

## 技術資料



## Technical Paper

## Ti, Nb 添加肌焼鋼の被削性に及ぼす微細相の影響

速石正和\*, 保母誠\*, 狩野隆\*

## Effect of Micro-Phases on the Machinability of Titanium, Niobium Added Case-Hardening Steel

Masakazu Hayaishi, Makoto Hobo, and Takashi Kano

## Synopsis

High-temperature case-hardening steels using Ti or Nb have been developed for the purpose of minimizing the carburizing time. Case-hardening steels require high machinability as well as grain growth resistance. In this paper, the effect of micro-phases on the machinability of case-hardening steels containing Ti or/and Nb is studied. Following results are obtained.

- 1) Ti and Nb form carbo-nitrides such as  $Ti(C, N)$  and  $Nb(C, N)$  in the case of high-temperature case-hardening steels. In Ti added steels, MnS decreases and carbo-sulfides increase as the nitrogen content decreases.
- 2) Carbo-nitrides and carbo-sulfides that exist in Ti or/and Nb added steel do not influence machinability (cutting resistance). Only MnS influences the machinability of Ti or/and Nb added steels. MnS decreases the coefficient of friction and improves lubricity between tools and chips.
- 3) The machinability performance of Ti added case-hardening steels decreases as a result of losing the effect of lowering the friction since the sulfur compound may be changed from MnS into  $Ti_4C_2S_2$ .

## 1. 緒 言

浸炭処理時間の短縮を目的として高温浸炭用鋼が開発されている。一般的な浸炭用鋼は微細粒子として AlN を分散させて浸炭時の結晶粒成長を抑制しているが、約 950 °C 以上の高温では AlN の固溶や粗粒化が起こりオーステナイト粒の粗大化を招くため、高温浸炭用鋼では、より高温域まで安定な TiC や Nb(C, N) が利用されている<sup>1), 2)</sup>。

高温浸炭用鋼を歯車に適用する場合、その成形の過程ではホブ歯切、旋削などの切削加工を受けることが多いため、結晶粒粗大化防止特性に加えて高い被削性を兼ね備えることが要求される。結晶粒成長に及ぼす Ti や Nb の影響は TiC や Nb(C, N) などの微細粒子と関係付けて詳細に研究されているものの、被削性に及ぼすこれら炭窒化物および Ti, Nb 添加鋼特有の微細相（晶出物や析出物）の影響についてはこれまで詳しい検討がなされていない。

そこで、本研究では肌焼鋼の被削性に及ぼす Ti, Nb 添加の影響を評価すると共に、Ti, Nb 添加鋼中に存在する微細相がどのような作用で被削性に影響を及ぼしているのかについて調査を行った。

## 2. 実験方法

## 2. 1 実験手法の検討

切削加工におけるエネルギーのほとんどは、被削材が切屑へとせん断変形する 1 次せん断域と、切屑と工具の摩擦力によって切屑が変形する 2 次せん断域の 2 領域において消費される<sup>3)</sup>。鋼中の晶出物や析出物が被削性に影響を及ぼす機構としては、1 次せん断域で応力集中源として作用する機構や、晶出物や析出物などの微細相が工具表面に潤滑皮膜を形成し、あるいは微細相自体が潤滑材として作用することによって 2 次せん断域での摩擦力を変化させる機構が考えられる。また、構成刃先 (Built up edge, 以下 BUE

Table 1. Chemical compositions of tested steels.

Steel grade	Symbols	C	Si	Mn	S	Cr	Ti	Nb	N	Al
Base	●	0.20	0.20	0.80	0.015	1.20	—	—	0.024	0.028
Low S	◎	0.20	0.20	0.80	0.001	1.20	—	—	0.024	0.031
+Ti(H)	◆	0.20	0.21	0.79	0.015	1.20	0.10	—	0.020	0.031
+Ti(L)	◇	0.20	0.20	0.80	0.014	1.21	0.11	—	0.002	0.029
Low S+Ti	◇	0.20	0.20	0.80	0.002	1.20	0.10	—	0.003	0.028
+Nb(H)	▲	0.20	0.21	0.81	0.015	1.21	—	0.07	0.026	0.032
+Nb(L)	△	0.20	0.20	0.80	0.015	1.20	—	0.07	0.001	0.031
Low S+Nb	△	0.20	0.20	0.79	0.001	1.19	—	0.07	0.003	0.028
Ti+Nb(H)	■	0.20	0.20	0.79	0.014	1.20	0.08	0.07	0.027	0.029
Ti+Nb(L)	□	0.20	0.21	0.80	0.016	1.21	0.07	0.07	0.001	0.025

と略す)が生成する場合には, BUE の大きさや安定性を変化させることで間接的に被削性に影響を及ぼす場合もあると考えられる。

このため本研究では, 特に1次せん断応力( $\tau_s$ )と工具-切屑間の摩擦係数( $\mu_a$ )を定量評価することに留意した実験および解析をおこなった。工具-切屑間の $\mu_a$ の評価に関しては, 工具のすくい面および切屑表面の詳細観察も実施した。

## 2. 2 試験片の作製

供試材はJIS-SCr420を基本成分(ベース鋼)としてTi,NbあるいはTi+Nbを添加した10鋼種とした。Table 1に成分を示す。ベース鋼にTi,Nbを添加するとともにSおよびN量を変化させることで鋼中の微細相(晶出物および析出物)の組成制御を行った。150 kg真空誘導炉にて溶製した供試材を1573 Kで14 ksec保持した上で $\phi 70$ に鍛伸し, その後1193 K(7.2 ksec保持)の焼準処理を行ってから被削性試験片に加工した。

