

論 文

UDC 621.9.011 : 669.14.018.263 : 669.15'26'28-194.2 : 621.785

中炭素低合金鋼の切削挙動におよぼす熱処理組織の
影響について*

山本 重男**・荒木 透***・金尾 正雄***

Influence of Various Heat Treated Structures on the Machining
Behaviour of Medium Carbon Low Alloy Steel

Shigeo YAMAMOTO, Toru ARAKI, and Masao KANAO

Synopsis:

The behaviours of chip formation during machining heat treated SCM 3 steel with various microstructures were investigated. The obtained results are summarized as follows:

1) Concerning the sufficient condition to the formation of built up edge, this research elucidated a new mechanism different from the previous studies, namely the temperature at front surface of built up edge was higher than that outside of tool surface. This seems to be related to strain rate distribution, degree of blue shortness and generated heat at cutting zone.

2) Cutting force (R) in turning decreased with the hardness in these samples. This can be explained from a relation between R and shear angle (ϕ) being dependent on the thickness of deformation flow layer (F_{μ}) of chip. The formation mechanism of F_{μ} should also be considered.

3) In the range of this study, a new equation to calculate the shear angle (ϕ) of chip was obtained by replacing the hardness of steel and the cutting speed with the observed F_{μ} .

1. 緒 言

鋼の被削性は熱処理組織によつて大きく左右される。また、鋼の被削性評価の方法は仕上り部品材の種類によつて異なる。したがつて、同一鋼種でも切削加工機あるいは切削加工工程などに応じそれぞれ適切な組織に熱処理して後、切削加工する必要がある。

本報ではボルト、シャフト、ギヤ材などとしての使用量の多い SCM 3 鋼について、焼ならし、球状化、焼入・焼もどしなどの処理を行つて 6 種類の組織とし、それらの鋼を切削した時の切削部における変形挙動について検討した。

まず、切削により切りくずを生成する条件に対応した被削材の特性試験を行つた。次いで、切りくず生成時の挙動をは握するため、切削温度や切削抵抗、構成刃先、切りくず組織の観察などを行つて、被削材組織の異なることによる切りくず生成機構への影響を検討した。

2. 実験方法

2.1 被削材の熱処理

被削材は精機学会・切削性専門委員会(昭和 47 年 3 月～50 年 3 月)の共同実験試料を用いた。この鋼は 60 t 電気炉によつて溶製し、下注で 5 t 鋼塊としたもので、熱間圧延で 100 mm ϕ に圧延後、Table 1 に示した熱処理を行つた。Photo. 1 はそのマイクロ組織であり、記号の A は焼なまし処理、N は焼ならし・低温焼もどし、S₁ は完全球状化処理、S₂ は不完全球状化処理、H₁ は焼入・高温焼もどし、H₂ は焼入・低温焼もどし処理したものである。なお、H₁ と H₂ 鋼の熱処理は 50 mm ϕ で行つた。

2.2 被削材の特性試験

被削材の特性試験は、切りくずが生成する際に対応する圧縮応力とせん断応力を知るため、高速ひずみにより高温状態までの圧縮試験およびねじり試験を行つた。

* 昭和 50 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 53 年 8 月 9 日受付 (Received Aug. 9, 1978)

