

鋼の切削時の切り屑処理性に及ぼす 溶融金属脆化の役割

家 口 浩*

The Role of Liquid Metal Embrittlement on the Chip Disposability of Steel

Hiroshi YAGUCHI

Synopsis :

This investigation was carried out to verify the role of liquid metal embrittlement by Pb, Bi and Te on the chip disposability of steel. A computer program using finite difference method to calculate average chip temperature was made, and the results were compared with chip morphology and fractography. It has been verified that the average chip temperature exceeds the melting points of Pb and Bi in most of the cutting conditions tested. As a result, liquid metal embrittlement takes place which reduces the ductility of chip. Consequently, the chip can be broken easily, and its disposability is improved. On the other hand, the Te addition does not improve chip disposability, because the chip temperature does not exceed the melting point of PbTe or the eutectic point of MnS-MnTe. Further, liquid Ag does not embrittle steel, and thus no improvement in chip disposability is observed.

Key words : steel ; machinability ; chip disposal ; Pb ; Bi ; Te ; Ag ; liquid metal embrittlement.

1. 緒 言

切削加工とは、被削材から細長い切り屑を分離しながら有用な物を作り上げていく加工法である。ゆえに副産物で不要な切り屑が必ず生成する。切り屑は、切削加工の邪魔をしたり、被削材や工具に傷をつけたりするもので、切削加工の生産性に影響を与える。特に、切削加工の無人化を進めていくうえで、切り屑除去がそのネックとなる可能性が高く、切り屑処理性の向上が今後ますます重要になってくると思われる。

切り屑処理性の良否は、切削作業に対する障害の種類により変わり、それに伴って判定基準も変わる。よって、切り屑処理性を表す評価法も決まっていないが、切り屑の長さ、あるいは単位重量当たりの個数で整理する方法が最も一般的である^{1)~3)}。普通、適当な長さでよくカールした切り屑が最適といわれている。

切り屑の長さは切り屑生成機構によって影響を受けるが、鋼の切削では、一般に連続型の切り屑が生成されるので、これからの議論は、このタイプの切り屑だけを取り上げる。連続型の切り屑は、ほとんどの場合構成刃先の有無にかかわらず一次せん断域では破断せず、Fig. 1

に示す模式図のように、切り屑が被削材や工具などの障害物に当たり曲げモーメントがかかり破断すると考えられている¹⁾²⁾。

連続型の切り屑が生成される時、その長さは、切り屑

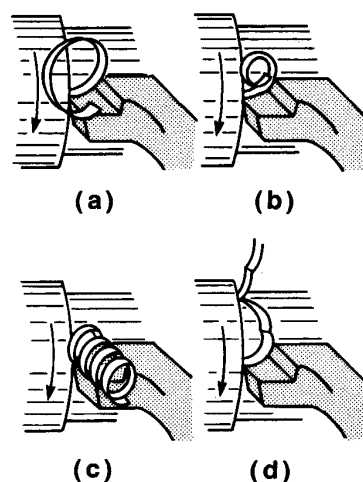


Fig. 1. Schematic illustration showing how continuous chips break due to the constraint caused by the presence of a tool, toolholder or workpiece. After reference 1).

平成2年9月本会講演大会にて発表 平成2年8月10日受付 (Received Aug. 10, 1990)

* (株)神戸製鋼所鉄鋼技術研究所 Ph. D (Iron & Steel Research Laboratories, Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakinocho Chuo-ku Kobe 651)

のカール半径, 厚さ, および切り屑自体の破断歪みによって影響を受けることが知られている¹⁾²⁾. カール半径が小さく, 切り屑厚さが厚く, 切り屑の破断歪みが小さくなるほど切り屑の長さが短くなり, 切り屑処理性が向上する傾向にある.

鋼の切り屑処理性を向上させるために, 一般的に S, Pb や Bi の添加が行われている^{4)~8)}. 特に, Pb 及び Bi の添加の影響は大きく, カール半径が小さく, 短い切り屑が生成する^{5)9)~12)}. カール半径縮小は, Pb と Bi の切り屑・工具間の潤滑作用によるものと一般に考えられている. また, 切り屑自体の破断歪みも大幅に減少する⁷⁾. この理由は, Al 合金等の場合と同じく^{13)~15)}, 切削中の温度上昇による Pb と Bi の溶融金属脆化によって切り屑中に割れが発生しやすくなるためと考えられている^{10)~12)}. しかし, これまで溶融金属脆化による鋼の切り屑処理性の改善を, 切り屑の温度との比較で, 明らかにされたことはなかった. 切り屑温度を実験によって測定することは, 切削条件によっては困難であり, また, 必要とされるすべての切削条件での切り屑温度を求めることは, 多大の時間及び労力を必要とする. そこで, 本研究では, 比較的簡単に切り屑温度を計算できる差分法のプログラムを作成して切削温度を求め, その結果を切り屑観察結果と比較することより溶融金属脆化が切り屑処理性を向上させるかどうかを明確にすることを目的とした.

