鋸歯型切りくずの生成機構に関する研究 (第3報)*

—被削材の変形・破壊特性による考察—

上 田 昇** 松 尾 哲 夫**

A Study of Saw-toothed Chip Formation
(3rd Report)—Deformation and Fracture Properties of
Work Material—

Noboru UEDA and Tetsuo MATSUO

In order to explain the mechanism of saw-toothed chip formation in metal cutting, it is necessary to know the deformation and fracture property of work material. In this study, the dynamic torsion test was carried out under the condition corresponding to that in the cutting experiment about the temperature rise at deformation zone. The 0.2%C steel, the 304 steel and titanium were tested at various temperature. Further, the conditions of saw-toothed chip formation were also discussed theoretically. The results obtained are as follows: (1) From the result at room temperature, the frac-

ture strain γ_f for the 0.2%C steel and titanium were obtained as $\gamma_f = 2.0 + 0.004\sigma$ and $\gamma_f = 1.2 + 0.001\sigma$, respectively, where σ is normal stress (MPa) acting on the shear plane. The mechanism of saw-toothed chip formation under the same cutting condition can be explained as the ductile fracture caused by over strain. (2) In high speed torsion tests at high temperature for the 0.2%C steel and at room temperature for the 304 steel, an unstable flow was occurred. Therefore, the mechanism of saw-toothed chip under the same condition can be explained as an unstable flow caused by thermal softening.

Key words: metal cutting, saw-toothed chip, deformation property, fracture property, dynamic torsion test, fracture strain, unstable flow, thermal softening.

1. 緒 言

前報¹⁾では被削材温度を変えて行った切削試験の結果から鋸歯型切りくずの生成機構として次の二つの機構を提案した。第1の機構は過大ひずみによる延性破壊機構で、この機構は被削材温度が室温から約400°Cまでの炭素鋼切削時の鋸歯型切りくず生成に対応している。第2の機構は熱軟化による急激な集中変形の結果延性破壊に至る機構で、これは被削材温度が500°C以上の炭素鋼、および200°C以下のSUS304の鋸歯型切りくず生成に当てはまる。これらの機構の考察を行うために前報では静的ねじり試験を行った。しかし、静的ねじり試験のみでは、変形熱による変形部の温度上昇が起こらないという点でこれらの機構の説明には不十分である。特に第2の機構の説明に対して不十分であったと言える。

そこで、本報ではこれらの機構について理論的に検討し、またこれを実証するために行った動的ねじり試験の結果について報告する。更に、先の切削試験の結果¹⁾と今回のねじり試験の結果とを比較し、先に提案した鋸歯型切りくずの生成機構の妥当性について述べる。

2. 鋸歯型切りくず生成条件の定式化

ここでは材料の変形・破壊に関する考察から鋸歯型切りくず生成条件の定式化を試みる。

金属材料の破壊ひずみは一般に、応力の静水圧成分 σ (せん断変形の場合はせん断面垂直応力)、変形域温度 T およびひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の関数として表せる。更にひずみ速度が破壊機構に本質的な変化 (例えば延性-ぜい性遷移) を起こさせない範囲では、ひずみ速度は近似的に破壊ひずみの大きさに影響しないと考えられる。以上のことからせん断破壊ひずみ γ_f は σ および T の関数として近似的に式(1)で表せる。

$$\gamma_f = \gamma_{f0}(T) + C(T) \times \sigma \quad (1)$$

式(1)において σ は圧縮応力を正とする。 $\gamma_{f0}(T)$ および $C(T)$ は通常温度に依存する。ここで、切削時に切りくずが受けるひずみが式(1)で決まる材料固有の γ_f に達するとき切りくず破断が起こる。このとき、破面の温度上昇や破面に働く垂直力のため破面の一部で破面の再結合が生じると、切りくずは鋸歯型になる。この機構を機構Iとする。

次に変形熱による急激な集中変形が始まるひずみ γ_c を求める。せん断応力 τ は、ひずみ γ 、ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ および温度 T の関数として式(2)で表せ、微小ひずみ増分に対する応力増分は式(3)で表せる。