** 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, 2-3-12 Nakameguro Meguro-ku Tokyo 153)

*** 金属材料技術研究所 工博 (National Research Institute for Metals)

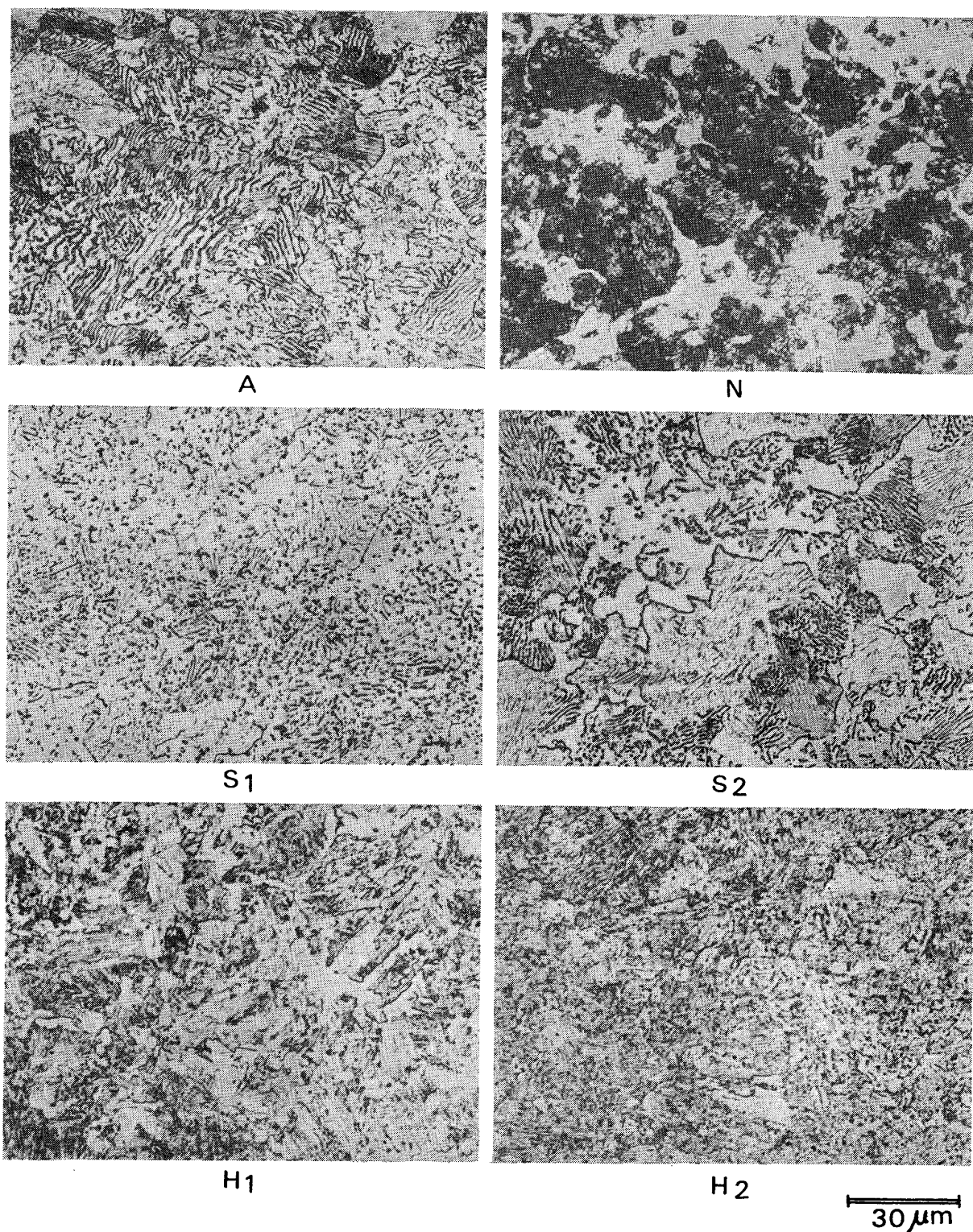


Photo. 1. Microstructures of samples.

圧縮試験片の形状は $10\text{ mm}\phi \times 10\text{ mm}$ 長さで、相打ちの槌型鍛造性試験機を用いて衝撃的に圧縮し、その変形量から変形抵抗値 (σt) を求めた。試験温度は室温から 1000°C までで、平均ひずみ速度は $2.3 \times 10^3\text{ sec}^{-1}$ であつた。

ねじり試験片の形状は外径 16 mm 、内径 15 mm で平行部長さ 4 mm のもので、 $200\sim 700^\circ\text{C}$ で最大せん断応力 (τt) と捻回値 (n) を測定した。この場合のひずみ速度は $3 \times 10^2\text{ sec}^{-1}$ であり、軸力に若干の引張力 (1.3 kg/mm^2) を与えた。

Table 1. Chemical composition and heat treating condition of samples.

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
	0.36	0.28	0.73	0.013	0.017	0.03	0.05	1.05	0.20
A	Annealing (830°C×1.5h, FC)								Hv 168
N	Normalizing and Tempering (840°C×2h, AC, 600°C×2.5h, AC)								〃 197
S ₁	Complete Spheroidizing (730°C×3h, FC, 680°C×3h)×4Times, FC								〃 150
S ₂	Incomplete Spheroidizing (730°C×3h, FC, 680°C×3h)×2 Times, FC								〃 165
H ₁	Hardening and High temperature tempering (840°C×1h, WQ, 650°C×1.5h, WT)								〃 230
H ₂	Hardening and Low temperature tempering (840°C×1h, WQ, 550°C×1.5h, WT)								〃 290

2.3 切削部の諸挙動の測定

切削性試験旋盤を用いて、Fig. 1 に示すような切削中の切りくずせん断域および工具-切りくず接触界面の近傍を中心とした切削挙動を測定した。

まず、切削中に工具に加わる切削抵抗(主分力: F_c , 送り分力: F_s , 背分力: F_t)を測定した。この際、排出した切りくず厚さ(t_2)から、切りくずせん断角(ϕ)を求め、切削抵抗分力の F_c と F_s から切りくずせん断域における圧縮応力(σ_c)およびせん断応力(τ_c)、そして、工具-切りくず間の見かけ上の摩擦係数(μ)および摩擦角(β)をそれぞれ算出した¹⁾。

低速切削域側における構成刃先の生成挙動は切削部観

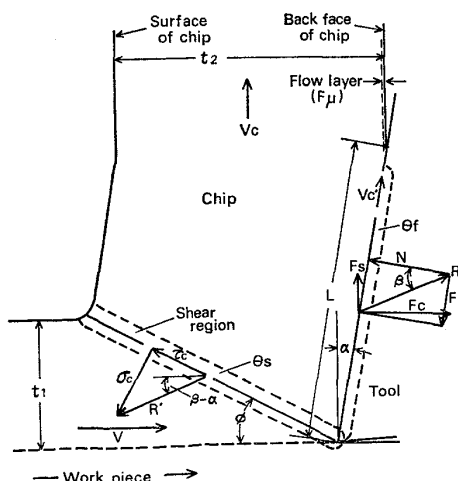


Fig. 1. Schematic diagram of orthogonal cutting.

察用刃物台²⁾を用いて、2次元切削状態で観察した。構成刃先の消滅した高速切削域側では切りくず裏面の變形流動層³⁾の算術平均的な厚さ($F\mu$)および工具すくい面を擦過した切りくず跡から、工具-切りくず接触長さ(L)を測定した。

切削部の温度測定は切りくずせん断域と工具-切りくず接触界面について、それぞれの定性温度として求めた。切りくずせん断域の温度(θ_s)の推定はつぎのようにして行つた。まず、排出された切りくずの酸化色を求め、次いで、切りくずと似た断面形状をもつA試料の冷間圧延材(厚さ0.3, 0.4, 0.5, 0.75 mmで幅1.5 mm長さ70 mmで表面はエメリーペーパーの02番で仕上げ)を石英チューブに真空封入($N10^{-5}$ mmHg)し、300~800°Cの各温度で30 min保持後大気中で石英チューブを破壊し、実際の切りくずが冷却する場合に類似させて酸化させた。このようにして得られた試料の酸化色と切りくず酸化色を対比させて定性的な切りくずせん断域温度(θ_s)とした。工具-切りくず接触界面温度(θ_f)は一般的に用いられている工具-切りくず熱電対法によつた。

