U. D. C. 669. 15. 26. 018. 255

高炭素，高クローム，ダイス鋼（SLD）の被削性

Cutting Characteristics of High-Carbon High-Chromium Die Steel (SLD)

紀田兼昭* 伊藤庸雄*
Kaneaki Kida Tsuneo Itô
松根巖* 木村久之*
Iwao Matsune Hisayuki Kimura

内　容　梗　概

高炭素，高クローム，ダイス鋼，SLD(JIS SKD11 相当)のショアー硬度 80 以上の高硬度材の被削性について解析した。

バイト摩耗状況を主として，切削性に影響する諸現象を測定し，それらの生成過程を考察するとともに切削諸元，刃先形状との関係を究明した。

一方，切削速度算出式を設定のうえ，算定線図を作成し作業標準化を図った。

1. 緒　　言

安来工場では，各種の特殊鋼を生産しているが，これらの被削性探求は，原料の製造，製品加工上，必須の要件である。

機械加工製品の中で冷間成形ロール，機械刃物，冷間ダイスなどに用いられる高炭素高クローム鋼の大半は SLD 鋼 (JIS SKD 11 相当)である。SLD 鋼は通常ショアー硬度 80 以上の高硬度で用いられるため，その切削加工はかなり困難である。

本論文では，範囲を SLD 鋼にしぼり，バイト摩耗状況を主体として切削性に影響する諸現象を測定し，切削諸元，刃先形状との関係を究明した。すなわち，円筒切削試験により刃先摩耗，切屑の生成過程を考察した。また，5因子3水準の直交実験を実施し，各因子の切削性――フランク摩耗，クレータ摩耗，切屑形状，直径，色――に及ぼす影響を解析した。最後に切削速度算出式を設定し，各諸元の関係を明らかにするとともに，実用切削諸元算定線図をえがき，この種鋼材の切削作業標準化の基礎を確立した。

2. 被削材 SLD 鋼の諸性質

実験に供した SLD 鋼 (JIS SKD11 相当) の化学成分は第1表のとおりで，その熱処理後のミクロ組織を第1図に示す。

SLD 鋼の常用硬度範囲はショア 75～85 であるが，この範囲での熱処理条件としては第2図の①の処理または金属組織を安定化し，かつ材料の靭性を大きくするための②の処理がある。本研究に用いた試験片はいずれも第3図の熱処理を施し，その硬度は HS 80±1 であった。その機械的性質は，概略第2表のとおりである。

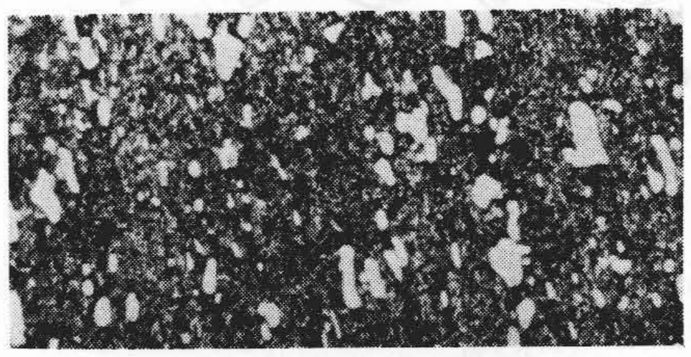
多量のクローム炭化物を含むマルテンサイト組織のために高い硬度と大きな耐摩耗性を有するが，一方切削加工はきわめて困難である。

第1表　試料 (SLD) 分析値 (%)

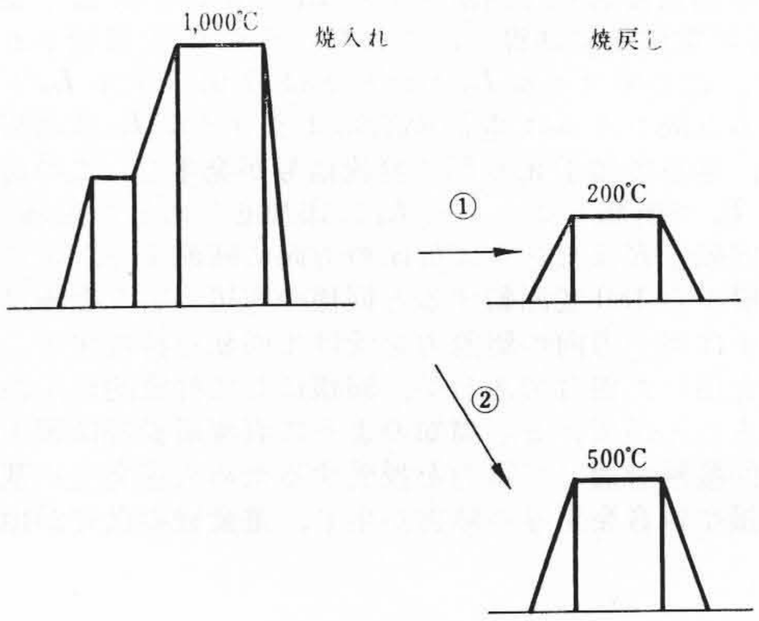
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
1.55	0.24	0.35	0.018	0.008	0.06	11.37	0.97	0.40

第2表　機　械　的　性　質

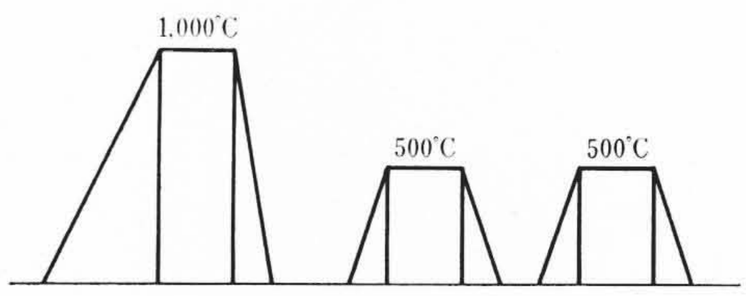
硬　　度	Hs 80
引　張　強　さ	250～300 kg/mm²
抗　　折　　力	260～280 kg/mm²
10R ノッチシャルピー	1～1.5 kg•m/cm²