## 2. 3 切削試験

被削性を最も端的に表す指標は工具寿命であるが, 工具寿命を指標として被削性に及ぼす微細相などの影響を定量的に解析することは困難である。Fig.1, Fig.2に本研究での試験方法の模式図を示す。すくい角を $0^\circ$ とした工具で擬2次元旋削試験を行い, 工具すくい面に垂直に作用する主分力( $F_c$ )とすくい面に平行に作用する背分力( $F_t$ )を測定することで, 切削抵抗に及ぼす微細相の影響を定量的に評価することを試みた。すくい角を $0^\circ$ としたのは, 工具-切屑間の摩擦力と $F_t$ を一致させることで後の解析を容易にするためである。

直径 $\phi 65$  mmの棒状試験片の外周部に溝入加工を行って2 mm幅のフランジを成形し, この部分をプランジカットすることで擬2次元切削とした。切削試験の条件をTable 2

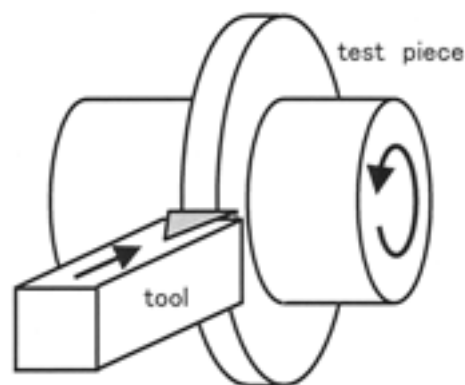


Fig.1. Schematic diagram of plunge turning test.

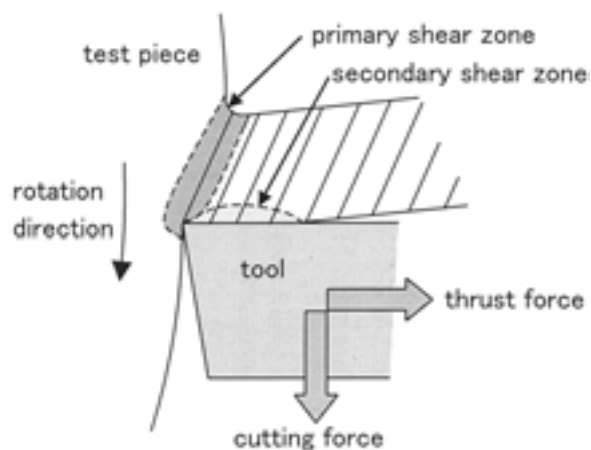


Fig.2. Schematic diagram of cross-section during plunge turning test.

に示す。

切削抵抗値はKistler社製動力計を用いて工具に作用する主分力と背分力を直接測定した。また, 切屑のせん断角を算出する目的で, マイクロメータを用いて切屑厚さを測定した。

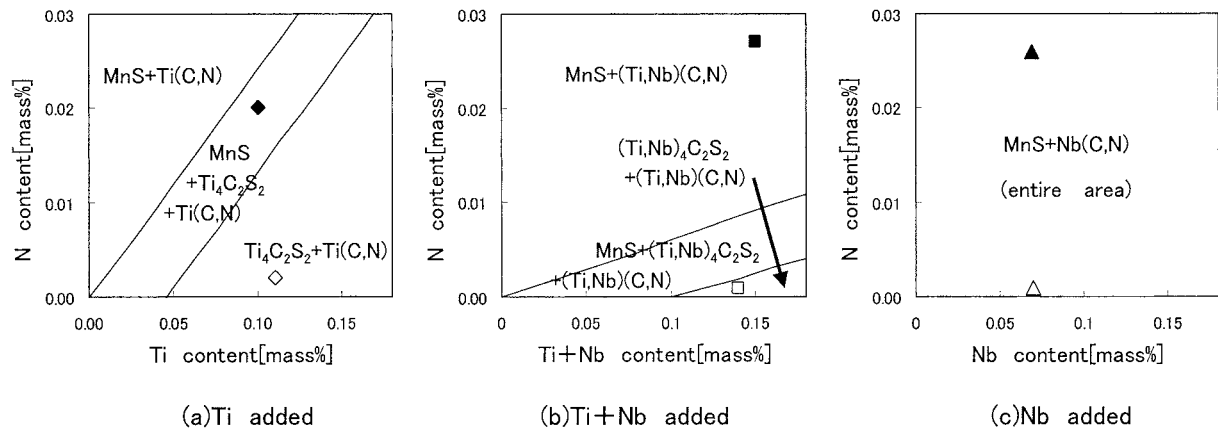


Fig.3. Ti or/and Nb content of tested steels. Lines show boundaries of calculated equilibrated micro-phases at 1193 K.

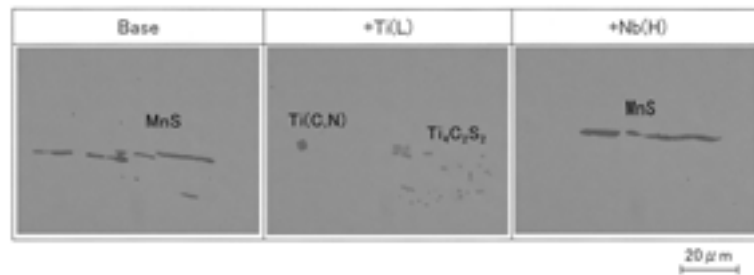


Fig.4. Microscopic photos of micro-phases(vertical-section).

Table 2. Machining conditions.