2. 実験方法

2.1 供試材

Pb や Bi を含め, 他にも鋼中に固溶することなく容易に混入させることができ, さらに, 溶融金属脆化を起

こすと思われる物質を含んだ供試材を容量 150 kg の大気高周波炉で溶製した. ベイス鋼は幅広い応用の可能性を考えて S15C とし, 比較材として 0.1% S 含有鋼および MnS-MnTe の共晶を狙った供試材も作製した. 溶融金属脆化を起こすと思われる元素と化合物の溶融点及び MnS-MnTe の共晶点を Table 1 に示す. また, 供試材の組成を Table 2 に記す. 溶製後, 直径 80 mm の丸棒に熱間鍛造した後, 焼準処理を実施した. 溶融金属脆化の確認のため, 高温引張試験を行った.

2.2 切削試験

切削試験は, NC 旋盤で外周旋削を行い, 切り屑採取及び切削抵抗の測定を行った. 詳細な切削条件を, Table 3 にまとめている. 切削抵抗は, ストレインゲイジ・タイプのダイナモメーターを使用し 3 方向の抵抗を測定した. 切削抵抗と切り屑採取は, 切削開始後, 定常状態となった後すぐに行い, 十分な量の試料が得られた時点で終了した.

2.3 切り屑温度計算方法

前述したように, 連続型の切り屑は, セン断域より離れて温度分布がほぼ均一になるところで破断するので, セン断域の厳密な温度分布を求める必要はない. そこで, 切り屑温度がほぼ均一になるまでを, できるだけ簡単に求めることを目的としたプログラムを作成した.

Fig. 2 に示すように幅方向に無限長の二次元切削を想定した. 一次せん断域の温度は, SHAW¹⁶⁾ が提案した方法を使用し, 変形は厚みの無いせん断面で一様に起こると仮定して計算した. 二次せん断域以降は熱伝導及び熱伝達を考慮した差分法を利用して計算した. 計算をするにあたって立てた仮定を以下にまとめる.

1) 一次せん断域と二次せん断域は直交する. これは

Table 1. Elements, compound and eutectic which are believed to cause liquid metal embrittlement and their melting points.

Bi	271°C
Pb	327°C
MnS-MnTe eutectic	810°C
PbTe	923°C
Ag	962°C

Table 3. Machinability test condition.

Single point turning Tool material Tool geometry	Carbide K10 & P20 5, 0, 6, 11, 0, 30, 0.4R No chip breaker or coating
Cutting speed	6.7, 5.0, 3.3, 1.7, 1.0 & 0.7 m/s
Feed	0.3, 0.15 & 0.03 mm/rev
Depth of cut	2 mm
Dry	

Table 2. Chemical composition of samples used (wt%).

I. D.	C	Si	Mn	P	S	Al	N	O	Pb	Bi	Te	Ag
1	0.16	0.20	0.41	0.022	0.025	0.024	0.0059	0.0059	—	—	—	—
2	0.17	0.22	0.61	0.022	0.100	0.029	0.0075	0.0061	—	—	—	—
3	0.14	0.20	0.47	0.022	0.021	0.020	0.0069	0.0037	0.28	—	—	—
4	0.14	0.19	0.46	0.023	0.024	0.014	0.0070	0.0047	0.32	—	0.15	—
5	0.16	0.21	0.44	0.024	0.020	0.018	0.0046	0.0051	—	—	—	0.23
6	0.15	0.24	0.87	0.022	0.089	0.020	0.0069	0.0056	—	—	0.052	—
7	0.15	0.19	0.56	0.021	0.018	0.022	0.0063	0.0047	—	0.38	—	—

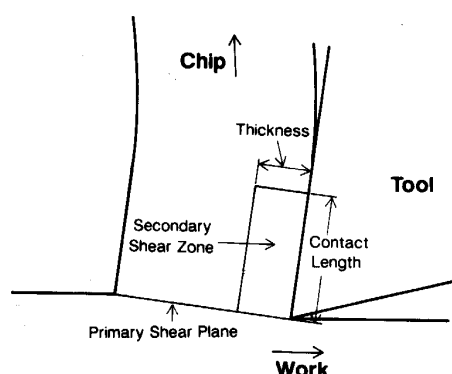


Fig. 2. Shear zone configuration assumed in calculation of chip temperature distribution.

現実には正しくないが、切り屑が折れるようなせん断域からかなり離れた場所では、切り屑温度に対する影響は少ないと考えられる。

2) 二次せん断域は工具・切り屑接触長さを一辺とする長方形と考える。これも現実には長方形よりも切り屑の進行方向に頂点を持つ三角形に近いが¹⁷⁾¹⁸⁾、上と同じようにせん断域からかなり離れた場所では、切り屑温度に対する影響は少ないと考えられる。

3) 二次せん断域で使われた機械的エネルギーがすべて熱エネルギーに変わり、その中で一様に発熱が行われる。

4) 構成刃先が生成している時も、構成刃先と切り屑間の変形は二次せん断域とみなす。

5) 工具と切り屑が接触している場合、簡略化のために工具も隣接する切り屑と同じ温度になっていると仮定して熱伝導を計算する。

6) 工具から分離後の切り屑のカールは無視する。

7) 切り屑は時間と共に発熱帯より離れていき、また、切り屑進行方向の温度差は厚さ方向のそれより小さいので、切り屑厚さ方向だけの一次限の差分法を考える。ゆえに、切り屑進行方向の温度分布は、経時変化と切り屑速度の積で示される。

