円筒材切削とエンゲージ角・デイス エンゲージ角の変化との関係

切削力がエンゲージ角やデイスエンゲージ角の変化によりどのように影響されるか検討するに当り, 被削材の形状によってエンゲージ角やデイスエンゲージ角の実験範囲が制約されないものでなければならない。

従来この種の研究に用いられた矩形の被削材は被削材の幅によりエンゲージ角やデイスエンゲージ角に制限を受け, エンゲージ角 $\leq 0$ では下向き削りとなり, エンゲージ角 $> 0$ になると下向・上向削りが交互に行なわれ, デイスエンゲージ $\geq 0$ になれば上向き削りとなってエンゲージ角やデイスエンゲージ角と切削力との関係を調べるうえで不利である。

この実験に用いた円筒材切削はFig. 1に示すように円筒材の端面削りによって1.パスでエンゲージ角・デイスエンゲージ角ともに $-90^\circ$ から $+90^\circ$ まで変化さ

\* 昭和44年7月10日精機学会関西支部講演会にて発表

\*\* 生産機械工学教室

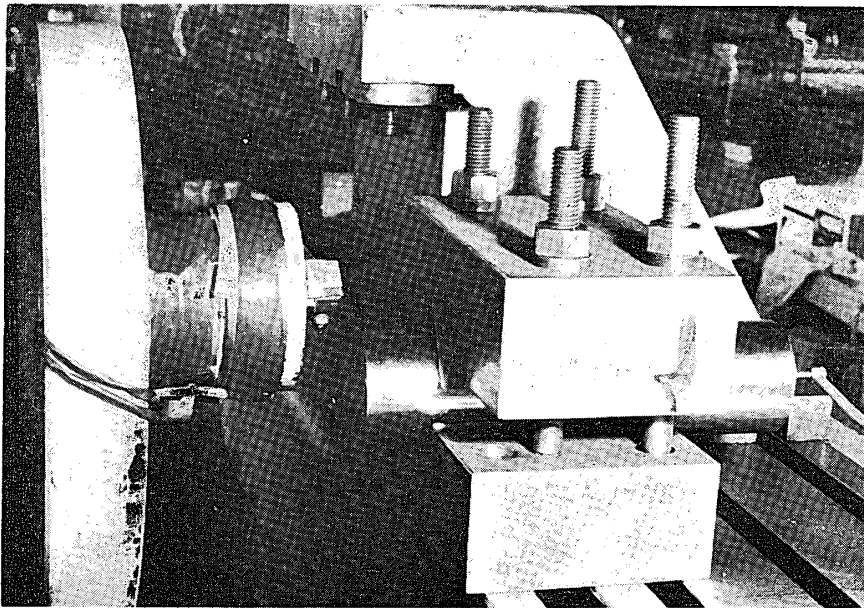


Fig. 1 Photograph of cylindrical workpiece and single-blade fly cutter

せ、1パス中に上向き削りと下向き削りが半分ずつあり、エンゲージ角と切削力などとの関係を単純化して考えることが可能である。円筒材切削のオフセット量は零である。

円筒形被削材はベークライト板により電気的絶縁ののちVブロックでフライス・テーブル上に固定している。

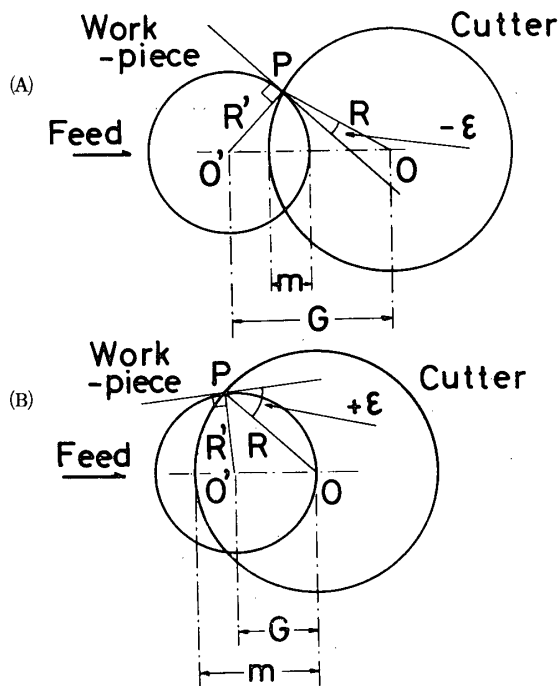


Fig. 2 Analysis of cutting method  
 (A) Minus angle of engagement  
 (B) Plus angle of engagement