第1図　SLD 鋼のミクロ組織



第2図　SLD 鋼の熱処理法



第3図　試験片熱処理条件

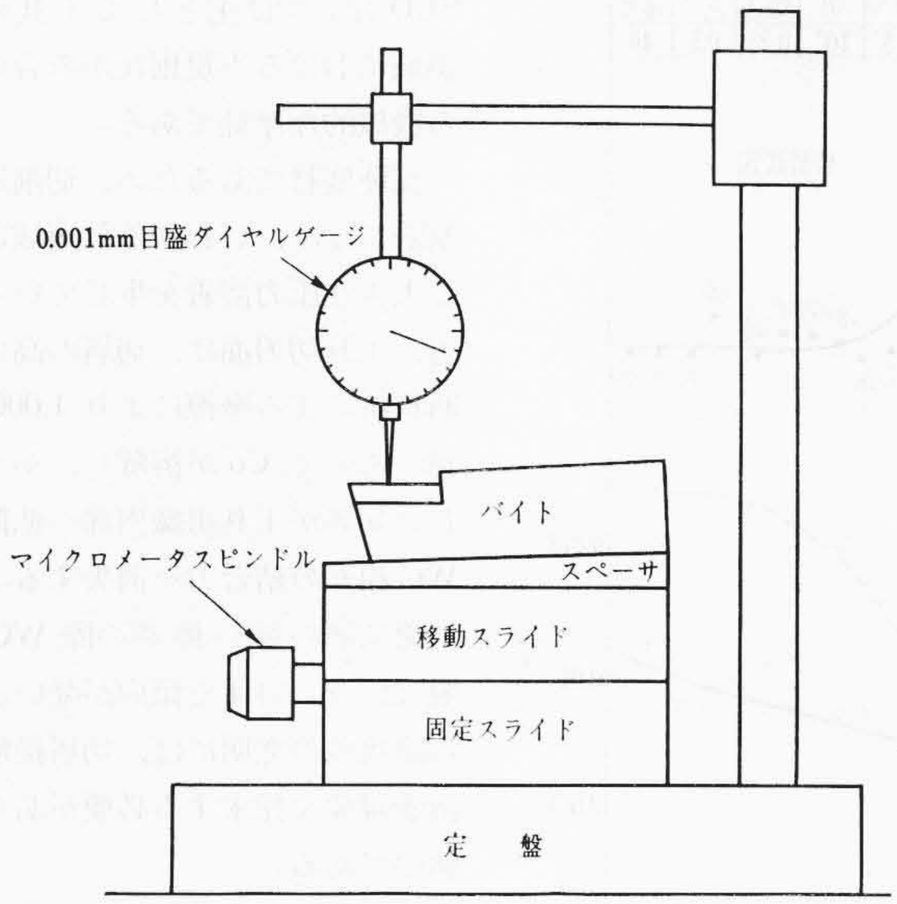
3. 円筒切削試験

3.1　測定項目と方法

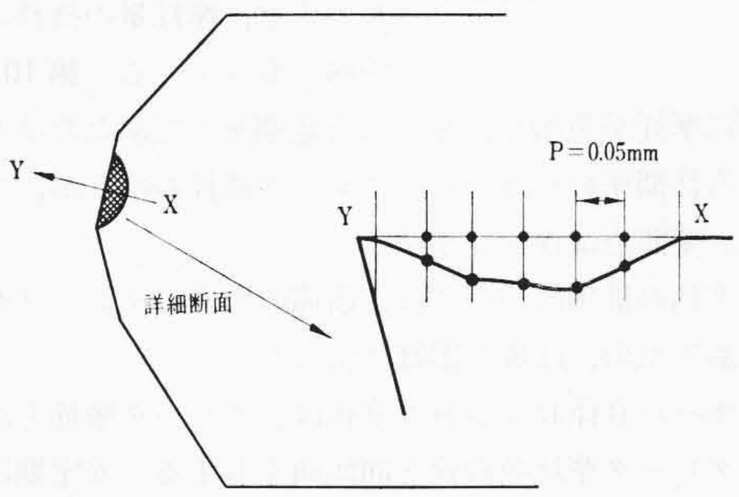
実験値として次の項目を選定した。

- バイト摩耗量
  - フランク摩耗幅 (V_B)
  - クレータ摩耗幅 (K_L)
  - 刃先からクレータ最大深さまでの位置 (K_M)
  - クレータ深さ (K_T)
- 切屑
  - 色
  - 形状
  - カール直径

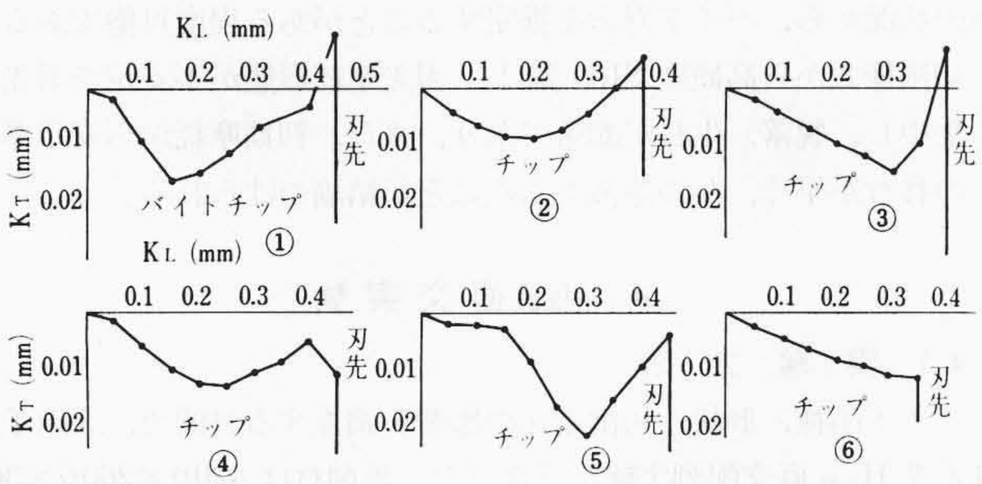
* 日立金属工業株式会社安来工場



第4図　クレータ摩耗測定器略図



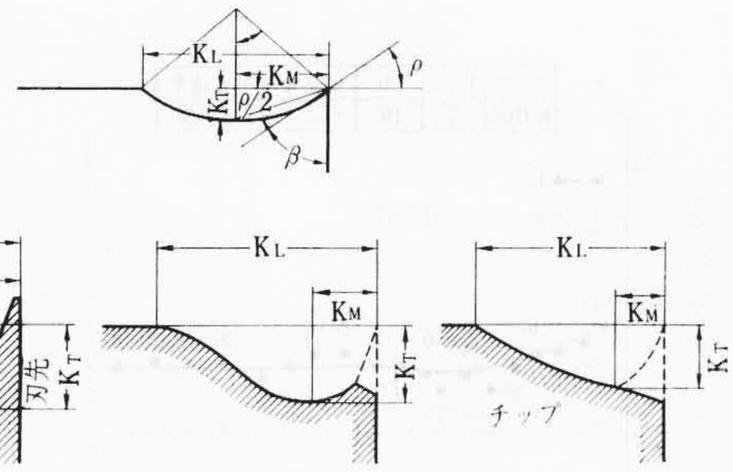
第5図　クレータ摩耗測定点



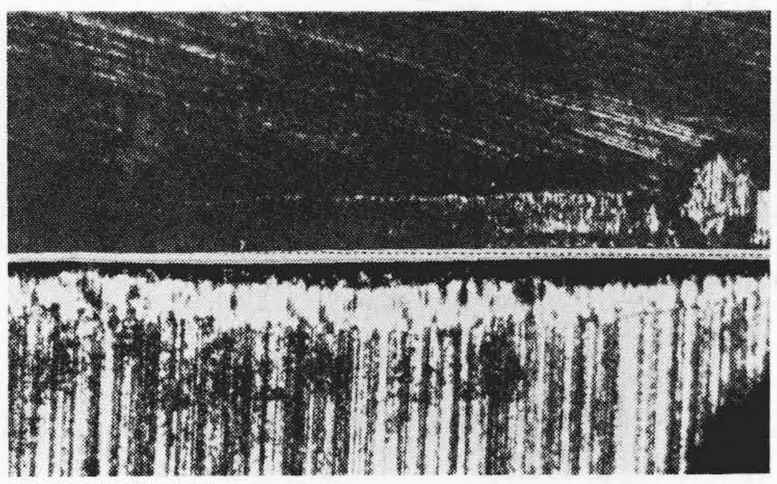
第6図　クレータ摩耗の代表的形状

バイトのフランク摩耗幅 V_B の測定は，50倍拡大鏡で行なったが，V_B の数値は0.05 mmおきに準備した厚みゲージと比較しながら判定した。クレータ摩耗の測定には**第4図**に示すような測定器を製作した。移動スライドはマイクロメータ・スピンドルで移動させることができ，**第5図**のようにクレータ摩耗の中心を $X \rightarrow Y$ 方向に0.05 mmピッチで送り0.001 mmダイアルゲージでクレータ深さ K_T を測定した。測定したクレータ部形状の代表例を**第6図**に示すが，そのおのおのの場合の摩耗量 K_L, K_M, K_T などの数値は**第7図**のように測定した。**第8図**は刃先摩耗写真である。

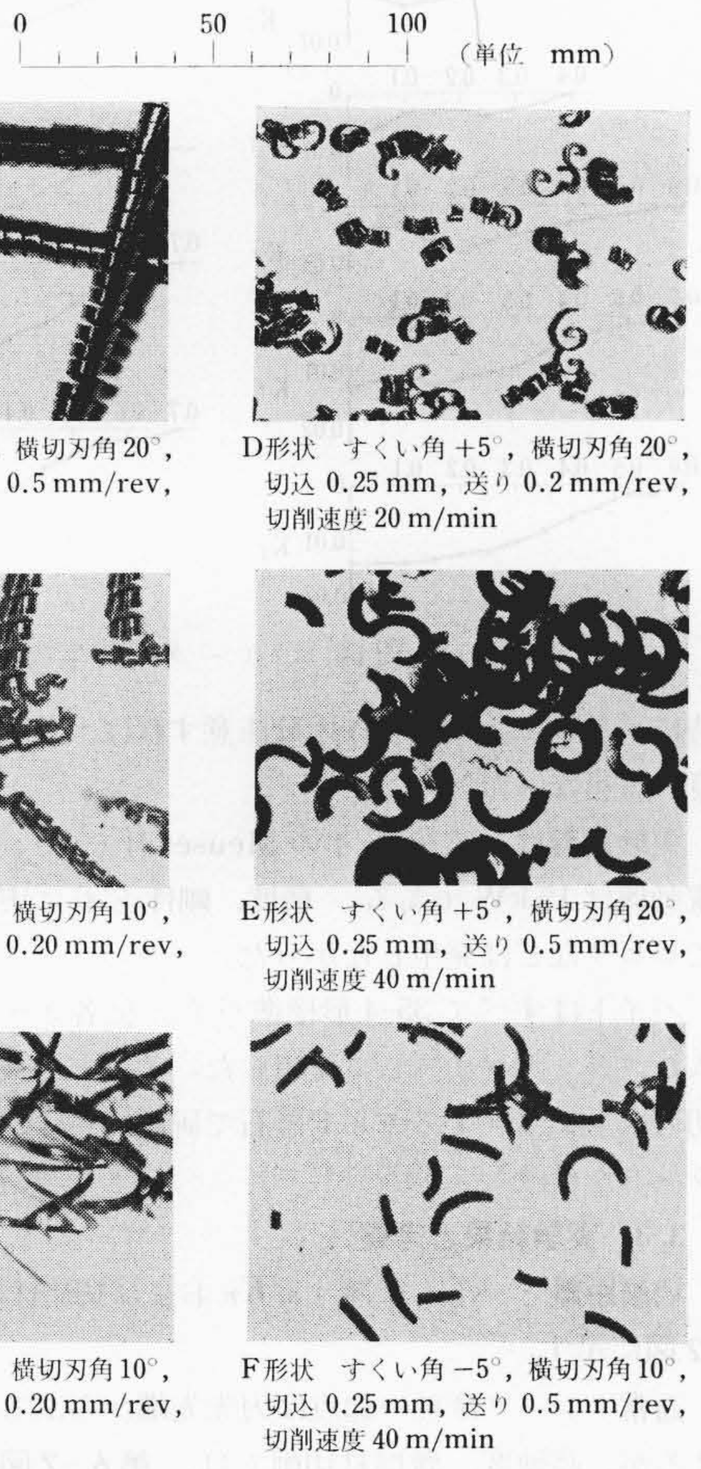
切屑形状の分類については，諸説[(1)~(3)]があるが，切削初期から終期にいたる各諸元の切屑形状の変化は**第9図**の6段階に区別できる。切屑の色はテンパーカラー温度を基準とし，温度の低い順に20～25℃おきに9段階の見本切屑を設定し，比較分類のうえ，それぞれ0, 1, 2.....8の評点を付し，検定した。これを仮に切屑温度係数と呼ぶ。