8) 発熱、熱伝導および熱伝達は、実際には、同時かつ連続的に生じているが、微小な差分時間間隔 Δt に分割し、このうち発熱による温度上昇は時刻 t で瞬間的に与えられ、 Δt 時間中は熱伝導と熱伝達が微小な差分格子 h 間で直線的に行われる。

このプログラムの使用に必要なデータは、切削抵抗主分力と送り分力、切り屑厚さ、切り屑と工具間の接触長さ、及び二次せん断域の厚さの切り屑厚さに対する割合である。本実験の切削条件は、外周旋削の三次元切削であり、背分力も発生するが、上記二分力と比較すると小

さいので無視した。すべり角は、切削中構成刃先の生成や摩耗の発生によって、実質の角度が工具で定められた角度と違う場合があるので、構成刃先や摩耗の形状を測ることによって補正することが望ましいが¹²⁾、本研究ではすべて工具で定められた角度を使用した。

3. 実験結果

3.1 組織観察及び機械的性質

添加元素は、組織及び結晶粒度に影響を及ぼさなく、焼準処理された後の金属組織は、すべての供試材で典型的なフェライト・パーライト組織であった。よく知られているように、Pb, Bi と Ag は、金属単体の介在物として存在する。また、Te は、Pb と共存している時は、主に PbTe の介在物として存在する¹⁹⁾。それ以外に、Te は MnTe あるいは MnS 中に少量固溶して存在する。Pb が含まれない場合には、ZnTe が主な存在形態であった²⁰⁾。

Fig. 3 に高温引張試験によって得られた絞り値の結果を示す。Bi と Pb 添加材は、Bi, Pb の溶融点よりも若干低い温度から脆化を起し、溶融点を十分に超えると回復する²¹⁾²³⁾。なお、Pb については Pb+Te 添加鋼のデータを示しているが、Pb 溶融点付近の挙動に関しては、Pb 添加鋼も同じ傾向を示した。PbTe 及び MnTe は化合物として脆化を起し、MnTe の場合は、MnS との共晶点付近で脆化を起こした²¹⁾。Ag は、溶融金属脆化を起こす例も文献では報告されているが²²⁾、本実験では、溶融点付近でも目立った脆化を起こしてない。

3.2 切削試験結果

Photo. 1 に典型的な切り屑の写真を示している。切り屑の形状は、超硬工具 K10 と P20 で大きな差がなかったため、K10 工具使用時の結果だけを示している。

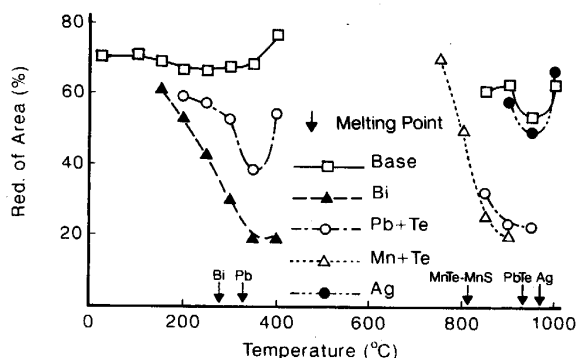


Fig. 3. Reduction of area as a function of temperature. The melting points are indicated by arrows.