Fig. 2は円筒材切削におけるオーバーラップ量(m)とエンゲージ角(ε)との関係を幾何学的に示したものである。

カッター半径をR、被削材半径をR'、両者の中心間距離をGとし、オーバーラップ量をmとすれば次式が成立する。

$$m = R + R' - G \dots \dots \dots (1)$$

△POO'において三角関数の余弦法則により

$$\cos\left(\frac{\pi}{2} - \epsilon\right) = \frac{R^2 + (R')^2 - G^2}{2RR'}$$

$$G = \sqrt{R^2 + (R')^2 - 2RR' \sin \epsilon} \dots \dots (2)$$

となり、(1)式と(2)式からオーバーラップ量(m)を求めれば、

$$m = R + R' - \sqrt{R^2 + (R')^2 - 2RR' \sin \epsilon} \dots (3)$$

となる。

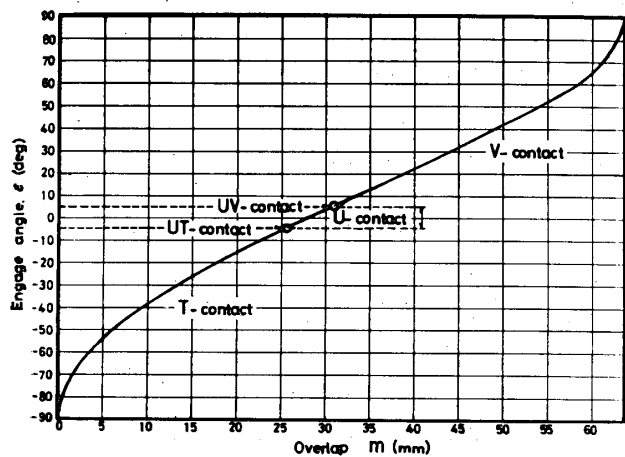


Fig. 3 Relationship between angle of engagement and distance of overlap

本実験ではカッター半径  $R=127\text{mm}$ ，被削材半径  $R'=R/4$  としたので，(3)式にその値を代入すれば，

$$m=31.75(5-\sqrt{17-8\sin\epsilon}) \dots\dots(4)$$

となる。

この(4)式を用いれば，オーバーラップ量 ( $m$ ) からエンゲージ角が判る。(4)式の計算結果を図に示したものが Fig. 3 である。

### 3. 実験装置

フライス作業における超硬刃先の欠損は切削開始の瞬間と切削終了の瞬間に発生する衝撃力の変化に大き

く基因するものと考えられる。しかし，この2つの瞬間は極めて短い時間に起るため工具動力計は剛性度の高い，固有振動数の高いものでなければ十分な性能を期待できない。本実験に使用した工具動力計は Fig. 4 に示すような形状であり，切削3分力は円筒胴にはりつけた抵抗線歪計の電圧変化を検出する方法である。この工具動力計の固有振動数は設計時の計算で1415Hz，実測で約1300Hzである。

超硬刃先の欠損原因は機械的衝撃力以外に切削熱による欠損も考えられる。そこで切削温度がエンゲージ角・デイスエンゲージ角とともにどのように変化するか検討するため切削温度を同時に測定した。切削温度