Test	Plunge turning test
Tool material	Carbide(P10), uncoated
Rake angle	0°
Speed	100 m/min(with BUE), 200 m/min(without BUE)
Feed	0.05 mm/rev
Cutting width	2.0 mm
Cutting fluid	dry

工具すくい面および切屑表面の付着物の同定は EPMA および EDX 分析によっておこなった。

切削試験片硬さと組織は、試験において切削される表層部で調査した。

## 2. 4 微細相の同定と定量

ベース鋼（通常浸炭用鋼 JIS-SCr420）では微細相（晶出物）として MnS が存在しているが、Ti, Nb を添加することにより Ti, Nb の炭化物、窒化物、あるいは炭硫化物が生成することが考えられる。

本研究では、供試材中に存在する微細相を EPMA による組成分析によって同定した。同定結果は、多元系平衡状態図計算ソフトウェア Thermo-Calc の Fe データベース (Ver.3) を用いて算出した焼準温度 (1193 K) における平衡

相の存在範囲とも照合した。また、一部鋼種では 10 % アセチルアセトン - 1 % テトラメチルアンモニウムクロライド - メタノール溶液を電解液として MnS の電解抽出を行い、得られた MnS の定量値が Thermo-Calc により算出した平衡 MnS 量とほぼ一致することを確認している。

## 3. 実験結果

### 3. 1 微細相の種類と試験片硬さ

2.2 で述べたが、本研究では Ti, Nb 添加鋼中に存在する微細相（晶出物および析出物）の種類を変化させる目的で、Ti, Nb を添加することに加えて N の添加量も変化させている。Fig.3 に Ti 添加鋼、Nb 添加鋼、Ti+Nb 複合添加鋼における Ti, Nb および N の添加量と Thermo-Calc によって計算した微細相の存在範囲の関係を示す。同図中には各鋼種の成分 (Ti or Nb と N の添加量バランス) も示してあるが、EPMA で同定した各鋼種中の微細相は、図に示す平衡相と矛盾なく一致することを確認している。Ti 添加および Ti+Nb 複合添加鋼では、Ti 添加量の増加に伴って S を含む微細相は MnS から Ti<sub>4</sub>C<sub>2</sub>S<sub>2</sub> へと変化する。一方、Nb 添加鋼では Nb 添加量を増加させても MnS 以外の S を含む微細相は生成しない。Fig.4 に代表的な微細相（晶出物）

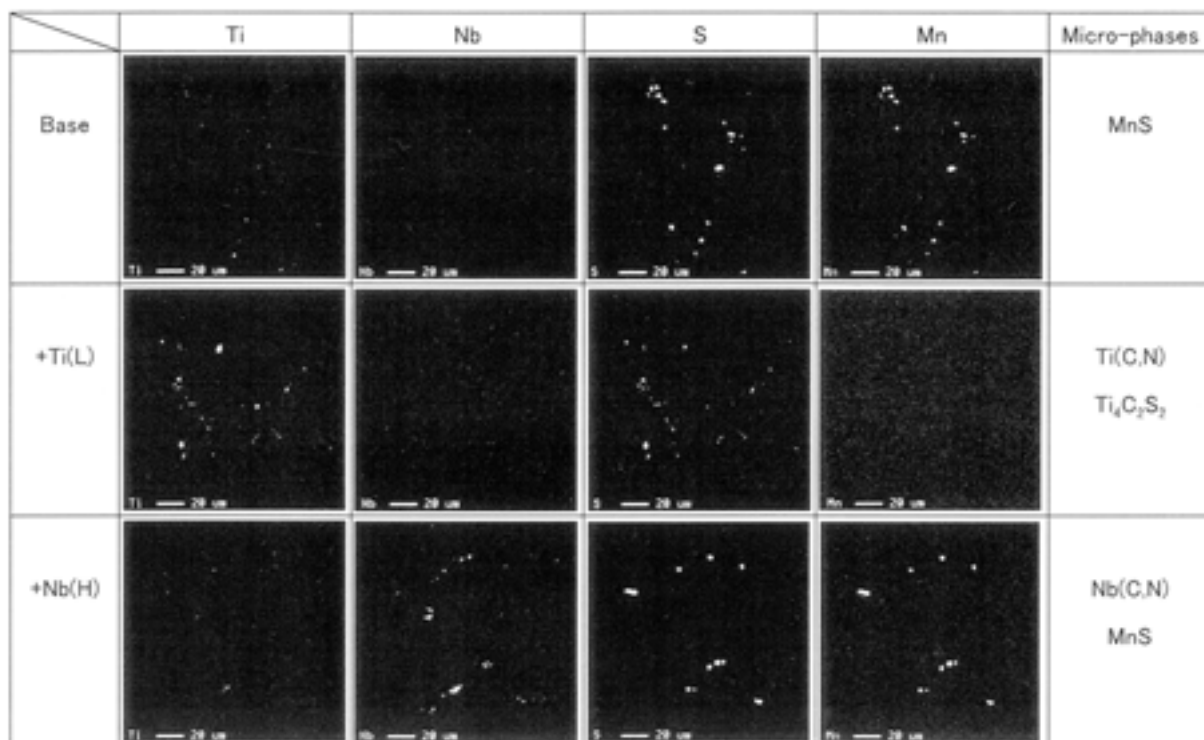


Fig.5. EPMA images of micro-phases(horizontal-section).

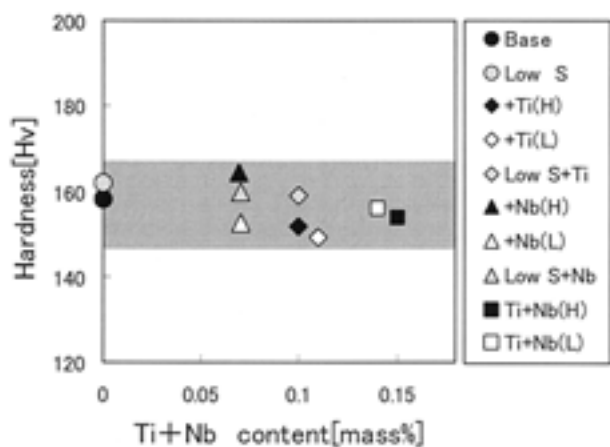


Fig.6. Relation between Ti + Nb content and hardness after normalizing.