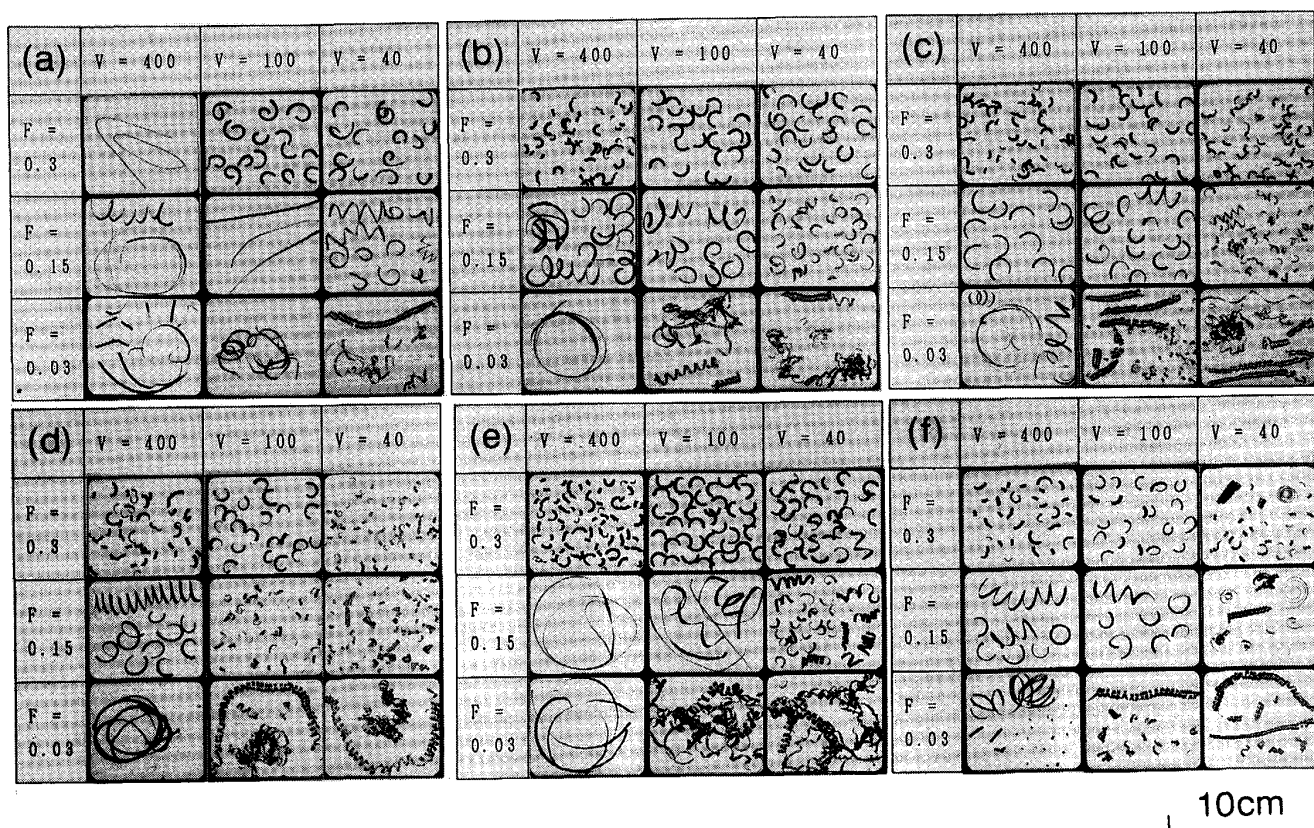


Photo. 1. Typical examples of chips observed at various speeds and feeds, (a) base steel, (b) 0.1% S, (c) Pb, (d) Pb+Te, (e) Mn+Te, and (f) Bi.

以下に結果の要点を記す。

1)一般的に、送りが小さいほど長く続いた切り屑が生成する。

2)S添加は、高速度・高送りで切り屑のカール半径及び切り屑を小さくする。

3)Ag及びMnTe添加はS添加と同じような効果しかない。

4)Bi及びPbの添加は、S添加よりも効果が大きい。が、両者間の大きな違いは認められない。

5)PbTeの生成は、Pb単独添加鋼と比較して、若干カール半径を小さくする傾向にあるが、切り屑長さを短くしないので切り屑処理性を向上させない。

Fig. 4に、K10超硬工具を使用し、送り0.15 mm/rev時の切削抵抗の主分力を、切削速度の関数として表している。P20工具使用時には、Te添加の効果がより顕著になる以外は、ほとんど変わらなかった。主分力以外の他の二分力は、主分力より小さく、また主分力とはほぼ同じ傾向を示した。以下に結果の要点を記す。

1)SとAgは、送り0.03 mm/revで、切削速度1.33 m/s以下でないと切削抵抗の低下に効果を示さない。

2)MnTeは、1.33 m/s以下および高速(6.67 m/s)で、切削抵抗低下を示す。P20工具使用時には、MnTe

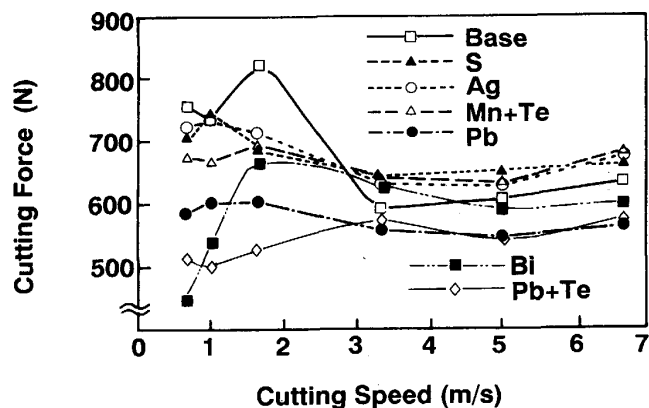


Fig. 4. Cutting force as a function of cutting speed, feed = 0.15 mm/rev.

の抵抗低減効果がより顕著になる。

3)Biは、低速度・低送りでPbより切削抵抗を低下させるが、高速ではPbの方が効果は大きい。

4)Pb含有鋼へのTe添加は、Pbだけ含有している鋼より抵抗が低速時に低下しているが、高速ではむしろ上昇している。しかし、P20工具使用時には、Pb+Te添加の方がPb単独添加よりもほとんどの切削条件で、抵抗が低下している。