3. 実験結果

3.1 被削材の特性

切削中の切りくずせん断域ではFig. 1に示したごとく激しい圧縮力(σ_c)とせん断力(τ_c)が同時に作用し、

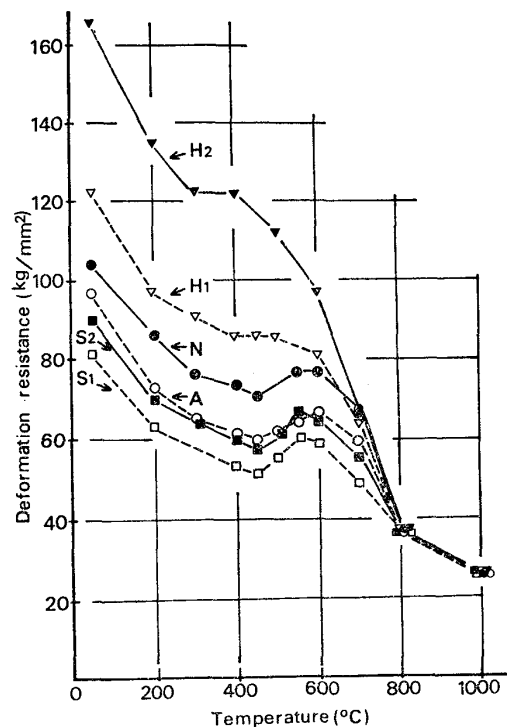


Fig. 2. Deformation resistance of steels with various temperature.

工具-切りくず接触界面近傍ではさらに激しい変形流動を生ずる。このためこの領域の温度上昇は激しいものと思われる。

衝撃圧縮試験で求めた昇温域を中心とする変形抵抗値 (σ_t) を Fig. 2 として示した。全体として青熱ぜい性域のピーク値はひずみ速度の増加によつて、フェライト・パーライト組織の鋼グループ (A, N, S₁, S₂ 試料) で 550~600°C に移行している。焼入れ焼もどし鋼 (H₁, H₂ 試料) は転位密度が高く、窒素の転位固着作用などを生じやすいためか、フェライト・パーライト鋼より低温側で変形抵抗値のステップが認められる。各鋼試料の変形抵抗値は 700°C ぐらいまでは試料の常温硬さに対応した順位となつている。

ねじり試験における最大せん断応力 (τ_t) は 500°C を中心とした青熱ぜい性のピーク値を示している。試験片の肉厚が薄いため仕上切削による残留ひずみ層の占める割合が多いことや、若干の引張力が加わっていることなどにより捻回値 (n) は 0.1 回転以下と著しく低い。しかし、Fig. 3 に示すごとく、フェライト・パーライト鋼については青熱ぜい性温度範囲で n の増大が τ_t の増大と対応する傾向にある。一方、焼入れ焼もどし鋼は逆に、 τ_t が n の低いものほど増している。これらの結果は青熱ぜい性域におけるせん断変形をクラックの発生と伝播の点から見た場合、フェライト・パーライト鋼中ではクラックの伝播しやすい組織ほど τ_t が低いことを示唆している。これに対し、焼入れ焼もどし鋼中ではクラックの発生に要する応力が τ_t と対応していると考えられることができる。

実際の切りくずせん断域においては圧縮応力とせん断応力が同時に作用するため、マイクロクラックの生成が著しく抑制されるか、あるいは生成しても瞬間的に圧着さ

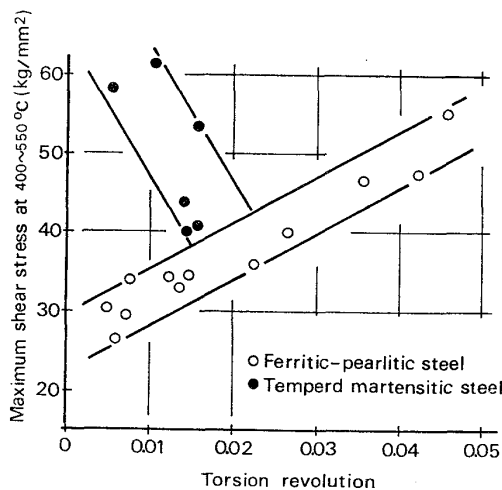


Fig. 3. Torsion test in the blue shortness range.

れることが考えられる。加えて、切りくずせん断域は工具-切りくず間の接触界面近傍の挙動によつても大きな影響を受けることも考慮しなければならない。

3.2 被削性試験結果

切削抵抗値は構成刃先が生成する切削速度域ではその影響が強く不規則な変化をするが、構成刃先が消滅後の速度域では切削抵抗合力 (R) の工具すくい面に対する角度で決る摩擦角 (β) と切りくずせん断角 (ϕ) の関

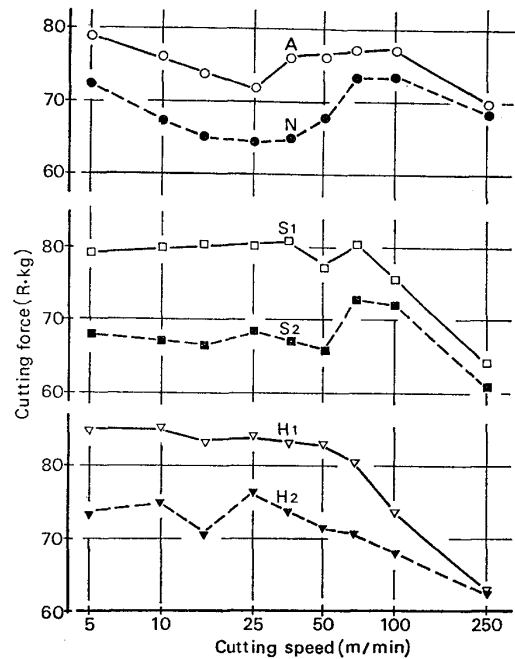


Fig. 4. Cutting forces for steels with various heat treated structures by lathe-turning.