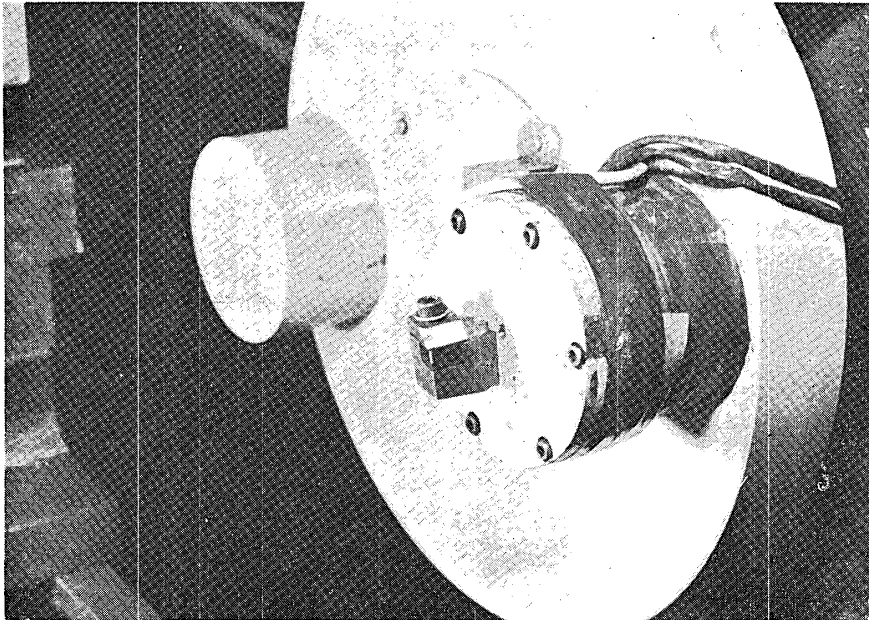


Fig. 4 Three dimensional dynamometer

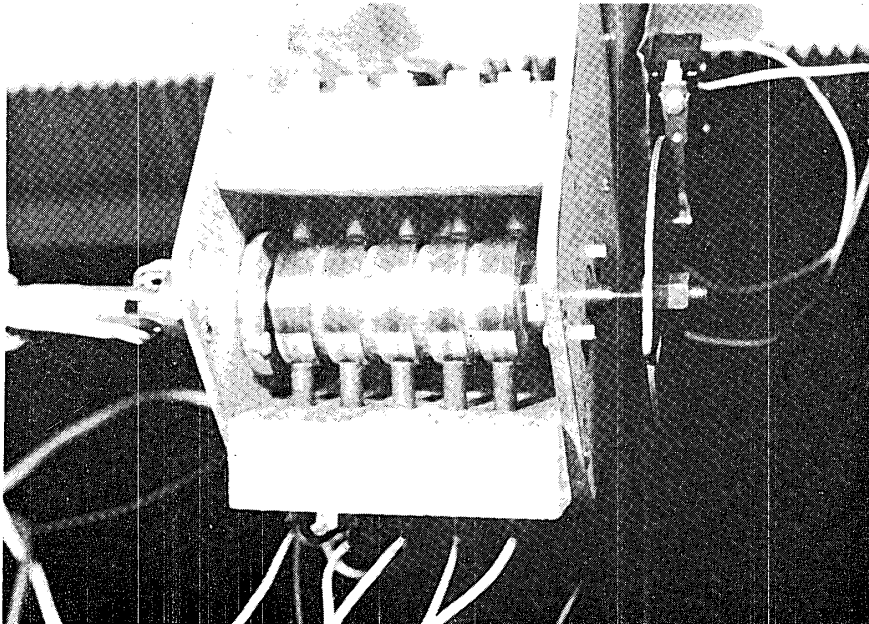


Fig. 5 Photograph of slip-ring pickups and micro switch

の測定には一本バイト法を用いた。しかし工具の冷接点対策上、本実験の切削温度測定はすべて補償回路法<sup>9)</sup>である。

切削力は記録計の都合から主分力（円周方向の力）のみとりだし、切削温度は超硬工具と被削材間に発生する熱起電力をとりだして、同時に2現象をオシロスコープ画面にえがかせた。Fig. 5は2現象を記録計にみちびくための自作したスリップリングである。

切削温度の測定は上述のように超硬工具と被削材を熱電対としているが、切削中のみ回路が閉じ、他の時間は回路が開くこととなり、切削していない瞬間は電気信号を検出できない。そこで熱電対と並列に1000 $\Omega$ の固定抵抗を回路中に入れて、熱起電力が零のとき、基線が見えるようにした。

Fig. 6は測定装置の回路を示したものである。図中4はカムで、切削開始直前（2～5 mS程度）にオシロスコープの掃引を起動させ、切削開始時の基線を示すようにした。

切削力と切削温度の波形は短い切削時間のため、ブラウン管上におらわれた波形は各エンゲージ角に同期させ、モータードライブカメラで写真撮影した。その装置はFig. 7に示す。

Fig. 8は実験に用いた工具の詳細である

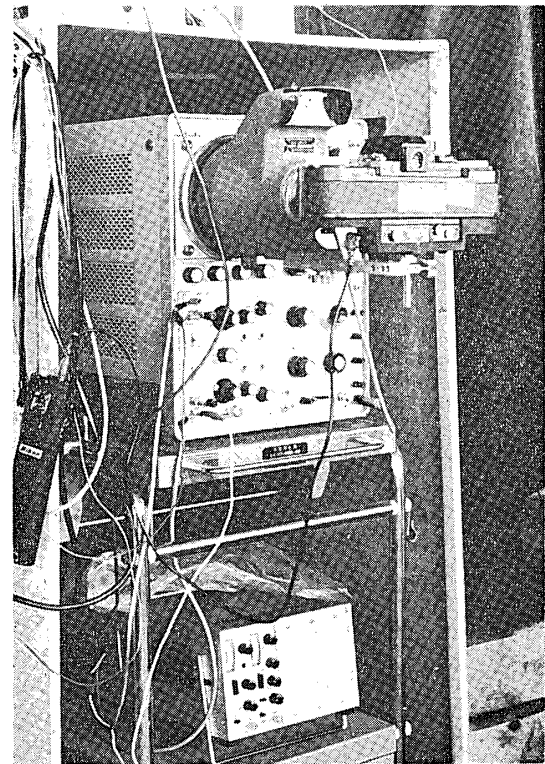


Fig. 7 Photograph of oscilloscope and motor driving camera

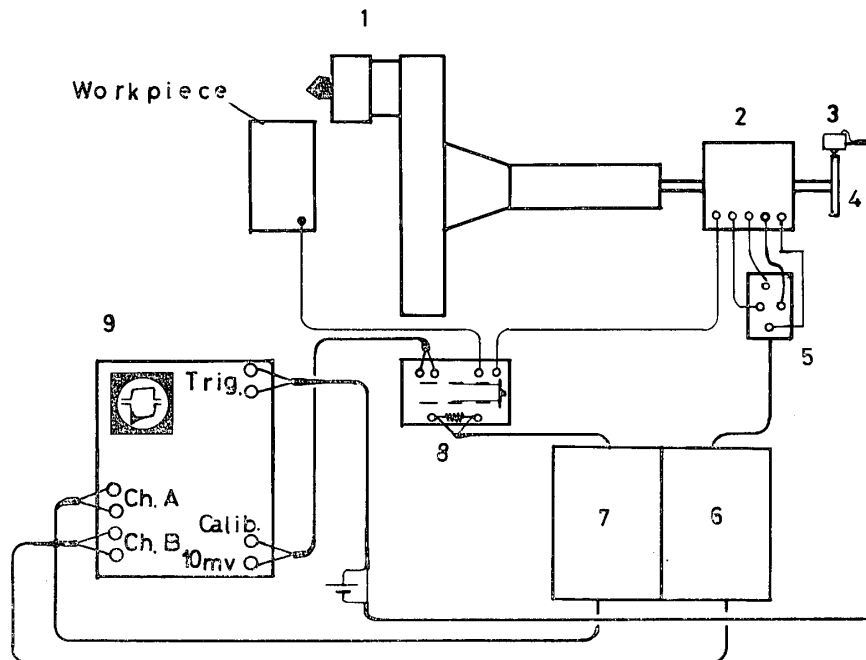


Fig. 6 Schematic diagram showing the setup arrangement for the cutting force and cutting temperature measurement in the face milling operation

1, Tool dynamometer 2, Slip-ring pickups 3, Micro-switch 4, Cam 5, Bridge head  
6, Strain Amp. 7, D.C.-Amp. 8, Switch board 9, Oscilloscope