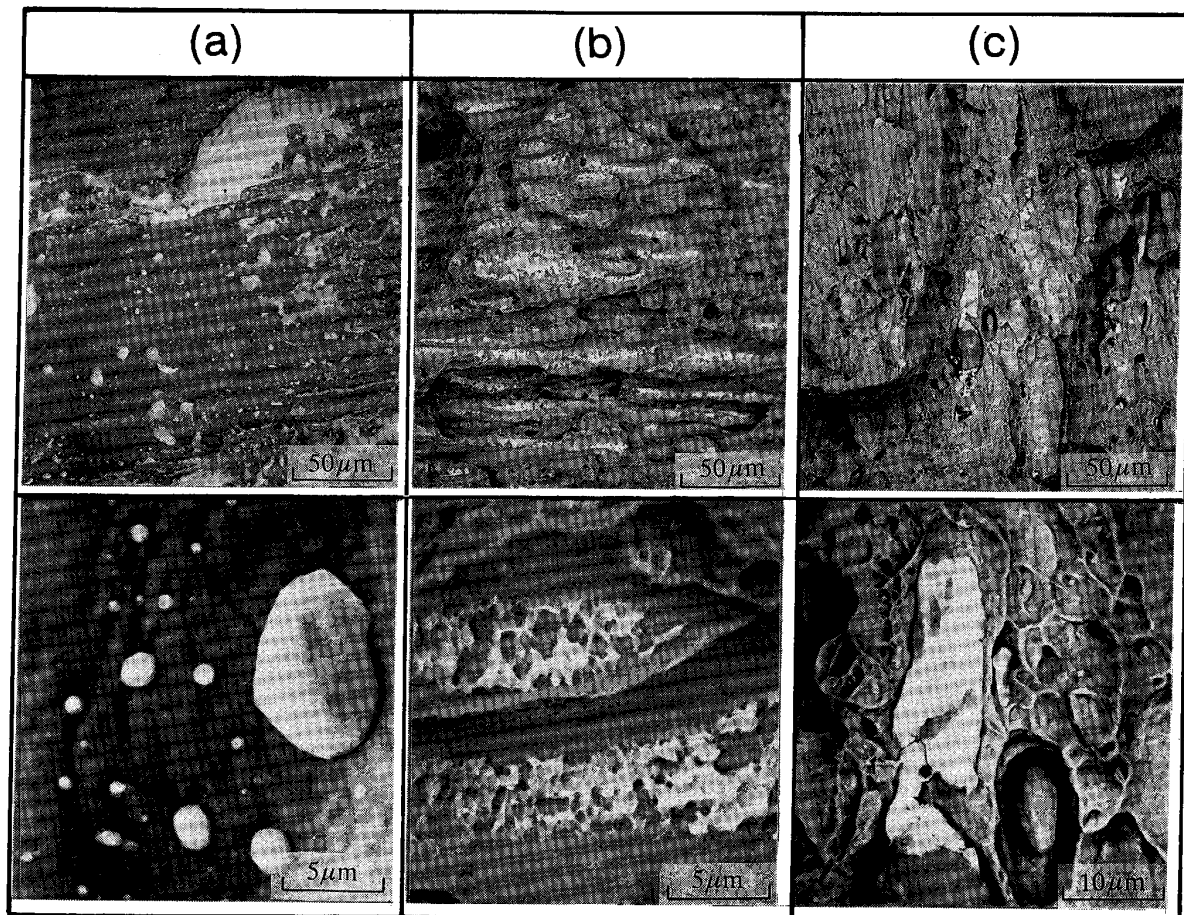


Photo. 2. Typical examples of fractured chip surface at the speed of 1.7 m/s and the feed of 0.15 mm/rev, (a) Pb bearing steel, (b) Ag bearing steel, and (c) Mn+Te bearing steel.

3・3 切り屑破断面観察結果

添加した快削元素が切り屑の中で溶融し、溶融金属脆化によりき裂が発生しているかどうかを確認するために、切り屑の破断面を、SEMで観察した。二次せん断域を含まないように切り屑の厚さ方向の中央部を観察した。Photo. 2(a)に示されている Pb 添加鋼の切り屑の破断面は、比較的滑らかな面が多く、延性の低い破壊をしたことを示している。なお、反射電子線像で観察したので、鉄よりも原子数の大きい Pb 等の添加元素は、マトリックスよりも白く写っている。このような破断面は、高温引張試験で溶融金属脆化を起こした時と同様である。また、既に報告したように¹²⁾、Photo. 2(a)の丸くなった Pb の粒は、切り屑破断時に溶融し、表面張力によって丸くなったことを示している。Bi も Pb と同じ挙動を示した。これらの観察により、Pb と Bi は、切削中溶融し、溶融金属脆化を起こしていると考えられる。

それに反して、Ag と MnTe 添加の場合、Photo. 2(b), (c)に示すように破断面には多くのディンプルが見られる延性破壊の様相を示している。Ag と MnTe 共にディ

ンプル生成の核となっている。特に Ag の場合、Ag 自体も延性破壊をしており、小さいディンプルを生成している。MnTe 自体は、破壊していないが、MnTe 表面に小さな MnS が付着していた跡と思われるくぼみがあるまま残っている。これらの結果より、Ag 及び MnTe は溶融せず、MnS と同じような機構で延性破壊を助長していると考えられる。また、PbTe が溶融しているかどうかについては、SEM の反射電子線像観察だけでは Pb と区別しにくく結論づけは難しいが、どの速度でも溶融していないと考えられる。