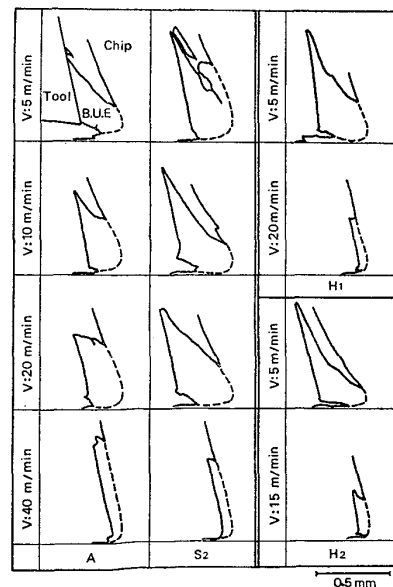


Fig. 5. Form of built-up edge when machining samples with typical microstructures by orthogonal cutting.

連で説明することが出来る。しかし、 β は切りくずの工具-切りくず接触界面近傍に見られる変形流動層 (F_{μ}) に置き換えて考えることが妥当と思われる。これに関する検討データをもしらべた。

切削抵抗合力 (R) は Fig. 4 に示すごとく同様な組織をもつ試料間 (A と N , S_1 と S_2 , H_1 と H_2) では硬い試料切削時ほど低くなっている。中速切削域以下における切削抵抗値は Fig. 5 に示すごとき様々な形状を

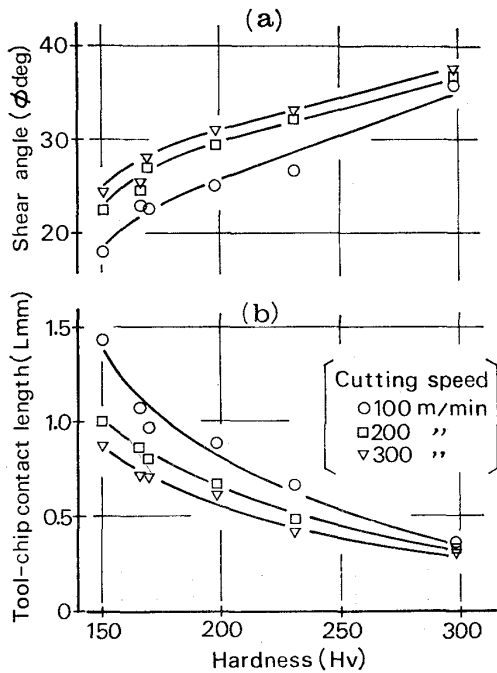


Fig. 6. Relations between hardness and shear angle (a), and tool-chip contact length (b).

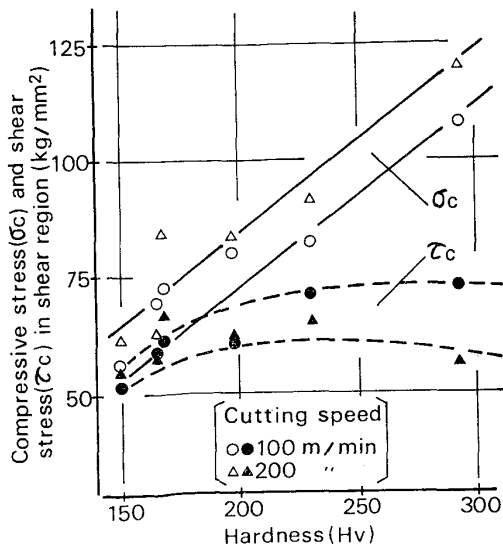


Fig. 7. Compressive stress and shear stress in the shear region when machining at high cutting speed.

示す構成刃先 (B. U. E) の影響が認められる。フェライト-パーライト鋼では構成刃先の生成は 50 m/min の速度域までであるが、焼入れ焼もどし鋼の場合 25 m/min 程度の速度域までである。

高速切削域における切りくずせん断角は Fig. 6 (a) に示したごとくである。切りくずせん断角 (ϕ) と被削材の常温硬さの関係において、硬い試料切削時ほど切りくずせん断角が増し、薄い切りくずが生成していることによつて切削抵抗合力の減少することが説明できる。切りくずせん断域における単位面積当たりの圧縮応力 (σ_c) は Fig. 7 に示すごとく硬い試料切削時ほど大きい。切りくずせん断域が ϕ の増大によつて縮小されているため、結果的には工具に加わる切削抵抗合力 (R) は減少することとなる。これに対して、切りくずせん断応力 (τ_c) は被削材硬さにはほとんど依存していない。これは先に説明した切りくずせん断域の変形挙動の複雑さに原因するものである。

工具-切りくず接触長さ (L) は Fig. 6 (b) に示すごとく硬い試料切削時ほど短縮される。従つて、工具すくい面における単位面積当たりの切削力は硬い試料切削時に増大し、 H_2 試料の場合 130 kg/mm² にも達する。反面、軟かい S_1 試料切削時には 40 kg/mm² 前後となつている。

Fig. 6(a) (b) の横軸を硬さから変形流動層の厚さ (F_{μ}) に置き換えると、Fig. 8 のごとくになる。硬さとの関連の場合に認められた切削速度に依存した諸曲線は測定誤差と思われる範囲で単一に整理できる。

変形流動層 (F_{μ}) の生成はフェライト・パーライト鋼では 50 m/min の切削速度でも認められ、その厚さは

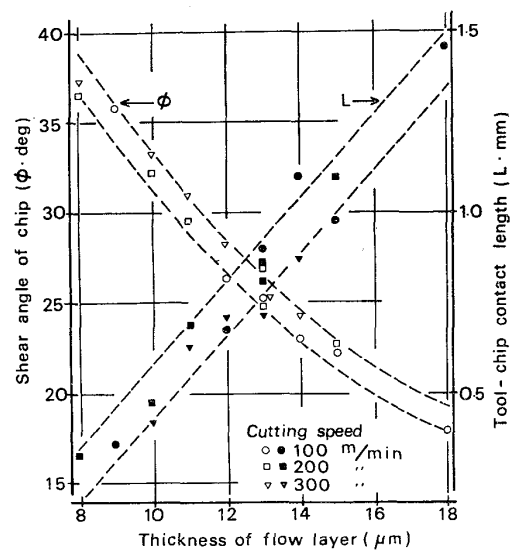


Fig. 8. Effect of the thickness of flow layer on shear angle and tool-chip contact length.