第7図　K_L, K_M, K_T の決定法



第8図　刃先摩耗写真



A形状　すくい角 +5°，横切刃角 20°，切込 0.25 mm，送り 0.5 mm/rev，切削速度 40 m/min

D形状　すくい角 +5°，横切刃角 20°，切込 0.25 mm，送り 0.2 mm/rev，切削速度 20 m/min

B形状　すくい角 +5°，横切刃角 10°，切込 0.25 mm，送り 0.20 mm/rev，切削速度 20 m/min

E形状　すくい角 +5°，横切刃角 20°，切込 0.25 mm，送り 0.5 mm/rev，切削速度 40 m/min

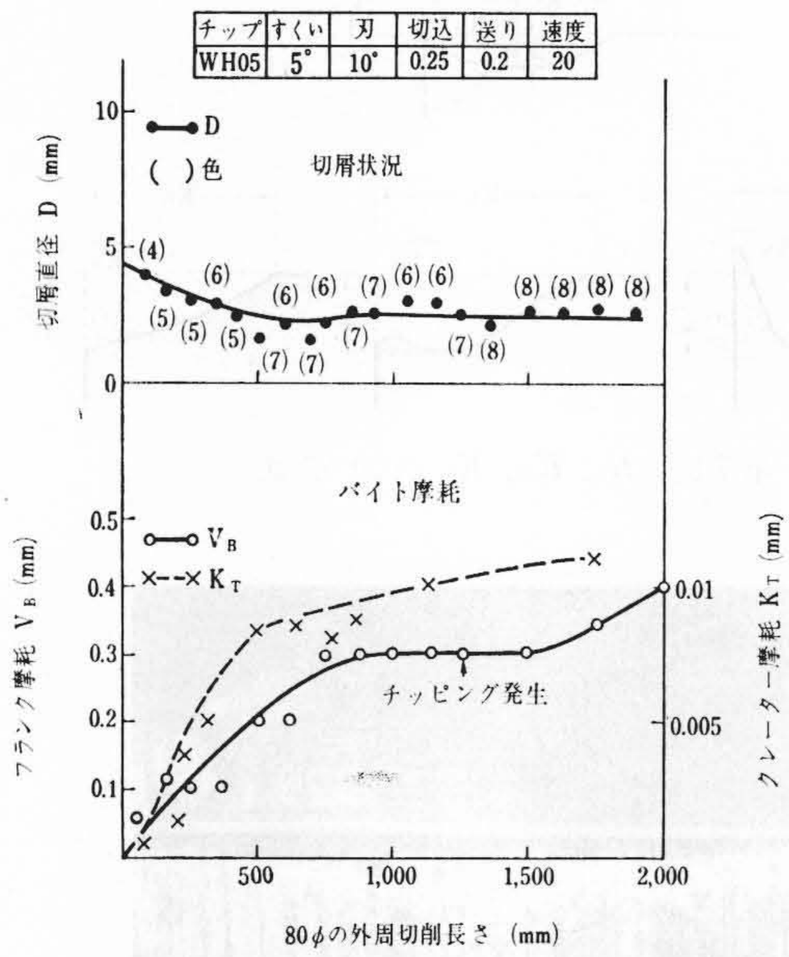
C形状　すくい角 +5°，横切刃角 10°，切込 0.25 mm，送り 0.20 mm/rev，切削速度 20 m/min

F形状　すくい角 −5°，横切刃角 10°，切込 0.25 mm，送り 0.5 mm/rev，切削速度 40 m/min

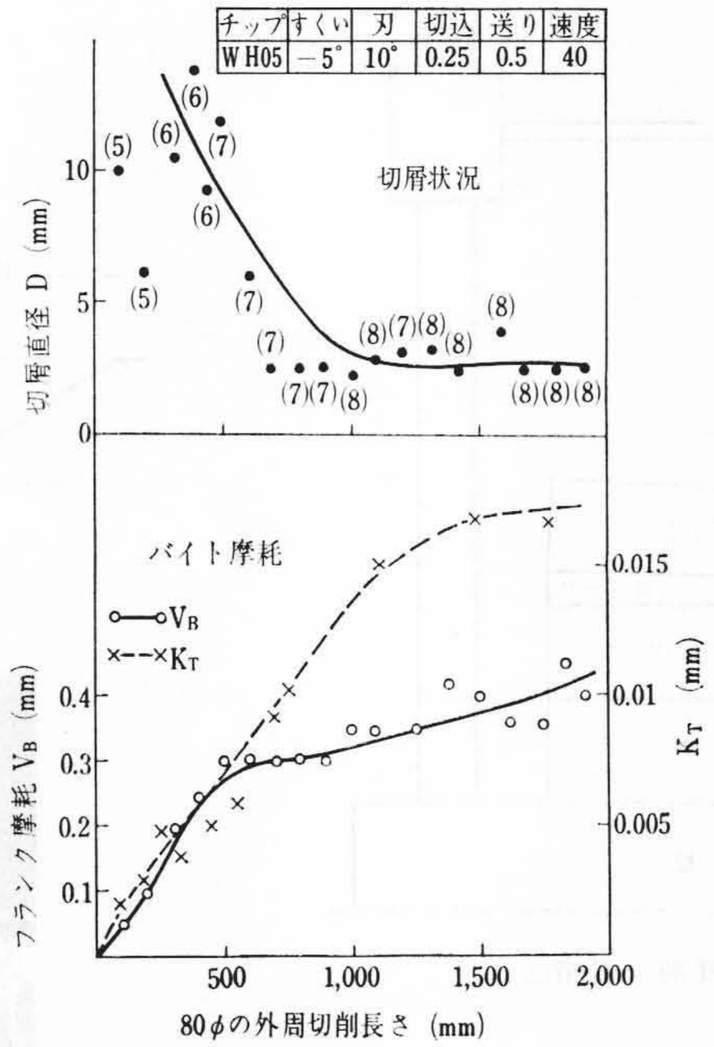
第9図　切屑形状の層別

3.2 実験方法

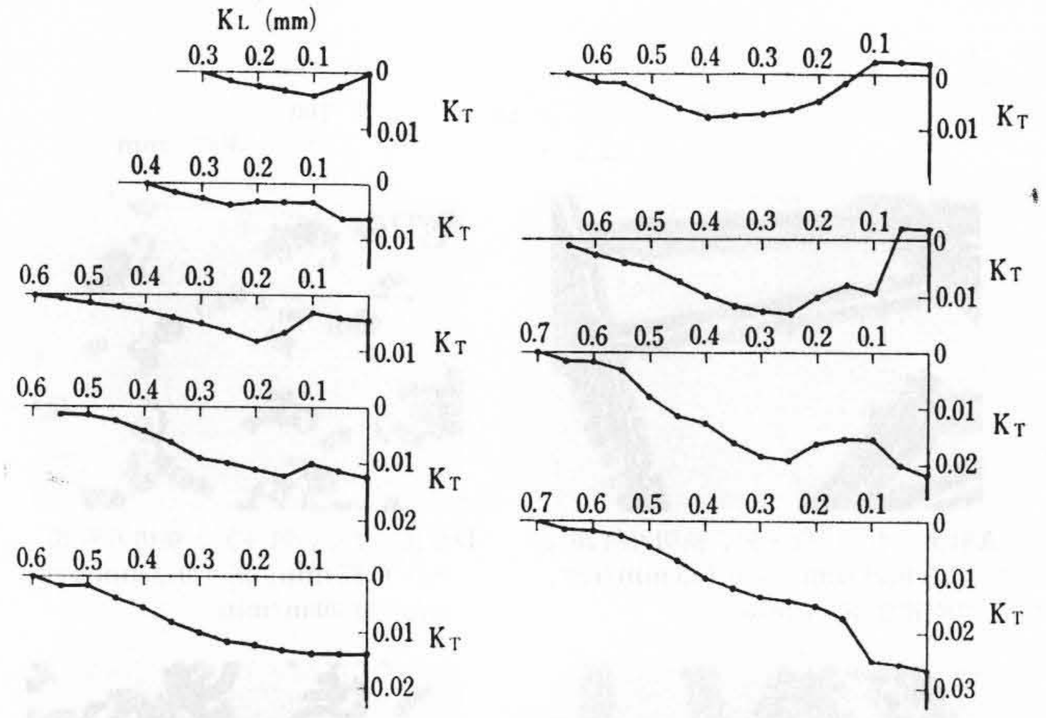
80ϕ×1,000L 丸棒の外径を一定長さ(50 mm)ごとに円筒切削し，バイト摩耗の測定後，ふたたび切削を継続して，切削～測定を繰り返す実験を行なった。切削を中断しない連続実験と本実験のように中断する場合の状況に多少の差異があると考えられるが，切削再開