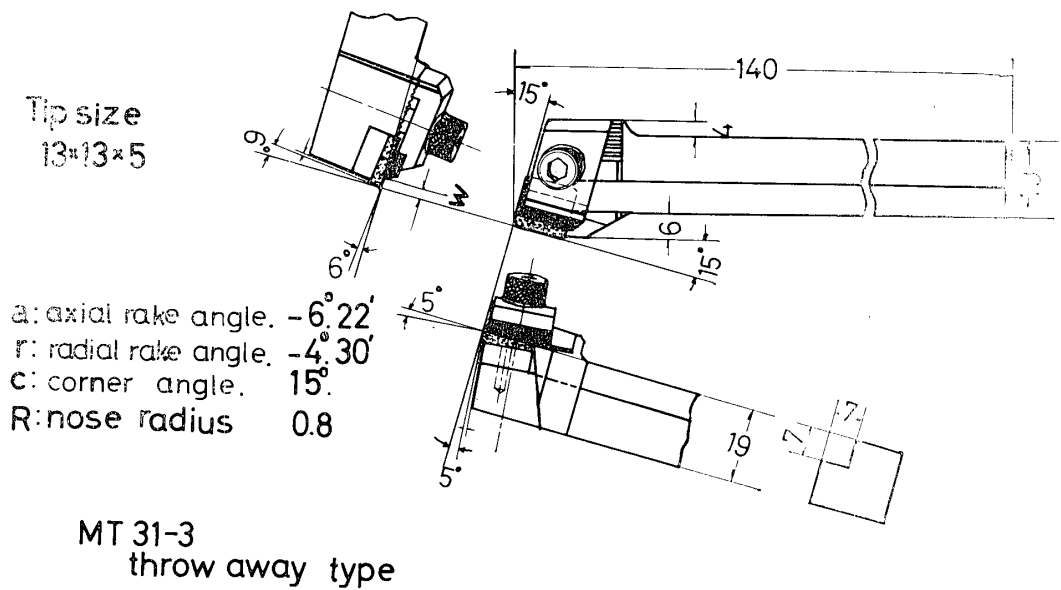


Fig. 8 Face milling with single blade, showing principal angles

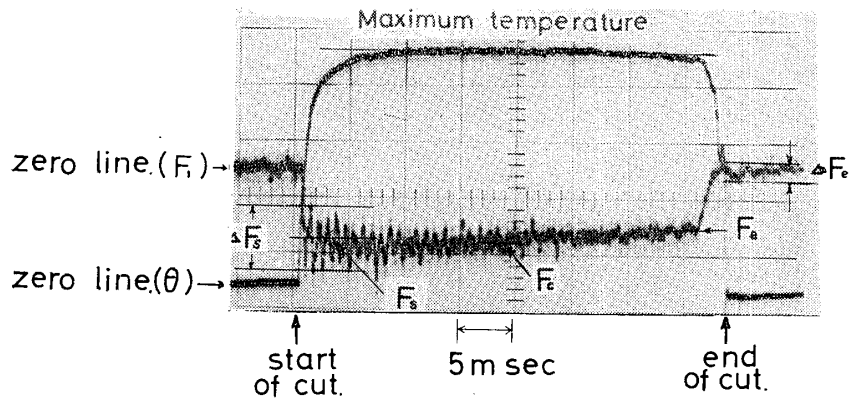


Fig. 9 Representative force and temperature curves for Face milling

#### 4. 実験結果と考察

ブラウン管上の波形から切削力(円周方向の力)と切削温度のデータをとる例を Fig. 9 に示した。切削力は切削開始時  $F_s$  (エンゲージ角と関係する), 中間  $F_c$ , 終了時  $F_e$  (デイスエンゲージ角と関係する) から, 平均切削力  $F_{1-a}$  を次のようにきめた。

$$F_{1-a} = \frac{F_s + F_c + F_e}{3}$$

切削開始時の読み  $F_s$  は切削した瞬間の衝撃力に比例し, 終了時の読み  $F_e$  は切刃離脱瞬間の衝撃力に比例しているものと予想される。各変動は  $\Delta F_s$  および  $\Delta F_e$  とし, 後に述べる図にプロットし, 結果考察の一つとして利用する。

切削温度は熱衝撃など考慮して切削開始時の温度, 切削時の最高温度, 切削終了時の温度などを波形から

よむべきであるが, 円筒材切削では切削量が極めて少なく, 切削速度 104 m/min 一種類であり, 本実験では最高切削温度のみ考える。

実験条件は切削速度 104 m/min, 切込み 1.5 mm, 送り 0.169 mm/tooth で, 油剤は用いていない。工具は超硬合金 P25 で, スローアウェイ形である。

被削材は炭素鋼 S15C ( $H_v=119$ ), S55C ( $H_v=125$ ), ステンレス鋼 SUS27 ( $H_v=176$ ), クロモモリブデン鋼 SCM 4 ( $H_v=186$ ) の 4 種であり, いずれの被削材もその直径は 63.5 mm である。

4 種類の円筒形被削材について切削力および最高切削温度を実測した結果が Fig. 10~Fig. 14 である。平均切削力はどの被削材と比較しても 50~60 kg であり, 殆ど同じである。しかし, 切削開始時の切削力変動  $\Delta F_s$  はエンゲージ角の変化とともに大きくなり, エ