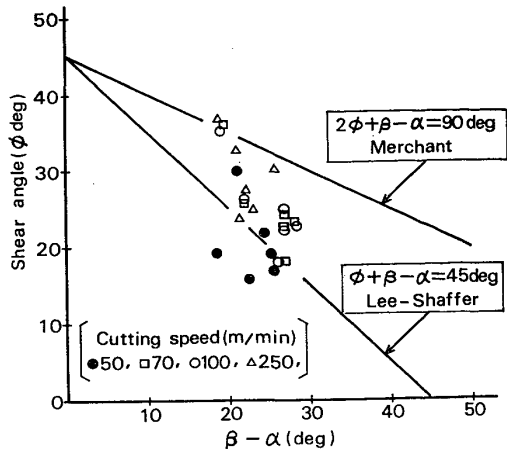


Fig. 9. Relation between a value of machining equation and the present experimental results.

23 μ ぐらいまで厚くなっているものの、バラツキが多く定常化していない。F μ は焼入れ焼もどし鋼では 25 m/min の速度域でも認められる。

次いで、Fig. 9 として工具-切りくず間のみかけの摩擦係数 (μ) を $\tan\beta$ とする摩擦角 (β) と切りくずせん断角 (ϕ) との関連を示した。本実験データは 70m/min 以上の切削速度域では Merchant と Lee-Shaffer の切削方程式⁴⁾ の範囲に入ってくる。しかし、50 m/min の速度域では必ずしもそうはならない。

切削理論の観点から、切りくずせん断角 (ϕ) が摩擦角 (β) とどのような関連にあるかをめぐって出されて来た種々な切削方程式に対して、切りくず裏面における変形流動層 (F μ) の定量化は統一解釈のヒントを与える

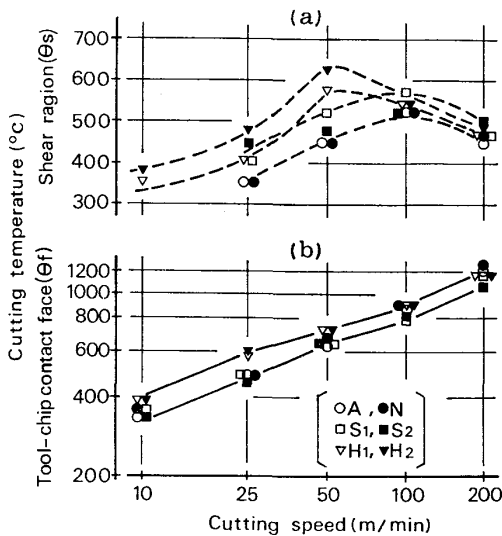


Fig. 10. Average cutting temperature of shear region, θ_s (a), and that of tool-chip contact face, θ_f (b).

ものと考えられる。すなわち、 β は $F\mu$ と密接に関連していると思われるからである。

切削温度は Fig. 10(a) に定性的な切りくずせん断域温度 (θ_s)、(b) に工具-切りくず接触界面温度 (θ_f) として示した。切りくず酸化色から求めた切りくず温度には工具-切りくず接触界面での発熱量も考慮しなければならない。しかし、切りくずの酸化色は表面と裏面が同様であるか、あるいは裏面側が若干高温の酸化色を示すことが認められた。この場合の表裏の温度差は真空封入試料を酸化させた時の酸化色に対比させて 50°C 以下であった。このことは、Fig. 10(b) の高速切削域における高温状態の工具-切りくず接触界面温度は切りくずの酸化にあまり関与せず、酸化色は極表面層温度よりはむしろ内部側の温度に依存するものと考えられた。

さらに、真空封入した厚さの異なる試料を同一温度から酸化させた場合、厚い試料で若干高温側の酸化色が得られることが多かった。しかし、この試験は 50°C おきであり、例えば、500°C における 0.3 mm 厚さの試料の酸化色は 450°C の 0.75 mm 厚さの場合より高温側の酸化色を示した。このことにより、本実験で生成した範囲の切りくずについてはその厚さの影響を考慮しないこととした。

切削速度との関連で示した定性的な切りくずせん断域温度 (θ_s) は、フェライト・パーライト鋼グループと焼入れ焼もどし鋼とは区別出来た。そして、双方とも 50~100m/min の切削速度域でそれぞれのピークを示している。

切りくずせん断域温度 (θ_s) は中速から高速切削域で低下を示している。この速度域の切りくず温度について、中山⁹⁾ らは中速切削域以上では切りくず温度が飽和するとしているが、藤村⁶⁾ は切りくずの平均温度は上昇するが、これを打消すように冷却効果も増す。しかし、酸化膜厚さにおよぼす効果は切りくず平均温度の方が大きいとしている。Table 2 として、代表的な試料の切りくず排出速度を示した。焼入れ焼もどし鋼切削時では他に比べて切りくず厚さの減少が加わって排出速度が増し、中速切削域から切りくず冷却効果が増していることが示唆される。しかし、高速切削域で θ_s が飽和するの

Table 2. Flow out speed of chip with machining typical samples (m/min).