3・4 切り屑温度計算結果

Fig. 5 に切り屑温度分布の計算結果の例を示している。なお、この図の切り屑厚さ方向と、進行方向のスケールが違うことに注意する必要がある。このような定性的な温度分布は、実験で求められた結果と同じ傾向である²³⁾²⁴⁾。定量的に実験値と合うかどうかを確認するために、カロリメーター法で切り屑平均温度を測定し、計算値と比較した。切り屑が長く続くと、測定が難しくなるために、切り屑が短く折れるような実験条件を使用

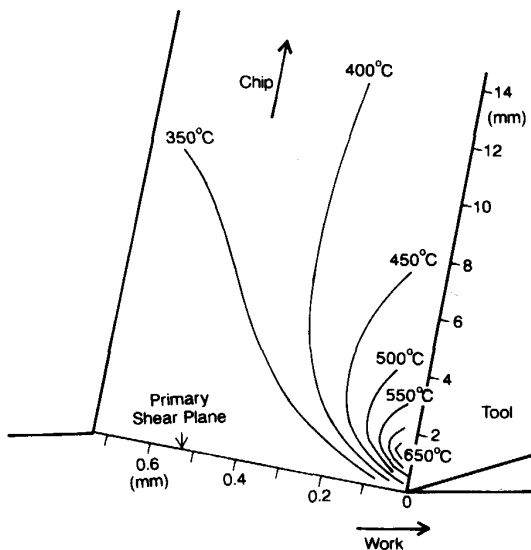


Fig. 5. Typical example of chip temperature distribution calculation results.

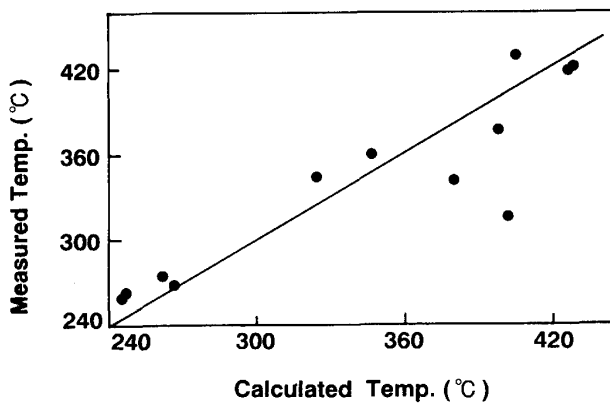


Fig. 6. Comparison between calculated temperatures and measured values.

した。切り屑が生成してから水中に入るまでに距離があり、その間の熱伝達による温度低下が考えられるが、水面までの距離が約 50 mm であるので、中山らの同等の実験結果⁷⁾から、温度低下は少ないと考えられる。計算は、切り屑内の最高温度と最低温度の差が 10°C 以下になるまで続け、その時の値を実験値と比較した。比較結果を Fig. 6 に示す。一例を除き、実験値と計算値がほぼ合っているのが分かる。実験値と計算値の差が大きいデータは、送りが 0.03 mm/rev と小さくて、切り屑厚などの測定誤差が大きくなったためと考えられる。

一次せん断域の平均温度、二次せん断域の平均温度及び切り屑の均一化した後の温度を切削速度の関数として表した例を Fig. 7 (a), (b), (c) のそれぞれに示す。