である MnS, Ti<sub>4</sub>C<sub>2</sub>S<sub>2</sub> および Ti(C, N) の光学顕微鏡写真を, また, Fig.5 にはこれらの EPMA による成分同定結果を示す。

Fig.6 に Ti+Nb の添加量と試験片の硬さ (焼準硬さ) の関係を示す。本研究における Ti, Nb 添加量の範囲では, 試験片の硬さに及ぼす Ti, Nb の影響は認められず, 各鋼種の切削試験片硬さはほぼ同程度 (149 ~ 165 Hv) となっている。

Fig.7 に試験片組織の光学顕微鏡写真を示す。いずれの組織もフェライト+パーライトであり, 各相の面積率 (体積分率) や形態に大きな差は認められない。

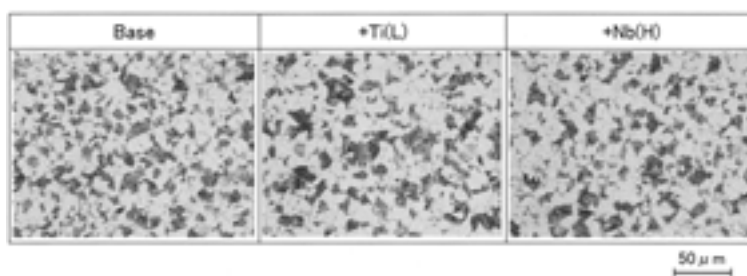


Fig.7. Microscopic photos of microstructure of samples(vertical-section).

### 3. 2 切削抵抗に及ぼす Ti, Nb 量の影響

Fig.8 には切削速度 200 m/min の試験における Ti+Nb 添加量と主分力の関係を, Fig.9 には Ti+Nb 量と背分力の関係を示す. 主分力, 背分力とも Ti, Nb 添加量との間に明確な相関は認められないが, 両図から, 切削抵抗がベース鋼同等(主分力が約 230 N)のグループとベース鋼に比べて約 40 % 高い(同約 320 N)グループに分類されることがわかる. 切削抵抗が高いのは, S 量を極低量(約 0.015 % →  $\leq 0.002$  %)にした鋼種と, 低 N の Ti 添加鋼および Ti+Nb 添加鋼であり, 高 N の Ti 添加鋼および Ti+Nb 添加

鋼や Nb 単独添加鋼の切削抵抗はベース鋼同等(低位)である. なお, Fig.8, Fig.9 は BUE が生成しない条件(切削速度 200 m/min)での試験結果を示してあるが, BUE が生成する 100 m/min においても同様の結果が得られている<sup>4)</sup>.

## 4. 考 察

### 4. 1 鋼中に存在する微細相と被削性(切削抵抗)の関係

Table 3 に各供試材に存在する微細相と被削性試験の結果(切削抵抗が高いか低いか)を整理した. Ti, Nb を添加

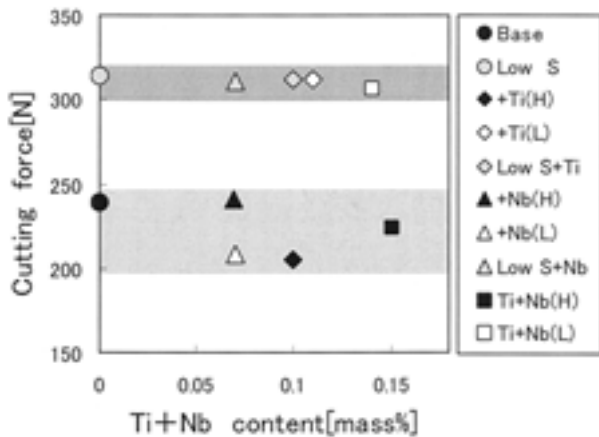


Fig.8. Relation between Ti + Nb content and cutting force in turning test.

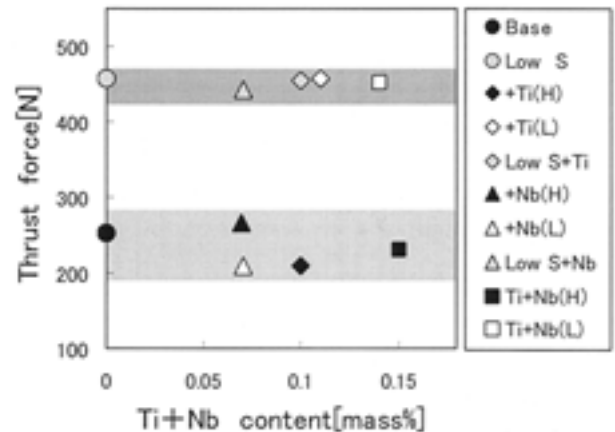


Fig.9. Relation between Ti+Nb content and thrust force in turning test.

Table 3. Micro-phases and cutting resistance.

(a)Base			(b)Ti added		
	Low N	High N		Low N	High N
Low S	—	○ —	Low S	◇ — Ti(C,N)	— Ti(C,N)
Base S	MnS — —	● MnS — —	Base S	◇ — Ti <sub>4</sub> C <sub>3</sub> S <sub>2</sub> Ti(C,N)	◆ MnS Ti <sub>4</sub> C <sub>3</sub> S <sub>2</sub> Ti(C,N)

(c)Ti+Nb added			(d)Nb added		
	Low N	High N		Low N	High N
Low S	— (Ti,Nb)(C,N)	— (Ti,Nb)(C,N)	Low S	— Nb(C,N)	△ — Nb(C,N)
Base S	□ — (Ti,Nb) <sub>4</sub> C <sub>2</sub> S <sub>2</sub> (Ti,Nb)(C,N)	■ MnS (Ti,Nb) <sub>4</sub> C <sub>2</sub> S <sub>2</sub> (Ti,Nb)(C,N)	Base S	△ MnS — Nb(C,N)	▲ MnS — Nb(C,N)