第10図　円筒切削実験によるバイト摩耗切屑変化(実験 No.1)



第11図　円筒切削試験によるバイト摩耗切屑変化(実験 No.2)



第12図　クレータ摩耗生成推移

時にバイトセットなどに十分注意すれば大差ない[3]のでこの点に留意して行なった。

実験旋盤は，昭和37年の Meuser 社(ドイツ)製 5 m 旋盤で主軸電動機は 15 kW である。精度，剛性ともに実験諸元範囲では十分でビビリなどは発生しなかった。

バイトはすべて 35-4 形標準バイトを各メーカーから 5 本ずつ購入し，ランダマイズして使用した。チップ刃先半径は 0.2 mm R で切刃エッジはダイアモンド砥石で研削後，ハンドラッパーで 0.03 のランドを付けた。

3.3　実験結果と考察

切削距離とバイト摩耗 V_B, K_T および切屑性状との関係を**第10～12図**に示す。

通常クレータ摩耗の起点は刃先先端からある距離をへだてて発生するが，高硬度，難削材切削では，**第6～7図**のように刃先先端より発生しているのが特長である。このため刃先先端は弱くなり，チッピングが発生しやすく，かつ**第7図**のように刃先の脱落を生じ，構成刃先の生長，脱落にしたがい，刃先先端部の損耗を急激に進展させる。クレータ形状も一般切削のスムースな弦形から，かなり刃先先端にひずんだ状態を呈し，クレータ最深部 K_T は，刃先に近くなっている。これが，バイト寿命を短くしている。

工具摩耗の主因としては種々考えられるが[4]~[7]，焼入焼戻したSLDなどでは主として工具の接触領域における不規則なかみ合いによる機械的な摩耗である。

高硬度材であるため，切削速度に制限をうけ，いわゆる低速域における大きな圧力溶着を生じている。一方，工具切刃面は，切屑の高いせん断抵抗による摩擦により 1,000℃ を越えるので，Co が溶解し，かつ溶着した切屑が工具組織内部へ拡散し，WC 相互の結合力を消失する。その結果切屑の強い擦過の際 WC が剥脱(はくだつ)する傾向が強い。これら諸現象の究明には，切屑接触部の溶着現象を探求する必要があり，実験中である。

刃先摩耗と切削時間との関係は一般的に変曲点を有する対数関数として表現される[8]が，SLD 鋼切削においても，摩耗量の推移は，ほぼ同傾向をもっている。**第10, 11図**のように初期に摩耗が急増し，やがて安定期をへてふたたび寿命点付近で急増する終期摩耗にはいる。クレータ摩耗のほうが，フランク摩耗よりは，変曲点は遅く発生する。

クレータ角の推移については，前述のようにクレータ摩耗形状が不安定であるため，は握が困難であった。

切屑のカール直径および色の変化は，クレータ摩耗とかなり相関があり，クレータ摩耗の曲線と同傾向を有する。安定期にはいると切屑直径は平衡状態を保ち，変動が少ない。また切削色は漸次高温色側に移行し，切削温度と相関をもっている。これらにもとづき切屑の状況から，バイト寿命を推定することがある程度可能である。

切削様式から高硬度 SLD 鋼は，刃先摩耗形態が不安定で刃先部に集中し，脱落，生長が顕著であり，また，初期摩耗から安定摩耗への移行が早く，かつ急激であることが結論づけられる。

4.　$H_{3.81}$ 直交実験

4.1　実験方法

バイト品種，形状，切削諸元の影響を調査する目的で，5因子，3水準 $H_{3.81}$ 直交配列実験を行なった。被削材は 420φ×260φ×30t のリングで，内径から外径に向け切込み 0.5 mm で正面旋削を行ない，一定体積旋削後のバイト摩耗状況，切屑形状などについて解析した。**第3表**はその割付け表であるが，いずれも従来の実験値をもとに実用範囲の諸元を選んだ。高硬度ダイス鋼には KO5 が最適で，かつ切刃角を小とするのが特徴である。バイト品種はいずれも KO5 相当の東和ワーラム(WHO5)，A社(TH2)，B社(HTi05)の3水準を選んだ。そのほかは，3.1，3.2 に準ずる。

4.2　実験結果と考察

第4表に V_B, K_L, K_T の分散分析表を示す。それぞれの実験値の

第3表　5因子3水準直交配列因子水準表

因子 / 水準	A	B	C	D	E
	チップメーカー	すくい角	横切刃角	切削速度	送り
	K05 相当	角度	角度	m/min	mm/rev
0	WH 05	5°	10°	40	0.5
1	TH 2	0°	15°	30	0.35
2	HTi 05	−5°	20°	20	0.2

各因子との関係をまとめると第13～15図のようになる。交互作用については有意差のあるもののみ掲載した。

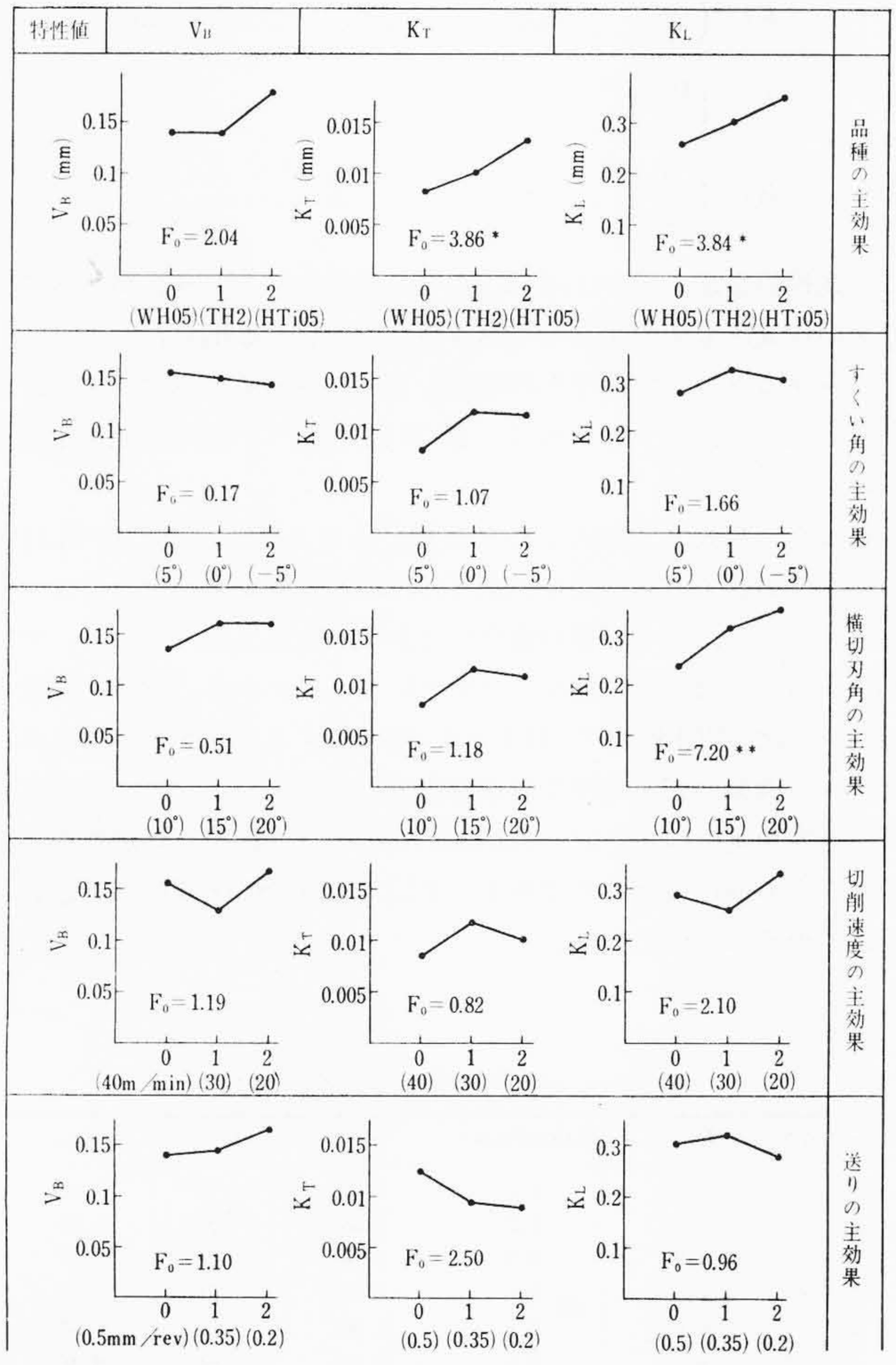
クレータ深さ K_T とクレータ幅 K_L との相関係数は $V=0.347$ で，きわめて有意性が認められた。この種の切削においてはクレータ幅が寿命値にも影響があることは興味がある。すなわち，クレータ幅も切削時間とともにクレータ深さと同様に進行することが伺われる。