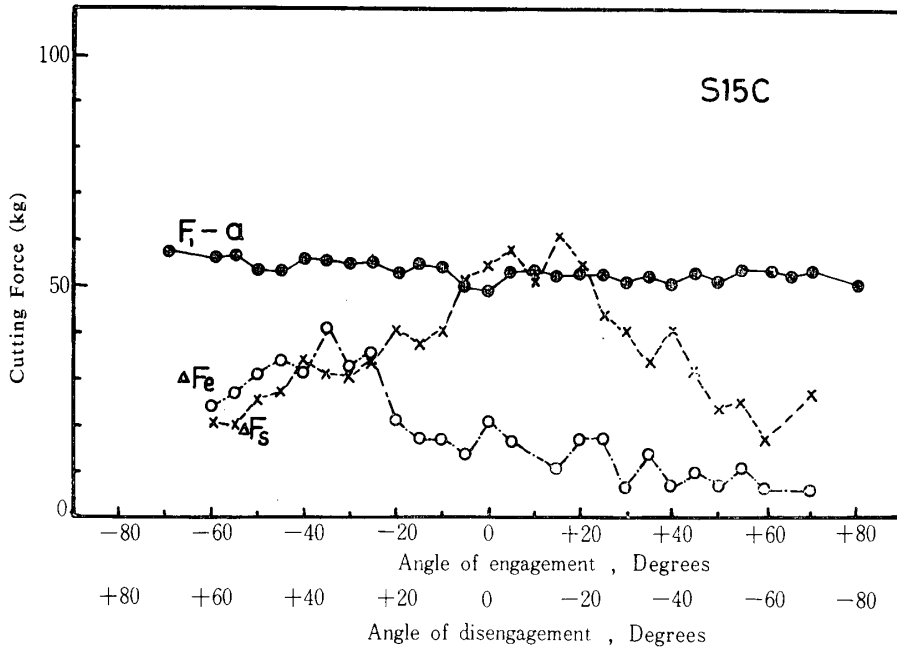


Fig. 10 Cutting force versus angle of engagement and angle of disengagement when milling plain steel (S15C)

$$V \times d \times f = 104 \text{m/min} \times 1.5 \text{mm} \times 0.169 \text{mm/tooth}$$

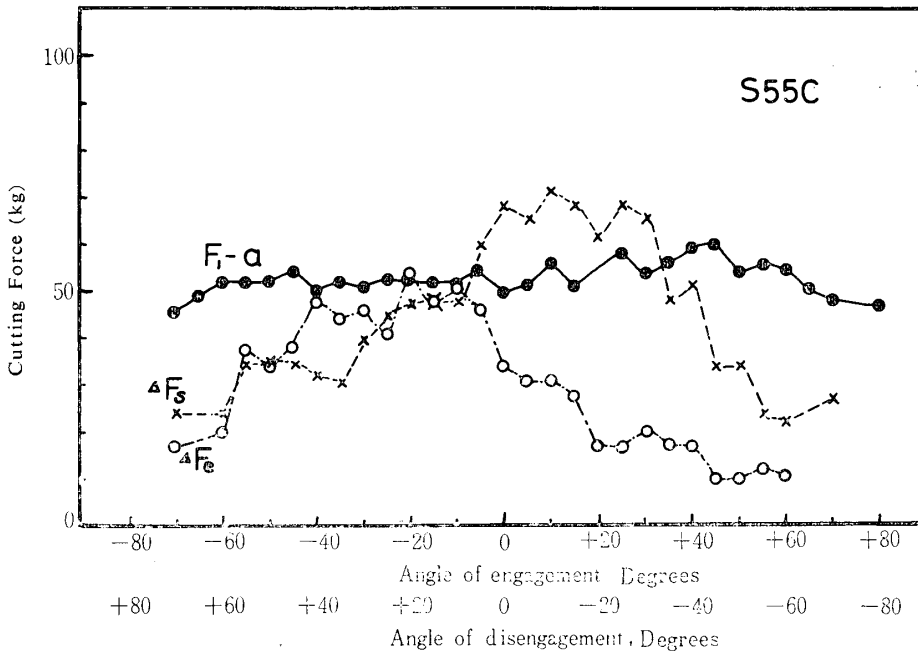


Fig. 11 Cutting force versus angle of engagement and angle of disengagement when milling plain steel (S55C)

$$V \times d \times f = 104 \text{m/min} \times 1.5 \text{mm} \times 0.169 \text{mm/tooth}$$