■ Cutting resistance: Low

□ Cutting resistance: High

□ Not tested

In the table

Upper: sulfide

Middle: carbo-sulfide

Lower: carbo-nitride

Upper left: symbols

することで Ti あるいは Nb の炭窒化物（あるいは Ti + Nb の複合炭窒化物）が生成し、Ti 添加鋼、Ti+Nb 複合添加鋼では、S および N 含有量によって S を含む微細相の組成が変化することが特徴である。Ti 添加鋼および Ti + Nb 複合添加鋼では、「通常（約 0.015 %）S- 低 N」の場合において MnS が生成せずに Ti 系の炭窒化物が生成することが理解できる。

切削抵抗が極低 S 鋼と同等となった（すなわち被削性が悪化した）「通常 S- 低 N」の Ti 添加鋼および Ti+Nb 添加鋼では Ti 系の炭窒化物が生成しているのが特徴のひとつではあるが、同じように Ti 炭窒化物が生成している「通常 S- 高 N」の Ti 添加鋼の切削抵抗は高い値を示してはいない。また、これらのいずれにも Ti 系の炭窒化物（晶出物および析出物）は生成しており、Ti 系の炭窒化物や Ti 系の炭窒化物の存在が被削性を悪化させる原因になっているとは考え難い。極低 S 鋼も含めて、切削抵抗が高い鋼種の微細相に関する共通項は MnS が存在しない（極端に少ない）ということであり、Fig.10 に示すように、被削性（切削抵抗）は MnS の量で整理できると考えるのが妥当であるように思われる。すなわち、Ti 添加によって Ti 系の炭窒化物が生成する成分系ではそれにとまって MnS 量が減少し、その結果 MnS による被削性改善（切削抵抗低減）機能が消失するものと考えることができる。

#### 4. 2 1 次せん断挙動におよぼす微細相の影響

硫黄系快削鋼（ $S \geq 0.035\%$ ）においては、MnS はその応力集中作用によって 1 次せん断流動応力を低減する効果があるとされているように、鋼中の微細相は 1 次せん断挙動に影響を及ぼす可能性がある。そこで、連続流れ型切屑を仮定した場合の 2 次元切削モデル<sup>5)</sup>（Fig.11）によって今回の切削試験結果を解析し、1 次せん断応力に及ぼす微

細相の影響を評価した。

連続流れ型切りくずを生成する場合の 1 次せん断変形応力（ $\tau_s$ ）は式 (1) で表される<sup>5)</sup>。

$$\tau_s = \frac{R \sin \phi \cos \omega}{bh} \dots\dots\dots (1)$$

$$\omega = \phi + \beta - \gamma \dots\dots\dots (2)$$

R：切削抵抗合力 [MPa]

$\phi$ ：せん断角 [rad]

$\beta$ ：摩擦角 [rad]

$\gamma$ ：すくい角 [rad]

b：切削幅 [m]

h：切取厚さ [m]

すくい角  $\gamma = 0$  では式 (3)、式 (4) が成立し、これらの式から求めた  $\phi$ 、 $\beta$  を式 (1) に代入することで  $\tau_s$  を求めることができる。

$$\tan \phi = h/h_c \dots\dots\dots (3)$$

$$\tan \beta = F_t/F_c \dots\dots\dots (4)$$

$h_c$ ：切屑厚さ [m]

$F_t$ ：背分力 [N]

$F_c$ ：主分力 [N]

式 (1)～式 (4) を用いて求めた 200 m/min 切削時のせん断変形応力  $\tau_s$  と試験片硬さの関係を Fig.12 に示す。供試材中に存在する微細相の種類がさまざまであるにも関わらず、 $\tau_s$  は硬さの 1 次関数として整理することができる。すなわち、今回の供試材においては、1 次せん断変形応力（ $\tau_s$ ）に及ぼす微細相（MnS など）の影響は大きくはないと考えることができる。また、ベース鋼（Base：S = 0.015 %）と極低 S 鋼（Low S：S = 0.001 %）の  $\tau_s$  がほぼ同値であることから、1 次せん断流動応力に及ぼす MnS の影響が小さいことも実験事実として確認できる。

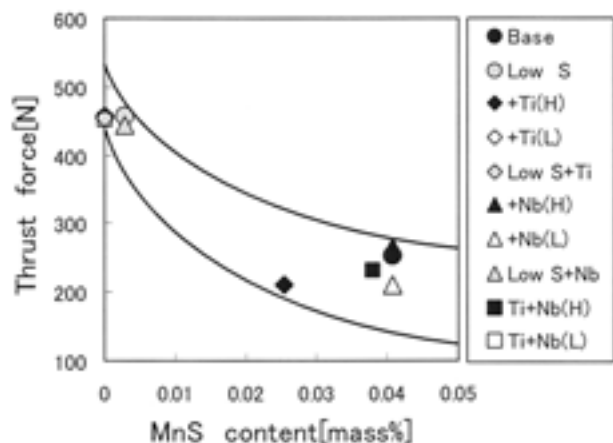


Fig.10. Relation between MnS content and thrust force.

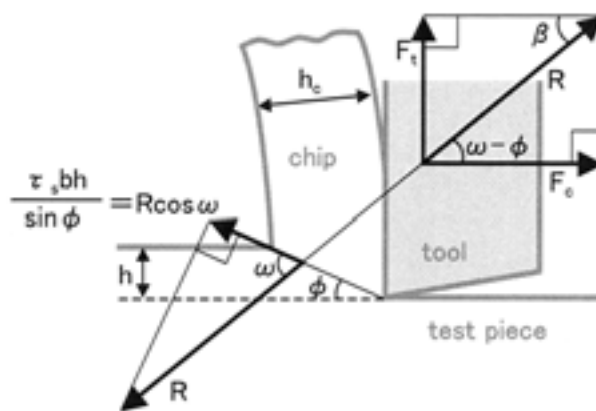


Fig.11. Two dimension cutting model(cross-section.  $\gamma = 0$ ).