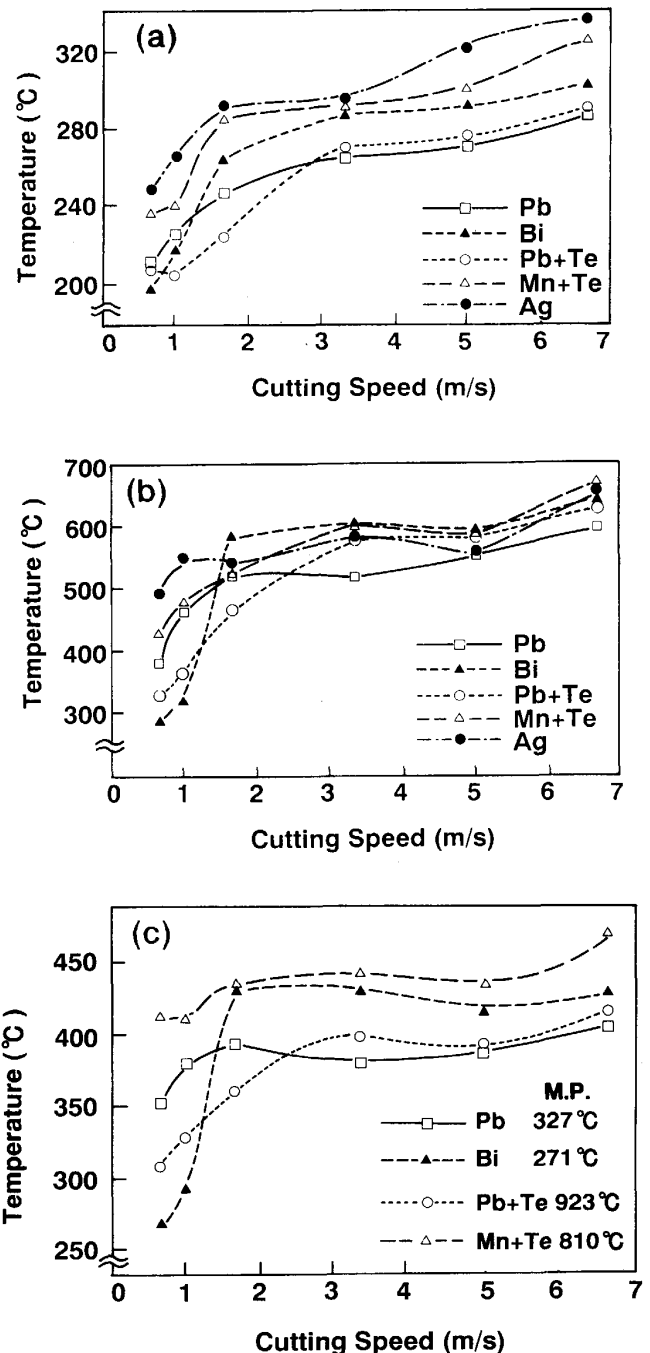


Fig. 7. Examples of chip temperature calculation results shown as a function of cutting speed at the feed of 0.15 mm/rev, (a) average primary shear zone temperature, (b) average secondary shear zone temperature, and (c) homogenized chip temperature.

4. 考 察

4.1 切り屑処理性に及ぼす溶融金属脆化の影響

以上の結果より、Pb 及び Bi 添加鋼は溶融金属脆化により切り屑処理性が向上したと考えられるので、検討する。溶融金属脆化が起こるためには、割れを起こすと

ころが溶融点以上の温度に達していないと効果がない¹⁾²⁾。大部分の連続型切り屑の場合、Fig. 1 に示したように切り屑の自由面側で、かつせん断域から離れたところから割れが発生する。割れが発生する時点での温度を正確に知ることはできないが、計算によって求められた切り屑の温度は一次せん断域を離れてから、普通は10 mm 以内で、切り屑が厚くて速度の速い時でもほとんど20 mm 以内で、最高と最低の温度差が10°C 以下に均一化される。Photo. 1 にみられるように、切り屑の長さはほとんど10 mm 以上であるので、割れが発生する時には、切り屑の温度がほぼ一定であると仮定し、平均温度の計算結果と各快削元素の溶融点を比較した。Fig. 7(c)に示したように、Pb または Bi 添加鋼は、ほとんどの場合切り屑平均温度がこれらの元素の溶融点以上に達しており、上述の切り屑破断面観察結果を支持している。切削条件によっては溶融点以下の場合もあるが、計算誤差及び切り屑温度の不均一性を考慮すると、これらの場合も部分的には溶融している可能性がある。

それに反して、PbTe, MnTe と Ag は切り屑処理性をあまり向上させない。Fig. 3 の高温引張試験結果が示すように、Ag は溶融しても脆化を起こさない。PbTe 化合物および MnTe-MnS の共晶生成物は脆化を起こすことが確かめられているが、Fig. 7(c)に示されたように、切り屑の平均温度はこれらの溶融点より大幅に低く、切り屑内では Photo. 2(b), (c)に示されたように溶融せずに脆化も起こさないと考えられる。

切り屑処理性に影響を及ぼす要因として、切り屑自身の破断歪み以外に切り屑厚さとカール半径が知られている¹⁾²⁾。本実験で用いられた添加元素はカール半径を小さくする傾向にあるが、PbTe 含有鋼及びベース鋼では、他の鋼と同じカール半径でも長く続いた切り屑が生成されたことにより、カール半径だけでは切り屑処理性を説明できない。また、切り屑厚さと処理性は、同一送りでは無関係か、逆に厚いほど悪いという傾向がみられ、切り屑の厚さだけでも説明できない。以上のことより、切り屑自体の破断歪みの影響が重要であり、以前に提案されたように¹⁰⁾¹²⁾、切り屑内での溶融金属脆化は切り屑の破断を容易にし切り屑処理性を向上させると結論付けられる。

4.2 切り屑処理性向上のための最適溶融点の選択基準

前述したように、連続型の切り屑は、せん断域から離れた自由面側から割れが発生して分断する。それゆえ、溶融金属脆化を利用して切り屑処理性を向上させるには、切り屑の平均温度が、その溶融点かそれ以上にならないと効果がない。また、Fig. 3 の高温引張試験結果

に示されたように、試験温度が溶融点を大幅に超えると延性が回復することより、溶融点が切り屑温度より大幅に低くても効果を示さないと予想される。すなわち、最適な溶融点は、切削条件によって変わり、それによって溶融金属脆化を起こす物質も選ばないといけない。しかし、本実験で求められた切り屑平均温度の最高は、約600°C で、ほとんどは Fig. 7(c)に示されたように、400°C 台あるいはそれ以下であった。中山らが実験で求めた値も、ほとんどが400°C 台であり⁷⁾、山本らの実験結果も、350~600°C の範囲であった²⁵⁾。以上より、計算誤差及び変形の不均一性を考慮にいれても、溶融点が550°C 以上の物質は、いくら溶融金属脆化を起こしても、鋼を超硬工具あるいは高速度鋼工具で旋削する場合には、特殊な条件以外は切り屑処理性向上の効果は少ないと予測される。セラミック工具等を使用して切削速度を上昇させた場合も、Fig. 7(c)より切り屑温度が一定になる傾向が見られるので、この予測は当てはまると考えられる。しかし、旋削以外の切削方法に当てはめるのには注意を要すると思われる。