Cutting speed	50	100	200	300
S ₁ sample	13.5	31.3	78.4	125.5
A //	16.9	38.5	93.0	146.3
H ₂ //	25.6	64.5	133.3	206.9

か、あるいは依然として上昇傾向を示すかは明瞭でなく、ここでは冷却効果をも含む測定値として示されたものである。

Fig. 10 (b) に示した工具-切りくず接触界面温度 (θ_f) は低速切削域では焼入れ焼もどし鋼の方が高温であるが、構成刃先が消滅した高速切削域ではフェライト・パーライト鋼グループと区別できなくなる。構成刃先が生成している切削域では θ_f は切りくずせん断域温度 (θ_s) を若干上廻る程度であり、構成刃先-工具すくい面温度をも含む平均温度と見なされる。すなわち、焼入れ焼もどし鋼の場合、構成刃先が消滅した直後の 25 m/min から θ_s がピークを示す 50 m/min の速度域にかけて θ_f は θ_s を 100~200°C 近く上廻る程度であるが、これ以上の速度域では θ_s と θ_f は急激な温度差を生じている。このような傾向はフェライト・パーライト鋼グループにも認められるが、特性を示す切削速度は構成刃先の消滅域に対応して高速側に移行している。

4. 考 察

4.1 構成刃先の生成挙動

青熱ぜい性域を有する鋼の切削においては、構成刃先の生成機構が青熱ぜい性に関連したものとしても説明されている。Shaw⁷⁾ らは構成刃先が最も発達する条件として、構成刃先の工具すくい面側が青熱ぜい性の温度域に達し、構成刃先先端近傍が青熱ぜい性域の手前の強度的な極小域の温度にある場合を考えている。しかし、本実験では構成刃先先端近傍ほど変形量が激しく、これに伴って発熱量も増すから、Shaw らの考え方とは異なる。

フェライト・パーライト鋼グループを切削する時には 20 m/min の速度域を中心に顕著な構成刃先が生成している。この速度域では切りくずせん断域温度 (θ_s) は 350~450°C であり、工具すくい面温度 (θ_f) は 450°C 前後である。ここで、構成刃先が最も発達する条件について、SHAW らの考え方とは逆に、構成刃先先端はすくい面より激しく流動変形しているため発熱量も多く、青熱ぜい性のピーク域あるいは瞬間的にはそれ以上に昇温していると考えた。すなわち、構成刃先の背面⁹⁾ と切りくず裏面となるべき部分の接触域では激しい流動ひずみに伴う発熱によつて、ひずみエネルギーは動的に回復し、その部分の可塑性が急激に増しているものと考えられる。一方、腹面側⁹⁾ は切削速度に近いひずみ速度であり、仕上面となるべき部分の昇温の度も激しいものであろう。

顕著な構成刃先が生成している場合、切りくずせん断

域温度 (θ_s) と工具-切りくず接触界面温度 (θ_f) に大差ないのは、構成刃先の背面と激しい変形によつて分離した切りくず裏面の高い温度が、工具すくい面に密着した構成刃先の低い界面温度と平均化して現わされたことによるものと考えられる。

構成刃先の形態は貴志⁹⁾ らによつて詳細に観察され、例えば、その外貌は樹枝状が幾重にも積み重なったごとくであり、切削中に各樹枝が順次脱落し、そして新たに形成されるとしている。このことから、構成刃先は生成から脱落までかなりの速度で移動していることを示している。鋼の青熱ぜい性域はひずみ速度が増すほど高温側に移行する¹⁰⁾から、ひずみ速度も温度も異なる構成刃先の各部分はそれぞれ青熱ぜい性域として分布している可能性はある。すなわち、ひずみ速度の大きい構成刃先先端は高温側に移行した青熱ぜい性域にあり、それよりひずみ速度の小さい工具側の部分は低温側の青熱ぜい性域強度を保ち得ると考えられる。しかし、構成刃先の工具側が青熱ぜい性域で、これより変形流動の激しい先端域が低温であるという Shaw らの考え方は、熱の発生量が変形の激しさに対応しないと言う問題点がある。

構成刃先の消滅する速度はフェライト・パーライト鋼ではほぼ 50 m/min 近傍である。この場合の切りくずせん断域温度 (θ_s) は 450~520°C で、工具-切りくず接触界面温度 (θ_f) は 600~700°C である。そして、切りくず裏面側では厚さの一定しない変形流動層 (F_μ) が認められ、微少な構成刃先の残存が瞬間的には示された。 F_μ の切りくず内部寄りに青熱ぜい性のピーク域があつて、切りくず全体としては青熱ぜい性の前半の温度域に達しているものであろうから、切りくず排出速度 (V_c) と F_μ -工具すくい面の速度の著しい差は可塑性のすぐれた F_μ の内の速度勾配によつて解消されるものと考えられる。構成刃先が消滅する直前の 40 m/min の速度域では工具すくい面に凝着したような平板状で安定したような構成刃先が認められる。このとき、 θ_s は 420~550°C で θ_f は 550°C である。構成刃先の厚さから見て構成刃先内の温度は θ_f に近いものであろう。しかし、構成刃先が安定していてその内部のひずみ速度が低い場合には、青熱ぜい性域は低温側に移行する。このことは構成刃先と切りくずが分離する部分で昇温によつて構成刃先が軟化して切りくず裏面に持去られ、一方で構成刃先先端(切刃先方側)域の青熱ぜい性域に達した部分が次々と補充されていることを示唆している。