### 4. 3 工具一切屑間の潤滑性に及ぼす MnS の影響

工具一切屑間の摩擦力に及ぼす微細相の影響を評価するため、切削主分力 ( $F_c$ ) と背分力 ( $F_t$ ) の関係を用いて工具表面の見かけの動摩擦係数を評価した。Fig.13 に切削速度 200m/min での  $F_c$  と  $F_t$  の関係を示す。今回の試験条件では  $F_c$  が工具に垂直に作用し  $F_t$  が工具に水平に作用するため以下の式が成立し、Fig.13 中での  $F_c$  と  $F_t$  の比はそのまま工具一切屑間の見掛けの動摩擦係数 ( $\mu_a$ ) として扱うことができる。

$$F_t = \mu_a \times F_c \cdots \cdots (5)$$

$\mu_a$ : 見掛けの動摩擦係数 [—]

「通常 S- 低 N」の Ti 添加鋼をはじめ切削抵抗が高くなったグループの鋼種は、 $F_c$  よりも  $F_t$  の増加が著しいことがわかる。これらの鋼種では  $\mu_a (= F_t/F_c)$  が 1.3 ~ 1.6 の間となっており、ベース鋼に比べて見かけの動摩擦係数が高くなっている。

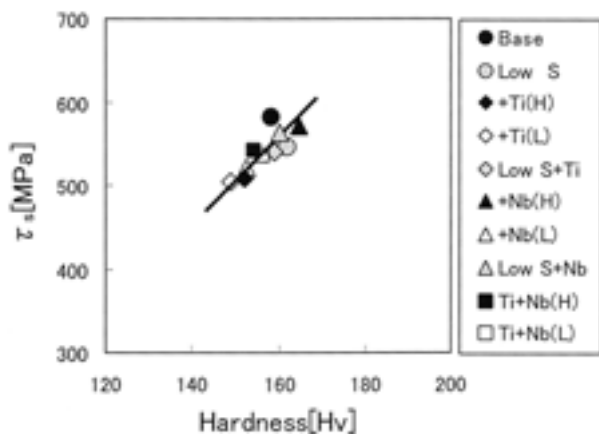


Fig.12. Relation between hardness and  $\tau_s$ .

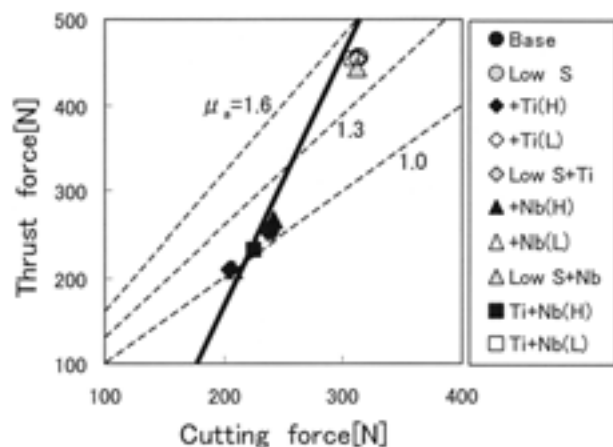


Fig.13. Relation between cutting force and thrust force in turning test.

Fig.13 中には、鋼中の微細相が 1 次せん断応力には影響を及ぼさず、 $\mu_a$  にのみ影響を及ぼすと仮定した場合の  $F_c$  と  $F_t$  の関係を太実線で示した。この線は、 $F_c$ 、および  $F_t$  が、それぞれ式 (6)、式 (7) で表せるものとしたうえで、さらには、同一すくい角の試験では  $\omega (= \phi + \beta - \gamma)$  が一定値となる<sup>6)</sup>として、摩擦係数  $\mu_a$  が  $\phi$  の関数になると仮定して求めた線である。

$$F_c = bh \tau_s (\cot \phi + \tan \omega) \cdots \cdots (6)$$

$$F_t = bh \tau_s (\cot \phi \tan \omega - 1) \cdots \cdots (7)$$

$$\mu_a = \tan \beta$$

$$\beta = \omega - \phi$$

ここで、 $\omega$  が定数であれば、 $\beta$ 、すなわち  $\mu_a$  は  $\phi$  の関数となる。

今回の試験における  $F_c$  と  $F_t$  の測定値が、いずれの鋼種においても Fig.13 中の太実線上に位置することが明らかであり、このことから、各鋼種間の切削抵抗の差が  $\mu_a$  の差に起因するものであると考えることができる。すなわち、MnS が消失し  $Ti_4C_2S_2$  が生成する鋼種で切削抵抗が高くなるという現象は、工具 - 切屑間の摩擦係数が高くなった結果であると理解でき、MnS には  $\mu_a$  低減効果があるが、 $Ti_4C_2S_2$  にはその効果がないと考えることができる。

### 4. 4 MnS による摩擦係数低減の機構

Fig.14 に、切削試験後の工具表面の Fe の EPMA マッピング分析結果を示す。高温（高速）で流出する切屑と接触する工具表面には切屑の接触痕として Fe が検出されるはずであるとして、この分析で Fe が検出された領域を切屑との接触面積と定義した。Fig.14 に示されるように、切削抵抗が低い鋼種も高い鋼種も切屑接触面積はほぼ同等であり、MnS による見かけの動摩擦係数の低下に切屑接触面積（接触長さ）の変化が関与していないことが確認できる。

Fig.15 に切削速度 100 m/min での切削試験をおこなった後の工具すくい面の EPMA マッピング分析結果を示す。Ca 添加系の快削鋼でよく知られているような附着物<sup>7)</sup>の存在は確認されず、潤滑性皮膜の生成が  $\mu_a$  を低減している

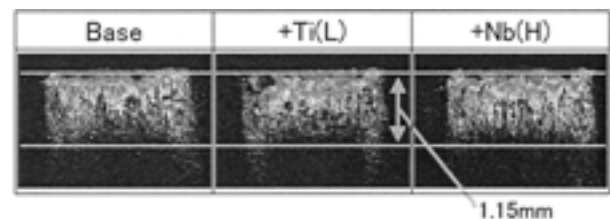


Fig.14. EPMA images of tool surface: contact length estimated by Fe distribution.