東和ワーラム（VHO5）がもっとも耐摩耗性にすぐれている。WHO5は，他の諸条件，たとえばすくい角，切削速度などが変わっても，比較的安定した性能を示すにもかかわらず，HTi05は著しく影響をうけ，不安定であることが第14図からも認められる。

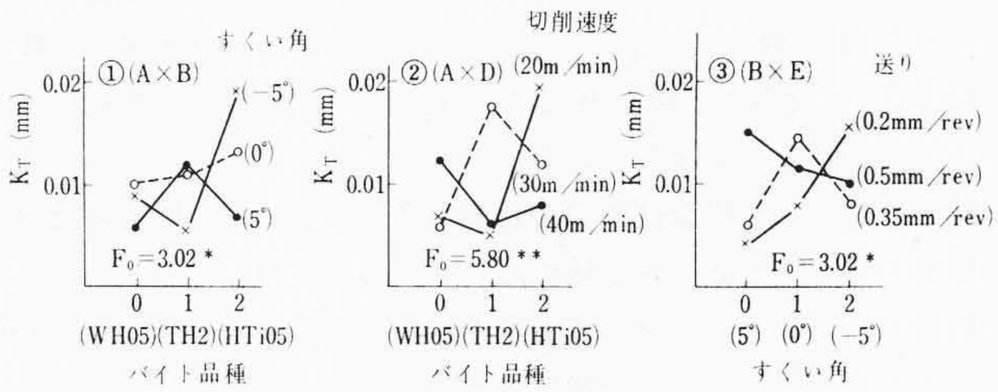
横切刃角は交互作用はなく，角度が小さいほど，摩耗が少ない。これは切屑の色からもはっきりと表われている。切屑形状，刃先強度などの点から考えても，できるだけ横切刃角を小さくすべきであるが，実作業においては刃先角を大とするとビビリを生ずる恐れがあり，被削材形状，剛性，切削諸元などを勘案して，10° 付近が限界である。

すくい角，切削速度，送りの3因子の主効果は本実験水準においては，有意差がみとめられなかった。

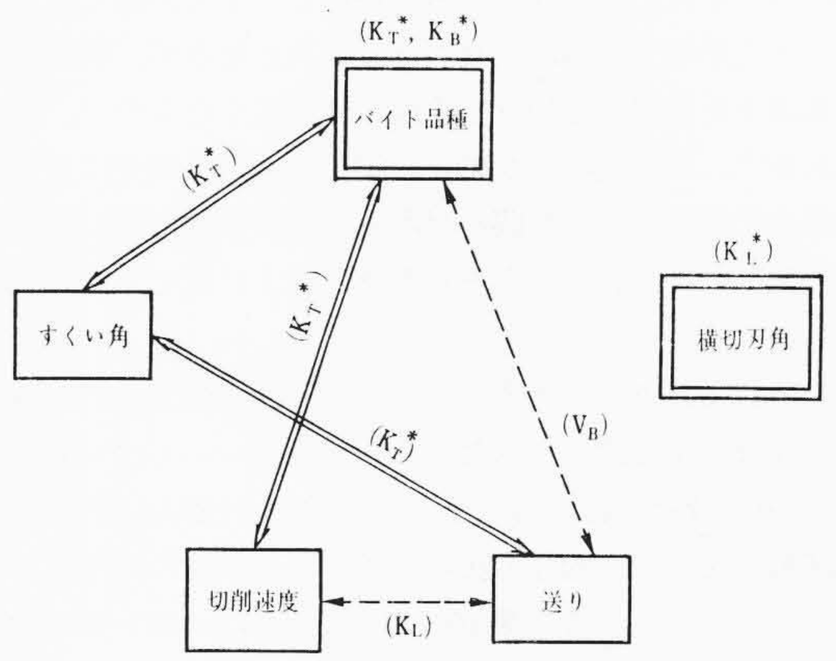
すくい角は減少すると切削抵抗，温度が上昇し，一般的には工具寿命が減少するが，一方増大すると刃先が弱くなり，とくに高硬度鋼切削ではチッピングや刃先脱落を誘起するので，ある大いさが必要である。他方切屑の流れが送りとの組み合わせによって支配さ



第13図　$H_{3.81}$ 直交配列実験によるバイト形状，チップ諸元の主効果



第14図　$H_{3.81}$ 直交実験による交互作用

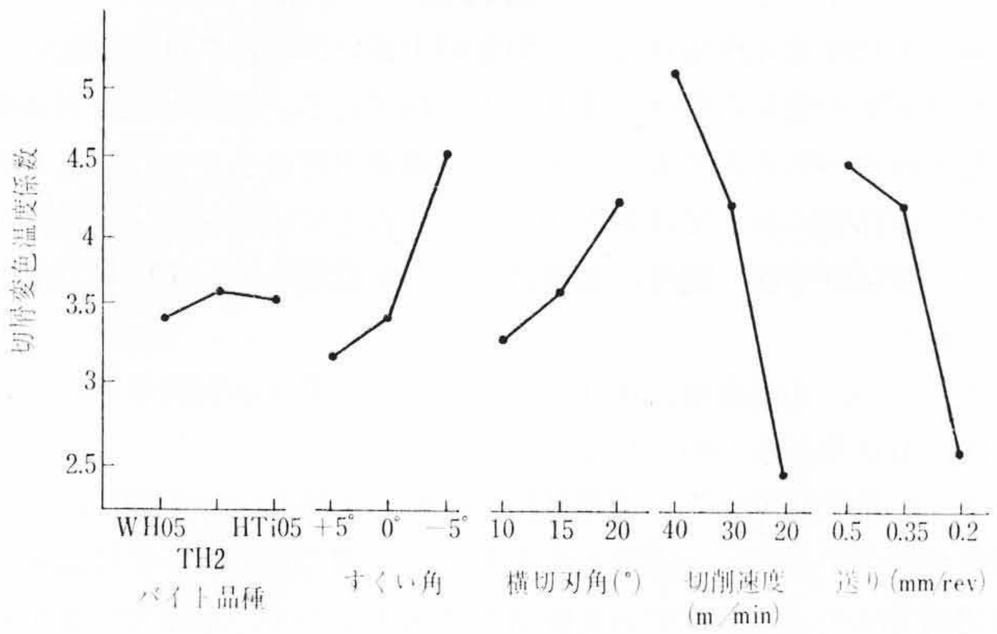


第15図　5因子の主効果と交互作用

第4表　$H_{3.81}$ 直交実験による分散分析表

記号	名称	V_B				K_T				K_L			
		SS	S^2	df	Fo	SS	S^2	df	Fo	SS	S^2	df	Fo
A	バイト品種	12	294	2	2.04	566	73.3	2	3.86*	943	122.4	2	3.84*
B	すくい角	1	294	2	0.17	158	73.3	2	1.07	405	122.4	2	1.66
C	横切刃角	3	294	2	0.51	173	73.3	2	1.18	1,761	122.4	2	7.20**
D	切削速度	7	294	2	1.19	120	73.3	2	0.82	514	122.4	2	2.10
E	送り	6.5	294	2	1.10	366	73.3	2	2.50	234	122.4	2	0.96
A×B	品種×すくい角	17.7	294	4	1.50	885	73.3	4	3.02*	131	122.4	4	0.27
A×C	品種×切刃角	20.3	294	4	1.72	589	73.3	4	2.10	288	122.4	4	0.59
A×D	品種×速度	6.8	294	4	0.59	1,704	73.3	4	5.80**	252	122.4	4	0.52
A×E	品種×送り	29.6	294	4	2.52	219	73.3	4	0.75	670	122.4	4	1.37
B×C	すくい角×切刃角	1.0	294	4	0.04	297	73.3	4	1.02	148	122.4	4	0.32
B×D	すくい角×速度	12.2	294	4	1.02	256	73.3	4	0.87	197	122.4	4	0.40
B×E	すくい角×送り	9.2	294	4	0.78	886	73.3	4	3.02*	702	122.4	4	1.43
C×D	切刃角×速度	13.4	294	4	1.14	457	73.3	4	1.56	450	122.4	4	0.92
C×E	切刃角×送り	4.4	294	4	0.37	561	73.3	4	1.92	960	122.4	4	1.96
D×E	速度×送り	9.6	294	4	0.82	18	73.3	4	0.06	1,092	122.4	4	2.23

注　主効果 $F^2_{30}(0.05)=3.32^*$　$F^2_{30}(0.01)=5.39^{**}$
交互作用 $F^4_{30}(0.05)=2.69^*$　$F^4_{30}(0.01)=4.02^{**}$