5. 結 論

溶融金属脆化が切り屑処理性を向上させることを確かめるため、S15C をベースにして種々の溶融金属脆化を起こすと考えられる元素を添加した供試材の切削試験を行った。さらに、差分法のプログラムを作成して切り屑温度を計算し、切り屑の観察結果と比較して、切り屑処理性に及ぼす溶融金属脆化の影響について検討した。以下にこの研究の主な成果を述べる。

1)高温引張試験の結果、Pb または Bi 添加鋼は、おのおのの溶融点近傍で脆化を起こすことが確かめられた。Pb+Te 添加鋼は、PbTe の化合物の溶融点前後で、Te 添加鋼は、MnTe-MnS の共晶温度で脆化を起こす。Ag 添加鋼は、Ag が溶融しても脆化を起こさない。

2)Pb と Bi の添加は、切り屑を小さく分断し切り屑処理性を向上させ、切削抵抗を低下させる。

3)切り屑処理性及び切削抵抗に及ぼす Ag の効果は、S と同程度である。Te 添加は、一般に切削抵抗を低下させるが、切り屑処理性は向上させない。

4)Pb と Bi は切り屑内部で溶融することが、切り屑組織観察及び切削温度解析より明らかとなった。しかし、切り屑内の温度は、PbTe と Ag の溶融点、及び MnTe-MnS の共晶点には達していない。

5)以上の結果より、Pb と Bi は切り屑内での溶融金属脆化により切り屑処理性を向上させると結論付けられる。一方、Te 及び Ag 添加では、溶融金属脆化を起こ

す温度に達せず、切り屑処理性をあまり向上させない。

6) 溶融金属脆化を利用して、切り屑処理性を向上させるとき、切削条件によって定められる最適な溶融点があるが、一般鋼を超硬工具あるいは高速度鋼工具で旋削する場合、溶融点が 550°C 以上であれば、効果はほとんど期待できない。

文 献

- 1) 中山一雄: 切削加工論-機械工学大系 No. 36 (1978), p. 207 [コロナ社]
- 2) W. KLUFT, W. KONIG, C. A. van LUTTERVELT, K. NAKAYAMA and A. J. PEKELHARIG: *Annals CIRP*, **28** (1979), p. 441
- 3) 古沢貞良: 第 96・97 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1984), p. 23
- 4) E. MIYOSHI, M. TAKETA, N. KAMIKI, E. TAMURA and T. KATO: *The Sumitomo Search* (1970) 5, p. 110
- 5) D. J. NAYLOR, D. T. LLEWELLYN and D. M. KEANE: *Met. Technol.*, **3** (1976), p. 254
- 6) 山本俊郎, 熊谷憲一: 鉄と鋼, **26** (1976), p. 72
- 7) 中山一雄, 新井 実: 精密機械, **44** (1978), p. 1129
- 8) K. G. LEWIS: *Iron and Steel* (1958) April, p. 133
- 9) 木村篤良: 第 96・97 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1984), p. 129
- 10) 荒木 透, 山本重男: 日本機械学会誌, **76** (1973), p. 1550
- 11) D. BHATTACHARYA: 22nd Mechanical Working & Steel Processing Conf. (1980) [ISS-AIME]
- 12) H. YAGUCHI: *Mater. Sci. Technol.*, **5** (1989), p. 255
- 13) Von H. ZOLLER, G. ENZLER and J. C. FORNEROD: *Funfte Int. Leichtmetalltagung* (1968), p. 283
- 14) F. W. BOULGER: *Annals CIRP*, **17** (1969), p. 341
- 15) M. C. ROTH, G. C. WEATHERLY and W. A. MILLER: *Can. Met. Quarterly*, **18** (1979), p. 341
- 16) M. C. SHAW: *Metal Cutting Principles* (1984) [Clarendon Press, Oxford]
- 17) A. O. TAY, M. G. STEVENSON and G. de Vahl DAVIS: *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, **188** (1974), p. 627
- 18) P. K. WRIGHT and J. L. ROBINSON: *Met. Technol.*, **4** (1977), p. 240
- 19) H. YAGUCHI and N. ONODERA: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **28** (1988), p. 1051
- 20) T. MALMBERG, G. RUNNSJO and B. ARONSSON: *Scand. J. Metall.*, **3** (1974), p. 169
- 21) D. BHATTACHARYA: *Embrittlement by Liquid and Solid Metals* (1984), p. 367 [TMS-AIME]
- 22) M. G. NICHOLAS: *Embrittlement by Liquid and Solid Metals* (1984), p. 27 [TMS-AIME]
- 23) G. BARROW: *Annals CIRP*, **22** (1973), p. 203
- 24) G. S. REICHENBACH: *Trans. ASME*, **80** (1958), p. 525
- 25) S. YAMAMOTO, T. ARAKI and M. KANAO: *Trans. Nat. Res. Inst. Metals*, **24** (1982), p. 183