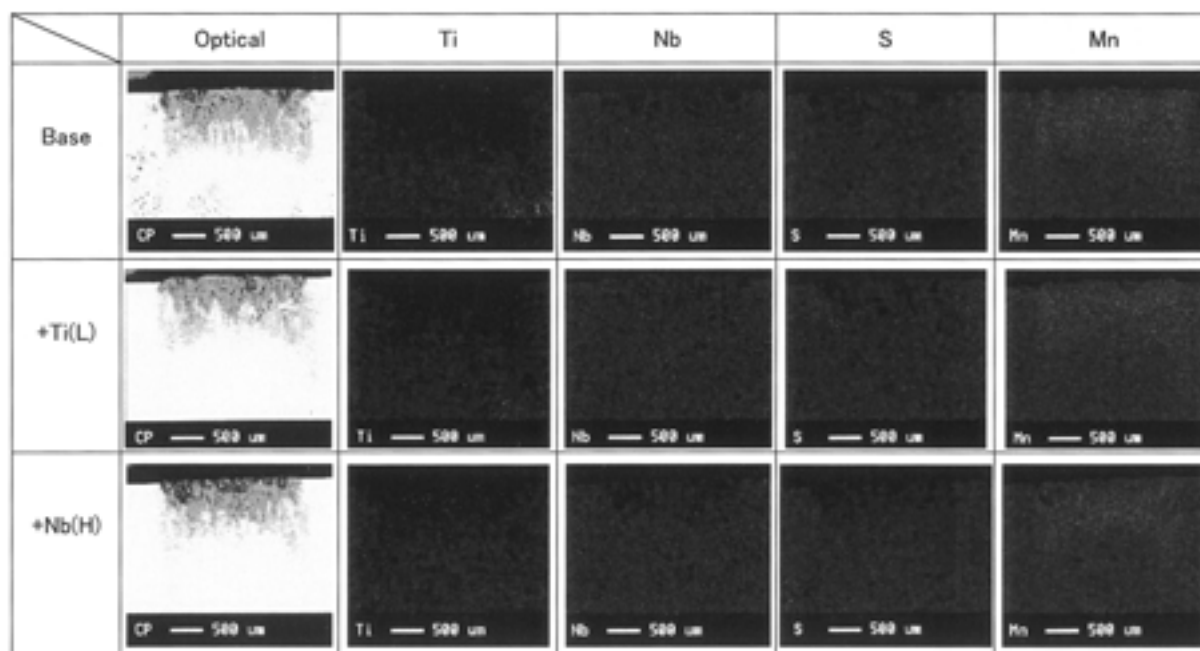


Fig.15. EPMA images of tool surface after cutting.

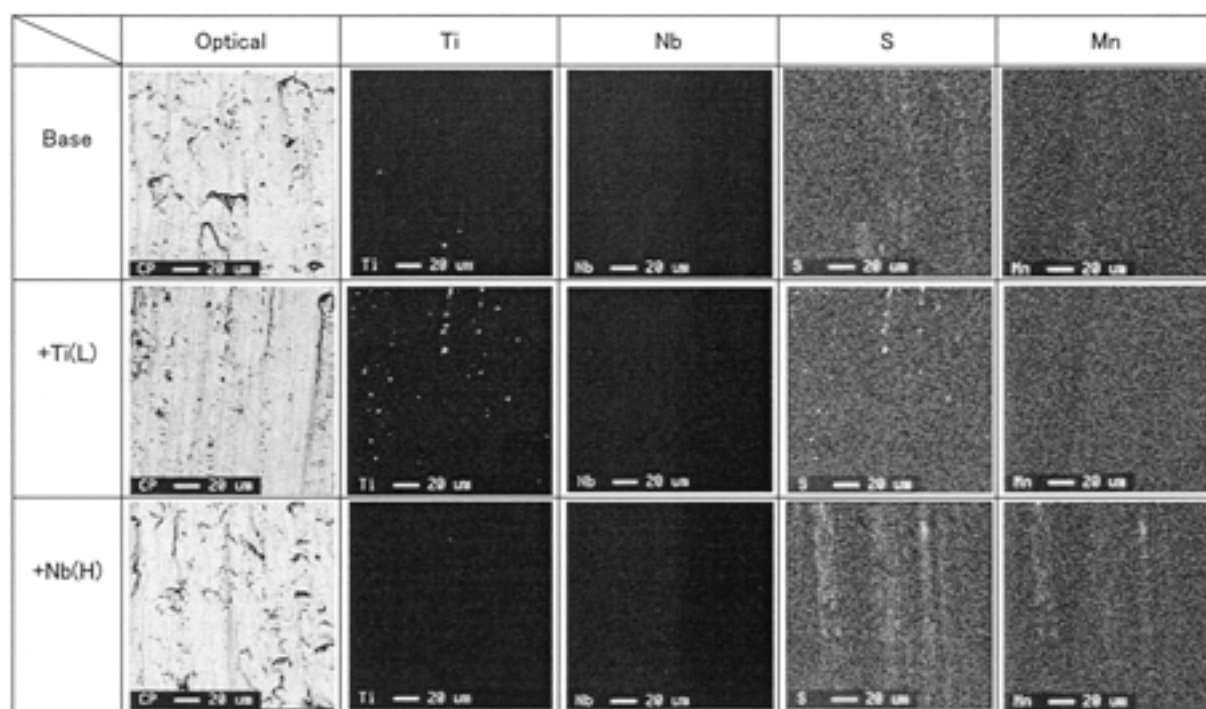


Fig.16. EPMA images of chip surface.