第16図　切屑色（温度）の主効果

れ，また刃先強度との関連から，送りとは交互作用を生ずる（**第14～15図**）。すなわち，低送りでは，すくい角を大とし，高送りでは小とすべきことを示唆している。

切削速度は遅い場合は圧力溶着を生ずる。逆に速い場合は温度溶着が主となる。実験の速度域ではこれらが，交さした範囲であり，摩耗量としては平衡を保って有意差が表われなかったが 40 m/min をこえる高速域になると急激に温度溶着摩耗が増大し 70m/min に達すると切削不能となる。

一般に送りを大とすれば切削力が増加し，圧力が高くなって溶着の数と大きさが増すため，工具の摩耗が大となるが，切削温度は下り，工具面上を擦過する切りくず面積は小さくなるので，最適の送り量がある[9]。本実験のように，一定体積切削の場合はたまたま有意差を認めていないが，時間を尺度とすれば当然影響がはっきりする。刃先強度の許す範囲で大としたほうがよい訳で，この限界も 0.5 付近である。

切屑の色およびカール半径についても同様な検定を行なったが，交互作用はほとんど認められなかった。色については一般常識どおり，はっきりと比例関係が各因子と認められる（**第16図**）。切削温度とか切削抵抗など画一的な方法のみでこの種鋼材の切削性を判断できないことが理解される。**第10～11図**から $V_B=0.3\sim0.4$ の寿命点付近で，切屑カール直径，色別はそれぞれ 2.5ϕ，（8）に達している。これからバイト寿命点は切屑のカール直径 $2\sim2.5\phi$，色別（8）を参考にすれば，ほぼ推定ができる。

クレータ角，$\tan\frac{\rho}{Z}=\frac{K_T}{K_M}$ についても同様，検査を行なったが，確たる結論が得られなかった。これは前述のように K_M 点が不安定でかつ変動しやすいので，確実な ρ を求め得なかったためである。

以上からSLD鋼ショア80程度の被削材旋削における最適条件は東和ワーラムを使用し，すくい角 0～−5° と小さくし，横切刃角は 10° を選び，可能な高速，高送り，40 m/min, 0.5 mm/rev 付近で旋削することが望ましいと結論される。

5. 切削速度算出式

実験的に切削速度とバイト寿命，送り，横切刃角の間には，それぞれ次式が成立する。

$$v=C_T\cdot T^{\varepsilon_T} \quad \cdots\cdots(1)$$

$$v=C_S\cdot S^{\varepsilon_S} \quad \cdots\cdots(2)$$

$$v=C_{æ}\cdot æ^{\varepsilon_{æ}} \quad \cdots\cdots(3)$$

$v=$ 切削速度 (m/min)
$T=$ バイトの寿命 (min)
$S=$ 送り (mm/rev)
$æ=$ 横切刃角 (度)
$C_T, C_S, C_{æ}, \varepsilon_T, \varepsilon_S, \varepsilon_{æ}=$ 各切削因子に基づく定数

すなわち，集約すると（4）式のようになる。

$$v\cdot T^{\alpha}\cdot S^{\beta}æ^{\gamma}=C \quad \cdots\cdots(4)$$

それぞれの定数を求めるため測定値から偏回帰係数を計算し，実験式を求めれば（5）式のようになる。

$$vT^{0.8}S^{0.8}æ^{0.7}=10^3 \quad \cdots\cdots(5)$$

実用旋削条件から各中間値を選定して実用上（6）式のように変換して標準速度式とする。

$$v=23\left(\frac{30}{T}\right)^{0.8}\left(\frac{0.5}{S}\right)^{0.8}\left(\frac{10}{æ}\right)^{0.7} \quad \cdots\cdots(6)$$

（6）式より各比較値 K は（7）～（9）式のようになる。

$$K_T=\left(\frac{30}{T}\right)^{0.8} \quad \cdots\cdots(7)$$

$$K_S=\left(\frac{0.5}{S}\right)^{0.8} \quad \cdots\cdots(8)$$

$$K_{æ}=\left(\frac{10}{æ}\right)^{0.7} \quad \cdots\cdots(9)$$

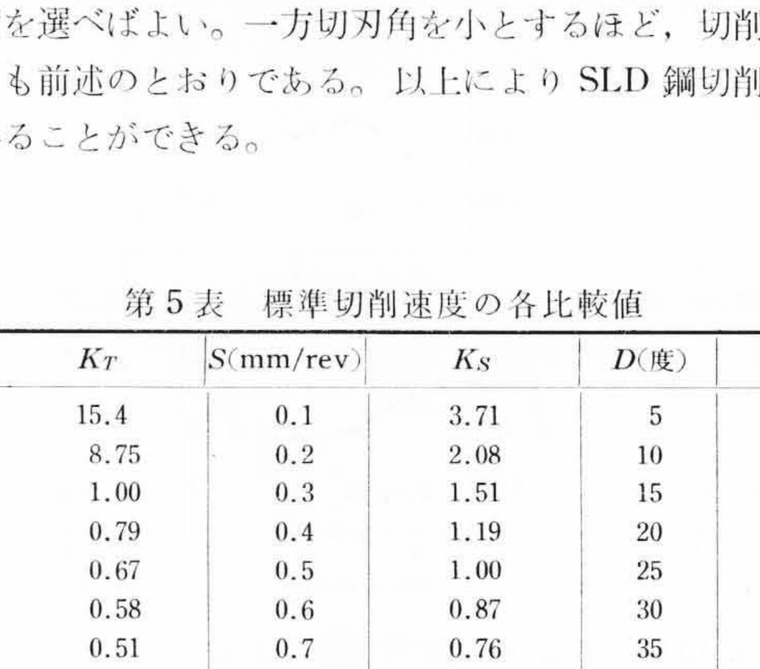
各比較値を求めておけば（6）式の計算は容易となり，かつ作業標準表の作成にも便であるので**第5表**にこの値を算出した。

切削速度と各切削因子との関係を**第17～19図**に示す。また，実用的に諸元を選定するために，**第20図**のように切削諸元決定線図を作成した。

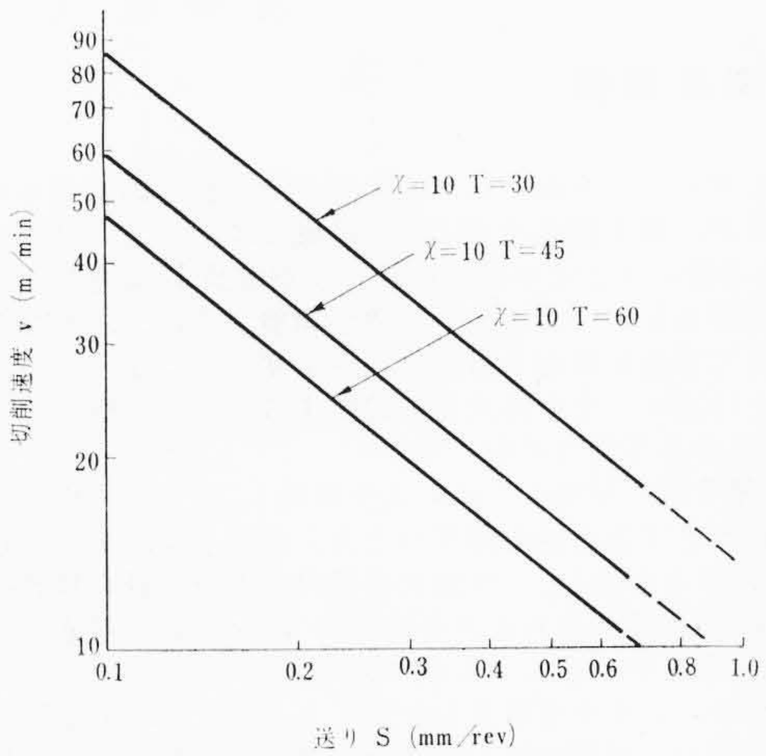
これらの数式，線図などから理解されるように，高硬度SLD鋼の切削においては切削因子の関係はほぼ普通鋼切削の場合とよく符合しているが，その影響の度合いはかなり大きくなっている。すなわち各諸元に敏感に影響をうけやすいことがわかる。また切削能率の向上には，切削速度の上昇よりも，重切削するほうが有効である。バイト，機械の許す範囲で最大切削面積を選定し，それに対応する切削速度を選べばよい。一方切刃角を小とするほど，切削性がよくなることも前述のとおりである。以上によりSLD鋼切削の指針を的確に得ることができる。