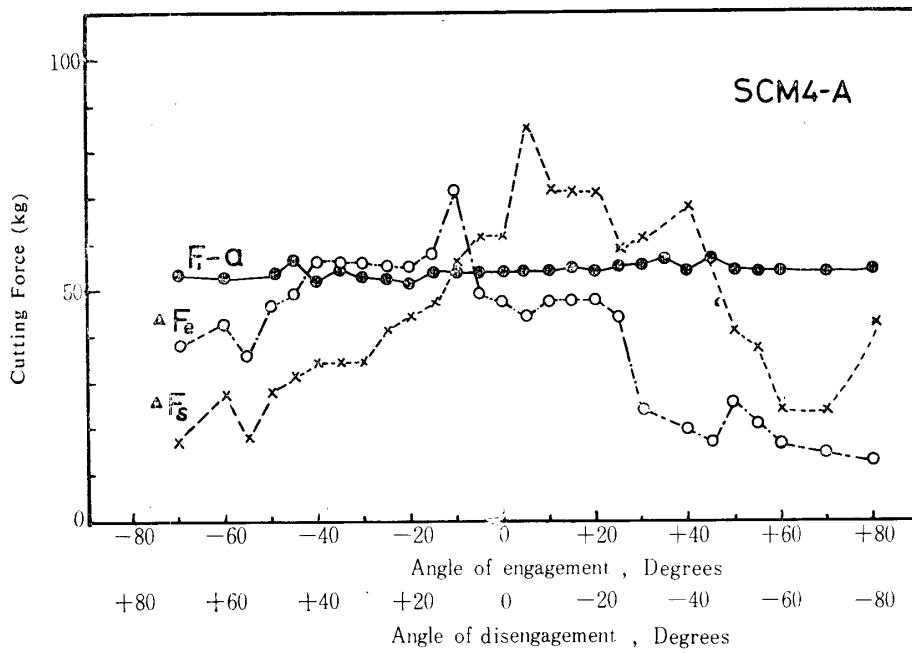


Fig. 12 Cutting force versus angle of engagement and angle of disengagement when milling Alloy steel (SCM4—Annealing)

$V \times d \times f = 104 \text{m/min} \times 1.5 \text{mm} \times 0.169 \text{mm/tooth}$

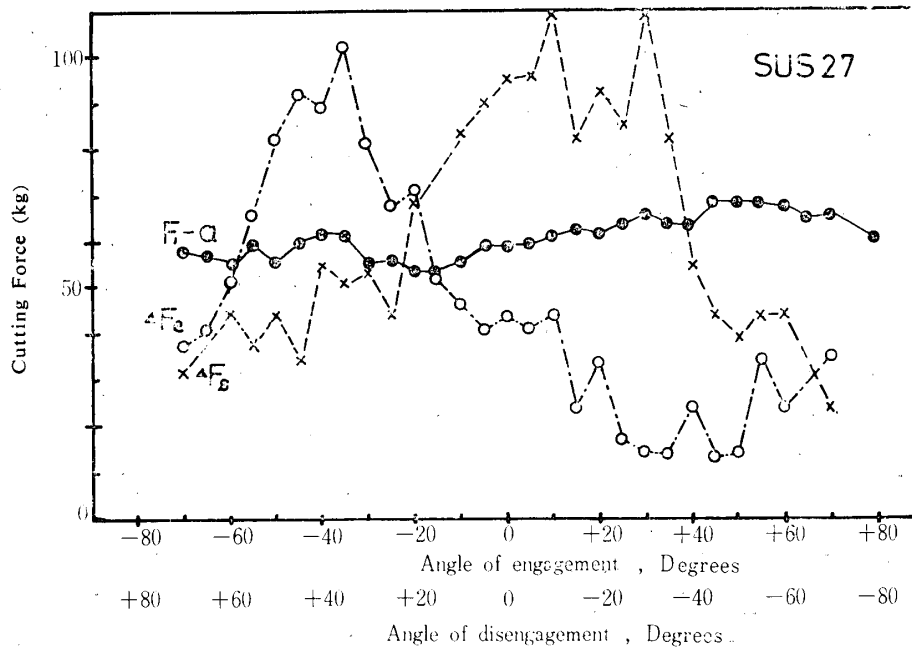


Fig. 13 Cutting force versus angle of engagement and angle of disengagement when milling stainless steel (SUS 27)

$V \times d \times f = 104 \text{m/min} \times 1.5 \text{mm} \times 0.169 \text{mm/tooth}$

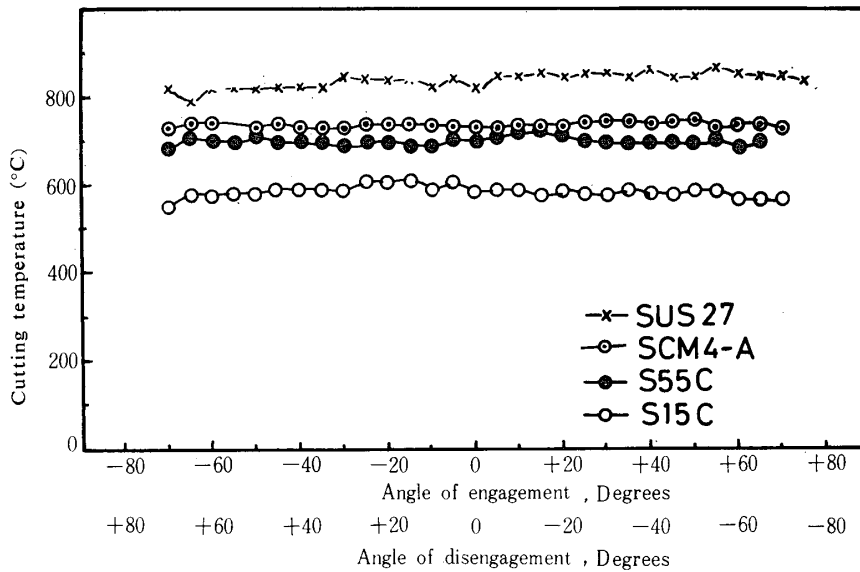


Fig. 14 Cutting temperature relative to angle of engagement

ンゲージ角 $0^{\circ}\sim 20^{\circ}$ ぐらいで最大値を示している。切削終了時の切削力変動  $\Delta Fe$  はデイスエンゲージ角の変化にしたがって変り、その角度が $20^{\circ}\sim 40^{\circ}$ の範囲において最大値を示している。このことはエンゲージ角・デイスエンゲージ角ともに $20^{\circ}$ ぐらいで切削にともなう衝撃力が大きく作用するためと考えられる。被削材相互間の切削力変動は被削材の硬度などの機械的性質と圧着物生成の難易などに関係してオシロスコープ画面上に波形としてあらわれている。とくにステンレス鋼 SUS27は切削力変動大なる原因として圧着物生成の容易さに関係し、切削工具が被削材から離脱する瞬間すくい面上に圧着物を残し、つぎの切削開始時にこの圧着物が工具すくい角を一時的に変えるためと考える。