焼入れ焼もどし鋼の衝撃圧縮試験では青熱ぜい性域が不明瞭である。しかし、引張試験やねじり試験では明瞭な青熱ぜい性域が認められる¹¹⁾。従つて、フェライト・

パーライト鋼のところで試みた構成刃先への影響は焼入れ焼もどし鋼についても当てはまると考える。すなわち、10 m/min の低速域で認められる顕著な構成刃先が生成する切削温度 (θ_s , θ_f) および、構成刃先が消滅する 25 m/min の速度域における切削温度だけに注目すれば、フェライト・パーライト鋼切削時と似ている。しかし、焼入れ焼もどしの切削時にはフェライト・パーライト鋼に比較し、硬さなどを原因として、切りくずせん断域と構成刃先近傍における変形領域が狭められ、局部に変形が集中し、その部分の急激な昇温は可塑性増大を招く。このため、低切削速度域から切削温度の上昇をきたし、構成刃先の生成と消滅を低速域で終えることになっている。

4.2 変形流動層の生成機構

一般的には、切削条件が同じならば硬い試料切削時ほど工具に加わる切削抵抗値 (R) の増大が予想される。しかし、構成刃先が残存しない 100 m/min 以上の切削速度域でも硬い試料切削時の方が R の減少傾向を示した。この原因は切りくず裏面の変形流動層 (F_μ) に関連づけて説明することができる。

硬い試料切削時には軟かい試料切削時よりも切りくずせん断角 (ϕ) を増し薄い切りくずを生成する。この際、切りくずせん断域における単位面積当りの変形応力は硬い試料切削時の方が大きいにもかかわらず、切りくずせん断域全体が軟かい試料切削時より縮小されることで切削抵抗値 (R) を減少させる。

切りくずせん断角 (ϕ) は工具-切りくず接触域における変形流動層 (F_μ) と工具-切りくず接触長さ (L) に密接に関連している。そして、 ϕ と L の関連は F_μ を仲介としたもので考えられる。すなわち、 F_μ の生成は切りくず排出速度 (V_c) と工具すくい面を擦過する時の切りくず裏面速度 (V_c') との速度差によつていと考える。この場合の V_c は ϕ と切削速度 (V) によつて決まる。変形流動層内では工具すくい面に凝着した面よりは切りくず内部側に寄つたところに変形量が最も大きい部分があり、この部分では発熱量および可塑性が著しく増していることが予想される。

変形流動層 (F_μ) が薄いことは切りくず排出速度 (V_c) が増すことと対応している。硬い試料切削時には切りくず硬さも増しており、工具すくい面における単位面積当りの切削力も大きいので、 F_μ 内のごく限られた部分に急激に変形が集中し、集中した部分のみの可塑性が著しく増した結果、工具-切りくず間の見かけ上の摩擦係数 (μ) も減少し、切りくずせん断角 (ϕ) の増大に結びついたものであろう。これに対して、軟かい試料切削時

には切りくず硬さおよび工具すくい面における単位面積当りの切削力も減少している。このため、切刃先端域および工具-切りくず接触域における発熱も緩慢で、発熱の拡散域も拡がるものと考えられる。従つて、 V_c と切りくず裏面が工具すくい面を擦過する速度 (V_c') との速度差は、温度が低く厚い F_μ の内の速度勾配によつて解消されると考えられる。

しかし、高速切削域における工具-切りくず接触界面温度 (θ_f) は試料の硬さに依存していない。このことは変形流動層内における熱の最大発生域が工具-切りくず接触界面より切りくず内部に寄つた部分にあり、硬い試料切削時ほど切りくず排出速度 (V_c) は速く、工具-切りくず接触長さ (L) は短縮されるため、切りくずとして持去られる熱量が増すことに原因すると考えられる。例えば、切削速度 200 m/min における軟かい S_1 試料と硬い H_2 試料の V_c の比は 1:1.7 であり、 L の比は 1:0.32 をそれぞれ示している。

工具-切りくず接触長さ (L) も切りくず排出速度 (V_c) の増大に伴つて減少している。 L は切りくずカール機構と関連して重要である。カール機構については例えば、奥島¹²⁾、中山¹³⁾、らによつてそれぞれ異なる報告がなされている。奥島は切りくずせん断域の終了線が湾曲していることによつて切りくず速度差が生ずるとし、中山らは工具すくい面先端ほど切りくず裏面域の滞留相当部分が大きくなり曲率のある工具で切削していると同様な効果があるとしている。さらに、白井¹⁴⁾らは切削油剤および鋼中に分散した鉛粒子が工具すくい面の摩擦応力分布を変え、切りくずカールの増大を伴うことを明らかにしている。

これらのカール機構では変形流動層 (F_μ) 内の可塑性が高まることで、切りくずのカール機構が阻害されないことを示唆している。すなわち、奥島の言う切りくず内の流出速度は裏面側で速くなつており、 F_μ 内の可塑性増大は工具すくい面に対する裏面側速度の拘束を減少させ、中山らの機構によつて解釈されるような曲率半径をもつ切りくずを連続して流出する。そして、白井らの言うすくい面上の摩擦係数を減少させることによつて切削力が切刃先端に集中する現象と結びつけることが出来る。

結論的に、硬い試料切削時ほど F_μ の可塑性は増し、切りくずカール機構に好ましい影響を与え、工具-切りくず接触長さ (L) を短縮していることが示唆された。

生成中の切りくずが工具すくい面に凝着し、その速度 (V_c') が停滞しているとした時、切削抵抗合力 (R) は変形流動層 (F_μ) の生成に要するエネルギーに対応してい

ると考える事ができる。従つて、摩擦角 (β) は F_{μ} 内における可塑性の最も大きい部分の流動変形抵抗を表わしているとも言える。しかし、実際には V_c' はかなりの速度をもつものであろうし、工具すくい面での応力分布の不均一さ、工具-切りくず接触長さなどの違いを考慮するとこの域の変形挙動はさらに複雑なものであろう。このことは ϕ と F_{μ} の関係に比較して、 ϕ と β の相関がばらつきの多い低位なものとなつていることから解る。