第5表　標準切削速度の各比較値

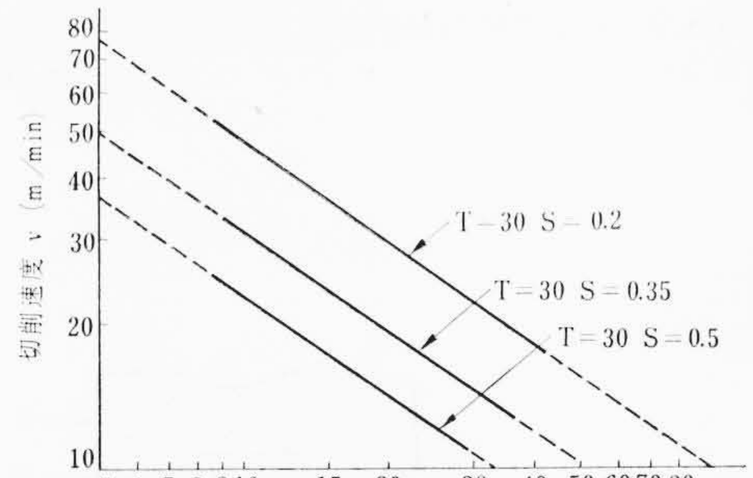
T(min)	K_T	S(mm/rev)	K_S	D(度)	$K_{æ}$
10	15.4	0.1	3.71	5	1.63
20	8.75	0.2	2.08	10	1.00
30	1.00	0.3	1.51	15	0.75
40	0.79	0.4	1.19	20	0.62
50	0.67	0.5	1.00	25	0.53
60	0.58	0.6	0.87	30	0.46
70	0.51	0.7	0.76	35	0.42
80	0.46	0.8	0.69	40	0.38
90	0.41	0.9	0.63	45	0.35
100	0.38	1.0	0.57	50	0.32



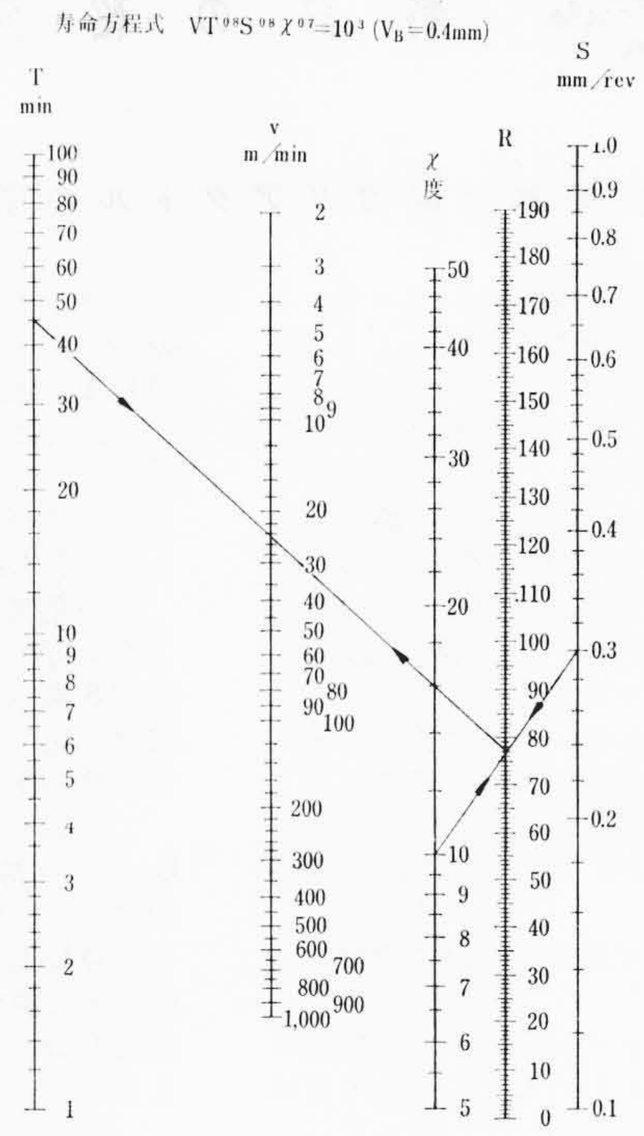
第17図　バイト寿命と切削速度の関係



第18図　送りと切削速度の関係



第19図　横切刃角と切削速度の関係



記　号：　T：　バイト寿命　(min)
$æ$：　横切刃角　(度)
S：　送り　(mm/rev)
v：　切削速度　(m/min)
R：　基準尺スケール

使用例：　フランク摩耗寿命判定基準　$V_B=0.4$ mm
バイト寿命　$T=45$ min
横切刃角　$æ=10°$
送り　$S=0.3$ mm/rev の適正切削速度を求めること
$S=0.3 \rightarrow æ=10 \rightarrow R=72$(参考値)$\rightarrow T=45 \rightarrow v=35$

第20図　切削証元決定線図

第6表　切削諸元各指数値

	ε_T	ε_S	$\varepsilon_{æ}$
SLD (Hs 80)	0.8	0.8	0.7
SNCM 8	0.25	0.52	
G 18 B (JESOP)	0.24	0.31	
SUS 2	0.18	0.47	
鋳鉄	0.21	0.53	
	0.10	0.38	0.44
白鉄	0.19	0.43	0.07

切削因子ははなはだ多く，被削材種類，機械的性質，(抗張力，硬度，熱伝導率など)，切込みなどあるが焼入焼戻したSLD鋼の大半は，ミヨア硬度80前後であり，また切込みも大半は0.5以内であり，かつ切込みの影響は小さくほとんど指数1に近く，常用諸元においては十分活用できる。ただ被削率は30%以下と悪いので，切削の不安定に基づくバラツキは大きくなることはいなめない。参考のために各材質の指数値[10] [12]を**第6表**と比較すると興味ある傾向がわかる。

6. 結　　言

高硬度 SLD 鋼切削におけるバイト摩耗，切削性状などの生成推移，切削因子との関係について究明し，最適切削条件を選定するとともに，切削速度算出式の設定により，作業標準化を図った。

(1)　クレータ摩耗形状は刃先尖端から発生し，刃先近くに最深部を有する非対称なひずみ形であり，形状が不安定で刃先の構成，刃先の脱落・生長が顕著である。これは高硬度鋼切削の特徴である。

(2)　刃先摩耗量の切削時間による成長は変曲点を有する対数関数となるが，初期摩耗から，安定摩耗域への移行が早く，かつ急激である。

(3)　クレータ深さとクレータ幅とは相関があり，クレータ幅も切削時間にしたがいクレータ深さとともに増大し，寿命に影響する。

(4)　バイト品種としては，東和ワーラム (WH 05) がもっとも耐摩耗性にすぐれ，安定した性能を示した。

(5)　横切刃角は交互作用もなく，小なるほど摩耗が小さい。

(6)　すくい角，切削速度，送りの3因子は，実験水準では有意差が認められなかった。

(7)　最適条件としては，小すくい角，切刃角で高速，高送りがよい。すなわち，すくい角 −5度，横切刃角10度，40 m/min，0.5 mm/rev 付近の可能な高諸元を選定する。

(8)　標準切削速度式は $v=23\,(30/T)^{0.8}(0.5/S)^{0.8}(10/æ)^{0.7}$ である。

(9)　切削速度と切削因子との関係は，普通鋼と符合しているがそれぞれの影響の度合いは大きく，諸元の影響を敏感にうけやすい。

(10)　速度上昇よりも，重切削するほうが有効である。

なおそのほか特殊鋼と被削性の関連については，幅広く総合的に解明を進めている。

参　考　文　献

(1)　奥島，湊：　鋼切削における切くずの挙動について(第1報)　日本機械学会論文集 24 巻 142 (昭 33)
(2)　奥島，星，藤縄：　鋼切削における切くずの挙動について(第2報)日本機械学会論文集 25 巻 158 (昭 34)
(3)　木暮：　超硬バイトの寿命とその試験　日刊工業新聞社
(4)　H. Opitz：　About wear on Cutting Tools, Proc. Conf. Lub. and Wear, (1957) 664
(5)　佐田登志夫：　超硬切削工具のクレータ摩耗，日機論，**25**, 158 (1959-10) 988
(6)　M. C. Shaw, S. O. Dirke：　On the wear of Cutting Tools, Microtecnic, 10, 4 (1956) 187
(7)　E. M. Trent, M. Met：　Some Factors Affecting wear on Cemented Carbide Tools, Instr. Mech Engr.
(8)　比留間：　マシナリー別冊 **9**, 180 (昭 28)
(9)　H. Ernst, M. Field；　Speed and Feed Selection in Carbide Milling with Respect to Production Cost and Accuracy, Trans, ASME, 68 (1946) 207.
(10)　機械試験所：　旋削作業標準，機械試験所資料第37号(昭 35)
(11)　海老原：　マシナリー別冊 **7**, (昭 27)
(12)　紀田：　日立金属若松研究報告 **63**, (昭 29-7)

特許の紹介

特許 第414655号

浅野次夫

二段飽和型直流リアクトルの空隙調整装置

リップル分を含む直流回路に供される二段飽和形の直流リアクトルは，**第1図**に示すように上方鉄心2および下方鉄心3とよりなる鉄心1を有し，この鉄心脚部の大空隙4内へは，任意の可飽和鉄心5を小空隙6を介してそう入するとともに，この可飽和鉄心5の鉄心脚部へはコイル7を巻回配置して構成される。

そしてコイル7へ流通する電流が小さい場合には磁気回路全体のアンペアターンも小さいゆえ，可飽和鉄心5は飽和状態にいたらず，したがってリアクトルの空隙は，小空隙6部分で作用し，このためインダクタンスは，十分に大きい値を保たれる。(この際の電流，インダクタンス特性は，**第2図**の曲線aのようになる。)