エンゲージ角やデイスエンゲージ角の変化は切削力の変化に大きな影響を与え、従来から高いエンゲージ角は超硬工具の欠損を起しやすいという報告<sup>(1)</sup>がなされていることと符合する。

平均切削力がエンゲージ角の変化に殆ど関係していないことは、円筒材切削方式では計算上の切くず厚さ変化 (Appendix 参照) が少なく、上向き削り、下向き削りが半分ずつ行なわれるためと推定される。

切削工具欠損の原因の一つとして切削温度の影響が考えられる。Fig. 14は4種類の被削材について最高切削温度のみプロットしたものであるが、エンゲージ角およびデイスエンゲージ角と最高切削温度との関係は認められない。切削温度の高低は旋削実験で経験すると同じように削りやすいとれさせている被削材から削り

にくいとされている被削材の順だけである。切削温度切削条件のみに関係し、エンゲージ角やデイスエンゲージ角とは関係していない。

切削力変動の大小は工具の欠損と結びつくものと考えられる。Fig. 15は4種の被削材を1パス切削した後に表われた工具欠損の写真 (30倍) である。炭素鋼 (S15C, S55C) を切削した工具はすくい面、にげ面ともに欠損を生じていない。クロムモリブデン鋼 (SCM 4) とステンレス鋼 (SUS27) を切削した工具は欠損を生じ、クローネンベルグの接触法<sup>(4)</sup>によれば工具切削刃の S から T にかけて損傷を生じている。

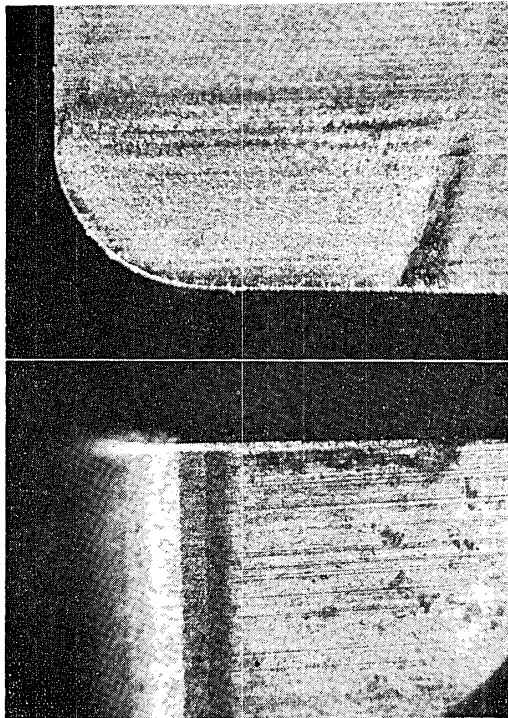
このようにエンゲージ角やデイスエンゲージ角の変化は工具に対し種々の衝撃力を与えることができ、被削材を適当に選べば、超硬工具に対して動的な靱性試験として応用することが可能である。

Fig. 15の欠損写真から考え、工具の欠損はエンゲージ側・デイスエンゲージ側いずれの衝撃の影響をより多くうけるためか検討しなければならない。そこで被削材直径63.5mm のものを半円筒形被削材に加工してデイスエンゲージ角 $0^{\circ}$ 一定の場合とエンゲージ角 $0^{\circ}$ 一定の場合について分離して実験を行なった。その結果のスケッチ図がFig. 16である。

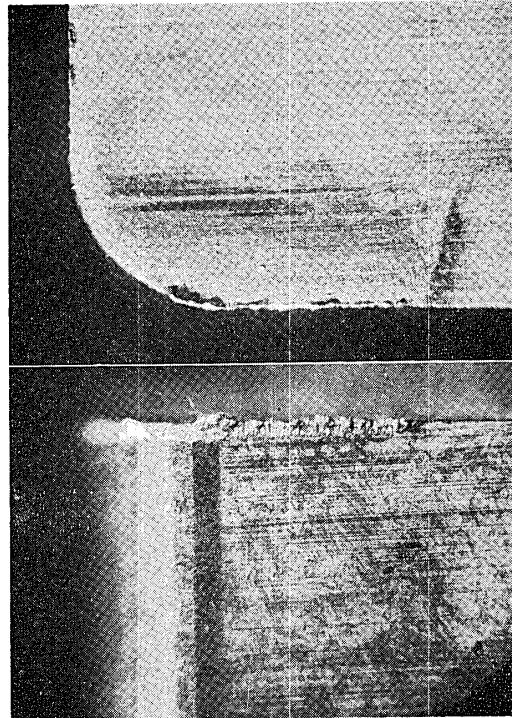
エンゲージ角を $-90^{\circ}\sim +90^{\circ}$ に変化を与え、デイスエンゲージ角を $0^{\circ}$ 一定とした実験では工具の欠損は7回実験したうち5回発生し、エンゲージ角約 $0^{\circ}$ で発生している。