しかし、切削方程式の目指すように、切削することなく切りくずせん断角 (ϕ : deg) を算出するための簡易な方法として、変形流動層 (F_{μ}) を被削材の硬さ (H : Hv) と切削速度 (V : m/min) に置き換えることを考えてみた。すなわち、本実験では Fig. 8 に示したごとく ϕ は F_{μ} と逆相関を示している。そして、さらに述べたごとく F_{μ} の厚さは V および H が増すことで減少する。従つて、

$$\phi = K \cdot V \cdot H \dots\dots\dots 1)$$

が得られる。この場合の K は常数である。この関係式を実験値との関連で係数整理し、さらに、工具すくい角 (α) と工具送り量 (f) を考慮した時

$$\phi = (1/4) (\log V) \cdot H^{0.69} + 0.2(\alpha_1 + \alpha_2) + 23(f - 0.1) \dots\dots\dots 2)$$

が得られる。Fig. 11 に実測した ϕ と上式の関連を示した。工具の送り量との関連については、 f を増すことによつて ϕ も上昇するが、0.1 mm/rev 以下の送り量では ϕ の低下が激しく¹⁵⁾ 0.1 mm/rev を基準とした。なお、低炭素鋼 (C: 0.13%) と中炭素鋼 (C: 0.31%) についてもプロットして見たが、これらについても一応よい相

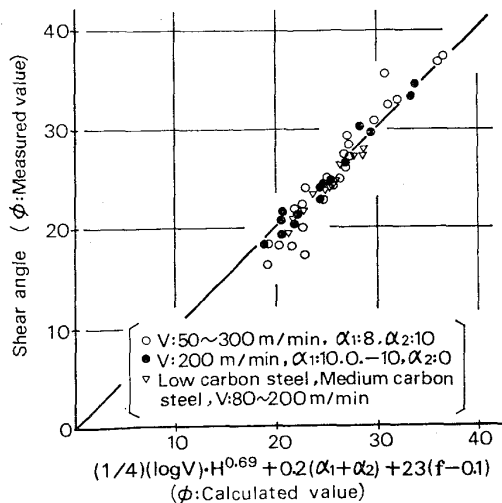


Fig. 11. Relation between measured value and calculated value of shear angle (ϕ).

関を示している。さらに、快削性元素の効果や切削油剤によつても F_{μ} は変化するものであろうが、この項は明瞭な意味をもつ補正項として切削機構の解明につながるものと考えられる。一方、力学的な観点から推し進められている摩擦角 β と ϕ の関連については、 β のもつ意味が金属学的には複雑である。例えば、昇温域における被削材のせん断応力 (τ_t) は切削抵抗から算出されるせん断応力 (τ_c) と相当にかけ離れたものとして示された。このことは鋼の諸特性から β を算出することの困難さの一端を表わしているものと思われた。

5. 結 言

熱処理組織の異なる SCM 3 鋼を切削し、切りくずの生成挙動ならびにその機構などについて実験検討を加え考察した。以下にその内容を要約する。

1)、構成刃先が最も良く生成する条件については、従来言われてきた切削部の温度状態とは異つて、構成刃先の工具すくい面側よりは先端部側において温度上昇していることを示唆する結果を得た。この原因をひずみ速度と青熱ぜい性域および発熱量などに関連して考察した。

2)、切削抵抗合力値 (R) は硬い試料切削時に減少する傾向が示された。この原因を切りくずせん断角 (ϕ) との関連によつて説明し、さらに、 ϕ は切りくず裏面の変形流動層 (F_{μ}) の厚さに対応していることから、 F_{μ} の生成機構についてその一端を明らかにした。

3)、従来から、切削方程式として切りくずせん断角 (ϕ) を算出する関係式が多く提案されて来たが、本実験の範囲では ϕ と良い対応を示す変形流動層 (F_{μ}) の生成機構を考え、 F_{μ} を被削材の硬さと切削速度に置換えて ϕ を算出する式を導いた。

文 献

- 1) 例えば、荒木 透, 山本重男: 鉄と鋼, 57 (1971) 13, p. 1912
- 2) 荒木 透, 山本重男, 内仲康夫: 鉄と鋼, 54 (1968) 4, p. 184
- 3) 荒木 透, 山本重男: 精密機械, 42 (1976) 2, p. 68
- 4) 例えば、白井英治: 切削・研削加工学(上), (1971), p. 51 [共立出版]
- 5) K. NAKAYAMA and M. ARAI: Proc. Int. Symp. on Influence of Metallurgy on Machinability of Steel, Tokyo (Sep-1977), p. 421
- 6) 藤村善雄: 精密機械, 40 (1974) 11, p. 988
- 7) M. C. SHAW, E. USUI, and P. A. SMITH: Trans. ASME, 83-B (1961), p. 181
- 8) 星光一: 金属切削, (1964), p. 64 [工業調査会]
- 9) 貴志浩三, 江田 弘, 市田良夫: 精密機械, 42

- (1976) 3, p. 184
- 10) 例えば, 大森正信, 吉永芳豊: 塑性と加工, 8 (1967) 77, p. 268 および 78, p. 359
- 11) 「鋼材の被削性」に関するシンポジウム, 東京 (1970-4) (被削性小委員会報告書: 第2編)
- 12) 奥島啓式, 人見勝人: 精密機械, 25 (1959) 7, p. 320
- 13) 中山一雄, 上野山勝, 田村 清: 精密機械, 27 (1961) 10, p. 681
- 14) 白井英治, 高田考次: 精密機械, 33 (1967) 3, p. 175
- 15) T. ARAKI, S. YAMAMOTO, and K. KANAO: Proc. Int. Symp. on Influence of Metallurgy on Machinability of Steel, Tokyo (Sep-1977), p. 483
-