とも考えられない。

Fig.16 に、切削切屑の工具との接触面側表面の EPMA 分析結果を示す。また、Fig.17, Fig.18 には切削速度  $v=200$  m/min で切削した切屑の表面（工具との接触面）の SEM 反射電子像および EDX 分析結果を示す。Fig.16, Fig.17 で

は、切削抵抗が低い鋼種（ベース鋼や「通常 S- 高 N」の Nb 添加鋼）の切屑表面に、切屑流出方向に伸展した MnS の痕跡が確認できる。一方、切削抵抗が高い「通常 S- 低 N」の Ti 添加鋼では、MnS の痕跡はもちろん、鋼中に多量に存在している Ti 系炭硫化物の痕跡も非常にわずかし



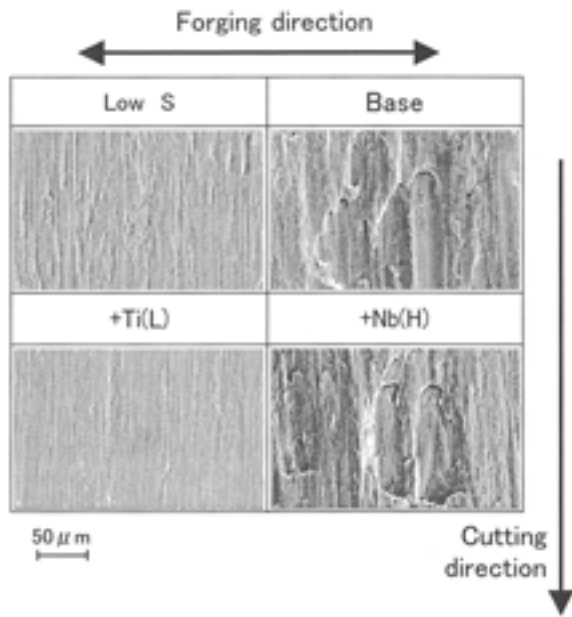


Fig.17. SEM images of chip surface.

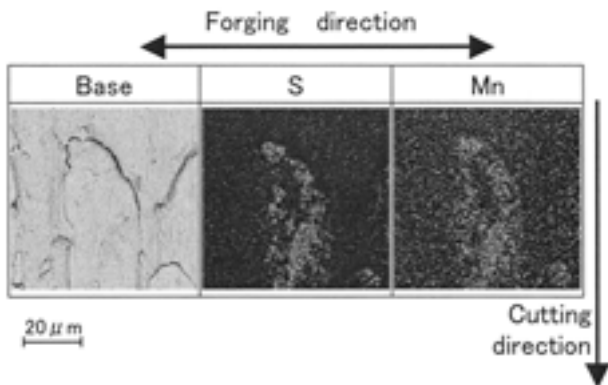


Fig.18. SEM images of chip surface and S,Mn distribution by EDX(steel grade : base).

か確認できない。切屑の工具接触面側表面の MnS は幅が約 20 μm、長さは 100 μm 以上に伸展していることも確認できる。

MnS が工具表面の  $\mu_a$  を低減しているとすれば、この引き伸ばされた MnS の作用によるものと推定され、いわゆる粘弾性潤滑作用を発揮していると考えられる。MnS に潤滑作用があるかどうかは見解の分かれるところであるが<sup>8),9)</sup>、本研究の結果は、MnS による工具表面の  $\mu_a$  低減の可能性を強く示唆しており、肌焼鋼（約 0.015 %）における MnS の被削性改善機構<sup>10),11)</sup>は、1 次せん断域での応力集中源としての作用よりも、工具 - 切屑接触面での粘弾性潤滑機構が支配的であるということをサポートしている。

## 5. 結 言

肌焼鋼の被削性に及ぼす Ti, Nb 添加の影響を評価し以下の結論を得た。

- 1) Ti や Nb を添加した肌焼鋼中には、Ti(C,N) や Nb(C,N) などの炭窒化物が生成するとともに、特に Ti を添加した鋼種では、N 含有量の低下にともない MnS が減少し炭硫化物 ( $Ti_4C_2S_2$  や  $(Ti,Nb)_4C_2S_2$ ) が増加する。
- 2) Ti あるいは Nb を添加した肌焼鋼中に存在する Ti(C, N) や Nb(C, N),  $Ti_4C_2S_2$  などの微細相は被削性（擬 2 次元切削抵抗値）に対して大きな影響を及ぼさない。Ti, Nb 添加肌焼鋼の被削性は MnS 量のみで評価できる。
- 3) MnS は切屑 - 工具接触面の摩擦係数 ( $\mu_a$ ) を低下させることで被削性（擬 2 次元切削抵抗値）を改善する。Ti 添加鋼では、 $Ti_4C_2S_2$  の生成にともない MnS 量が減少するため被削性が劣化する。すなわち、 $Ti_4C_2S_2$  や  $(Ti, Nb)_4C_2S_2$  には MnS と同様な被削性改善効果（粘弾性潤滑作用）はないと考えられる。

（文 献）

- 1) 田中高志, 平岡和彦: CAMP-ISIJ, 16 (2003), 1438.
- 2) 紅林豊, 中村貞行: 電気製鋼, 65 (1994), 67.
- 3) 中山一雄: 切削加工論, コロナ社 (1978), 41.
- 4) 速石正和, 狩野隆: CAMP-ISIJ, 18 (2005), 1627.
- 5) 中山一雄: 切削加工論, コロナ社 (1978), 96.
- 6) 中山一雄: 切削加工論, コロナ社 (1978), 114.
- 7) 狩野隆, 羽生田智紀: 電気製鋼, 75 (2004), 27.
- 8) E.M.Trent: Journal of Iron and Steel Institute, 12 (1963), 1001.
- 9) 臼井英治: 機械試験所報告, 43 (1961), 29.
- 10) 片山昌: 機械技術, 51 (2003) 4, 84.
- 11) 西嶋祐: 旋削加工, 日刊工業新聞社, (1996) 237.