デイスエンゲージ角を $-90^{\circ}\sim +90^{\circ}$ に変え、エンゲ





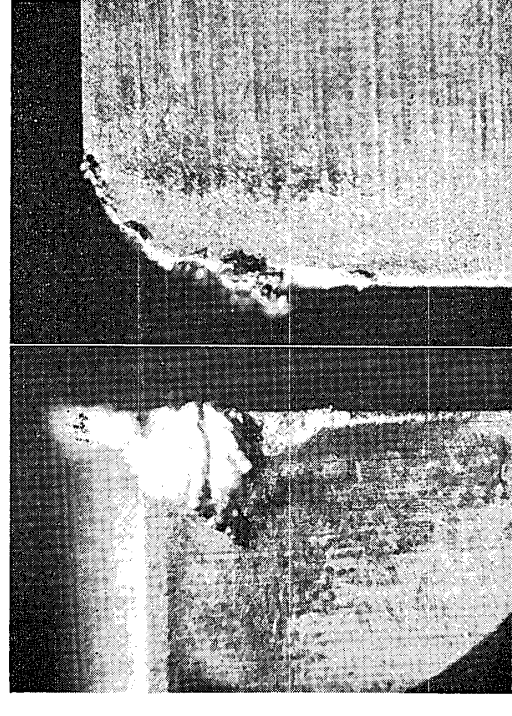
*When milling plain steel  
(S15C)*



*When milling plain steel  
(S55C)*

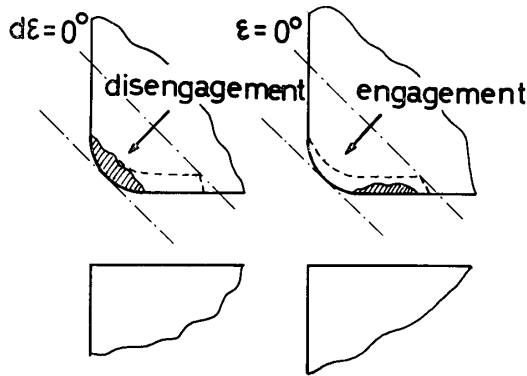


*When milling alloy steel  
(SCM4-Annealing)*



*When milling stainless steel  
(SUS 27)*

*Fig. 15 Photograph of tool chipping*



(A) Angle of engagement  $\epsilon = -90^\circ$  to  $+90^\circ$   
 Angle of disengagement  $d\epsilon = 0^\circ$   
 (B) Angle of engagement  $\epsilon = 0^\circ$   
 Angle of disengagement  $d\epsilon = -90^\circ$  to  $+90^\circ$

Fig. 16 Typical location of tool chipping appearing on carbide milling tool tip

ーヅ角を  $0^\circ$  一定とした実験では工具の欠損は7回中2回発生し、高デイスエンゲージ側に発生している。このことは切刃の接触および離脱状態と上向き削りか下向き削りかとも関係すると思われる。

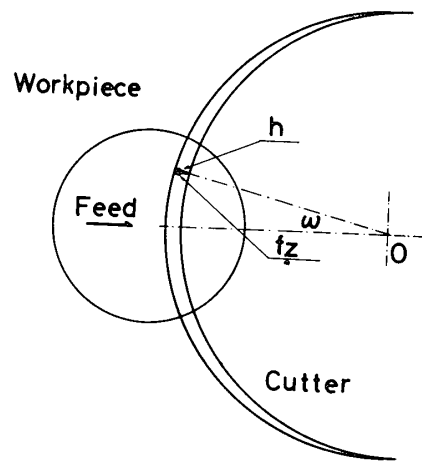
5. 結 言

連続的にエンゲージ角・デイスエンゲージ角を変化させ超硬正面フライス工具に発生する欠損について切削力および切削温度を中心に調べた。これらの結果を要約するとつぎのようになる。

- (1) 円筒形被削材の端面削りはエンゲージ角・デイスエンゲージ角ともに  $-90^\circ \sim +90^\circ$  まで広範囲に変えることができ、計算上の切くず厚さ変化も小さく、上向き削り量と下向き削り量を等しくすることができ、耐欠損性の実験を単純にすることが可能である。
- (2) 平均切削力（円周方向の力のみ）はエンゲージ角・デイスエンゲージ角ともに関係しない。切削力変動はエンゲージ角  $0^\circ \sim 20^\circ$ 、デイスエンゲージ角  $20^\circ \sim 40^\circ$  の間で最大値を示す。

- (3) 切削温度はエンゲージ角・デイスエンゲージ角の変化とは全く関係せず、工具と被削材との組合せや実験条件のみに関係する。

この実験を進めるにあたり、当時の研究生村山国雄氏（現日本タングステン（株））、学生古賀史郎氏（現東洋運搬機（株））同中森忠純氏（現東洋工業（株））の諸氏にご協力をいただき、工具の製作は日本タングステン株式会社のご援助を得て行なわれた。ここに深く感謝します。



Thickness of chip :  $h = fz \cos \omega$  (mm)  
 Feed :  $fz$  mm/tooth  
 Cutting position :  $\omega$  degree

Appendix ; calculative thickness of chip on face milling

参 考 文 献

- 1) 大越, 篠崎 : 科学研究所報告, 30, No. 3, 33 (1958)
- 2) T. HOSHI, K. OKUSHIMA : Trans. ASME (B) Nov., 442 (1965)
- 3) K. J. TRIGGER, R.K. CAMPBELL : Trans ASME Feb., 302 (1958)
- 4) 益子, 阿武編 : フライス削りとフライス設計, ラジオ技術社 (昭和39年) p. 104~107

(昭和44年12月15日受理)