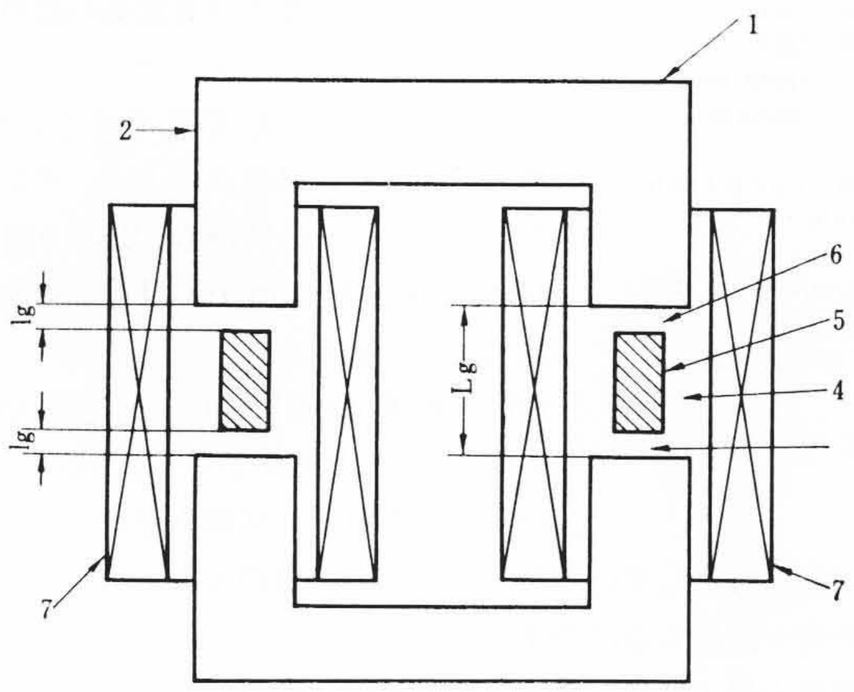
次にコイル7へ流通する電流が大きくなれば，それに従って磁気回路のアンペアターンが増加し，可飽和鉄心5は飽和状態に近づくゆえ，この可飽和鉄心5も空隙と同様に作用し，ついには大空隙4として作用するに至る。(この際の電流，インダクタンス特性は，**第2図**の曲線bのようになる。)

このような相異る二種の特性を組み合わせれば，二段に調整のできる直流リアクトルを構成できる。

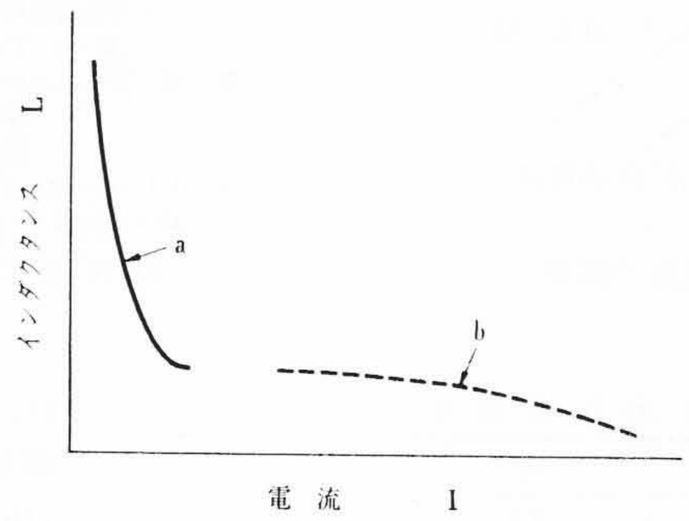
今，大空隙4および小空隙6の長さをそれぞれ L_g および l_g とすれば，上述した各特性を得るためには，これらの L_g, l_g とも所要のインダクタンスに対して，それぞれ別個にその空隙長を調整する必要がある。ところが，**第1図**に示すような構成では，たとえば大空隙長 L_g を調整する際には，その調整に伴い小空隙長 l_g も変化するため，今，この小空隙長 l_g を一定あるいは微小調整するには，不都合であり，したがって可飽和鉄心5自体の長さを変えねばならない。また上述の場合とは逆に，小空隙長 l_g を調整する場合も同様にして大空隙長 L_g が変化する不都合が起こる。

この発明では，**第3図**に示すように，大空隙長 L_g を介して相対応する上方の鉄心脚8と下方の鉄心脚9の一方，たとえば，上方の鉄心脚8端へ切欠部10を形成し，この切欠き部内へ下方の鉄心脚9の端面と切欠き部10の側面へそれぞれ小空隙長 l_g を介して対応する矩形状の飽和鉄心11をそう入したものである。

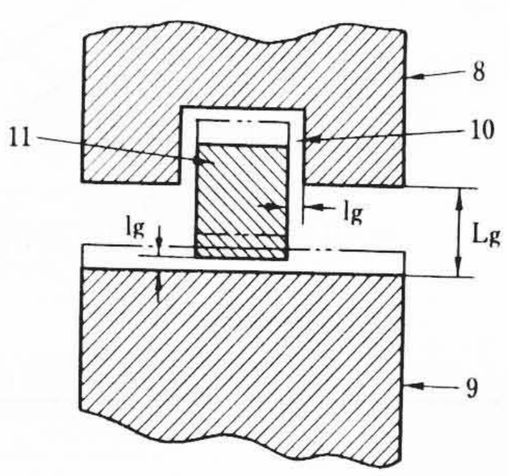
このようにすれば，いま小空隙長 l_g を変えることなく，大空隙長 L_g のみを調整する際は，下方の鉄心脚9を所要空隙となるように移動すればよい。この場合，可飽和鉄心11を，移動される鉄心脚部へ小空隙長 l_g を介して一定関係に固定しておけば大空隙長 L_g が鎖線位置まで調整されても，可飽和鉄心11と強心脚8および9との小空隙長 l_g は，両鉄心脚8, 9との小空隙長 l_g が一定であることから実質上変えられることはない。 (須田)



第 1 図



第 2 図



第 3 図

特許 第403575号

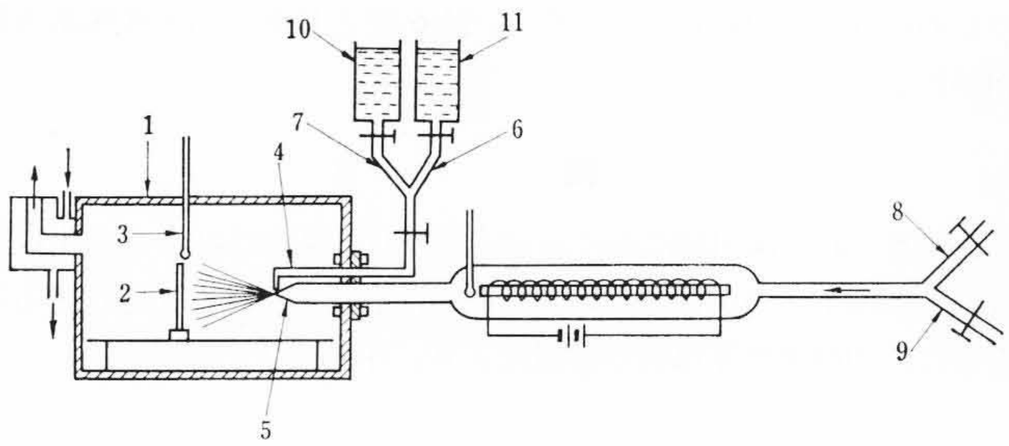
高橋治男・森下泰定
柴田豊三

吹付による化学メッキ法

本発明は，金属塩の液やガスを被メッキ面に吹付けて，金属を還元してメッキを行なうようにした吹付化学メッキの改良に関するものである。従来の吹付式化学メッキ法においては吹付用ガスとして空気が用いられていたために析出した金属粒子が空気中の酸素の影響で酸化被膜を形成し，金属粒子間の分子結合を劣化した。また空気中の酸素は還元剤に直接的に作用してその還元能を減退させた。

本発明は上述の欠点を除去するもので，吹付用ガスとして，還元性ガスと不活性ガスを併用することを特長とするものである。還元性ガスを用いることにより，還元液の使用に比して操作の容易性とともに，吹付用ガス源として一石二鳥の効果をはたしうる。また不活性ガスを併用することによりその混合量をかえてメッキ能の調整を自由になしうる。その結果，任意の速度で任意のメッキ面をうることができる。かくして吹付式化学メッキが実用化され，その結果，従来一般に行なわれた浸漬法に比べてメッキの均一性，経済性，能率性の面で一段と飛躍した化学メッキを行ないうることになった。

図示の装置で本発明を説明すると，1はステンレスの内張りを施した加熱恒温槽であり内部に被メッキ体2が収納されている。3は温度計，4はメッキ液ノズル，5はガス噴射ノズルである。メッキ液噴霧ノズル4には金属塩液管6と還元液管7が合流し，ガス噴射ノズル5には還元性ガス管8と不活性ガス管9が合流している。10, 11はそれぞれ金属塩溶液貯槽および還元液貯槽である。 (高橋)



第 1 図