* 原稿受付 昭和56年3月12日。昭和55年度精機学会大分地方講演会(昭和55年11月25日)にて発表。

** 正 会 員 熊本大学工学部(熊本市黒髪2-39-1)

$$\tau = \tau(\gamma, \dot{\gamma}, T) \quad (2)$$

$$\Delta\tau/\Delta\gamma = (\partial\tau/\partial\gamma) + (\partial\tau/\partial T) \times (\Delta T/\Delta\gamma) + (\partial\tau/\partial\dot{\gamma}) \times (\Delta\dot{\gamma}/\Delta\gamma) \quad (3)$$

ここで式(3)がゼロ以下になるときに集中変形が起こり得る。式(2)としてアレウス型の構成式

$$\tau = A\gamma^n \dot{\gamma}^m \exp(B/T) \quad (4)$$

を仮定すると、式(3)は式(5)~(8)の計算により式(9)になる。

$$\partial\tau/\partial\gamma = An\gamma^{n-1}\dot{\gamma}^m \exp(B/T) = n\tau/\gamma \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \partial\tau/\partial T &= A\gamma^n \dot{\gamma}^m B(-1)T^{-2} \exp(B/T) \\ &= -B\tau/T^2 \end{aligned} \quad (6)$$

$$\Delta T/\Delta\gamma = \gamma \dot{\gamma} \Delta t / \rho c \Delta\gamma = r\tau/\rho c \quad (7)$$

$$\partial\tau/\partial\dot{\gamma} = A\gamma^n m \dot{\gamma}^{m-1} \exp(B/T) = m\tau/\dot{\gamma} \quad (8)$$

A, n, m および B は式(4)の近似が成立する $\gamma, \dot{\gamma}$ および T の変化範囲で定数になる。ただし、式(7)において Δt は微小時間、 ρ は材料の密度、 c は比熱、そして r は断熱変形で1になり、それ以外では1以下の値になる。式(5)~(8)を式(3)に代入して整理すると式(9)が得られる。更に、集中変形開始まで定ひずみ速度で変形が行われていると仮定すると式(9)の第3項は消えて式(10)が得られる。

$$\Delta\tau/\Delta\gamma = \{(n/\gamma) - (rB\tau/T^2\rho c) + (m\Delta\dot{\gamma}/\dot{\gamma}\Delta\gamma)\}\tau \quad (9)$$

$$= \{(n/\gamma) - (rB\tau/T^2\rho c)\}\tau \quad (10)$$

ここで式(10)がゼロになるときのひずみが γ_i である。切削時の切りくずのひずみが γ_i に達し急激な集中変形およびその結果延性破壊が生じ、かつ既述のように破面の再結合が起こるとき切りくずは鋸歯型となる。この機構を機構IIとする。式(10)から機構IIによる鋸歯型切りくずは次の条件を満たすときに生成しやすいことが分かる。すなわち変形が断熱に近い状態で行われ、被削材のひずみ硬化指数や熱容量 ρc が小さく、かつ熱軟化の程度 B や変形強度 τ が大きい場合に鋸歯型切りくずが発生しやすい。それ故、ねじり試験において変形の断熱性が満足されるように条件を選んで実験を行うと急激な集中変形の発生が予想される。なお式(9)および式(10)の考え方は基本的に Recht²⁾、Lemaire ら³⁾ および Culver⁴⁾ と同じである。

3. 実験方法

ねじり試験は旋盤を利用し、8~400 rpm の高速ねじりを行った。実験装置は文献⁴⁾と同じものである。その説明は省略する。試験中、試験片の加熱は電気炉により行い、試験片初期温度 T_0 を室温(約25°C)から600°Cまで変化させた。試験片はS20C、SUS304および純チタン(KS50)を用い、試験片の形状ならびに寸法は図1に示す。試験片ひずみは、ゲージ部外周の軸方向に入れ

Fig.1 Torsion test specimen

Fig.2 Ratio of the heat devoting to temperature rise of shear zone to the total heat with thermal number in torsional impact test and revolution corresponding to thermal number

たケガキ線の破断後の変形から、また変形中のトルク変化を測定した。幾つかの実験ではゲージ部外周の軸方向の3か所に等間隔にコンスタンタン線(0.3 mm 直径)をスポット溶接し変形中の試験片の温度上昇を測定した。なお実験はねじり坐屈を防ぐために中空部に芯を入れて行い、更に垂直応力作用下での実験では半径方向の変形を抑えるためにゲージ部外周をジグで拘束した。

4. 実験結果および考察

ねじり試験時の変形の断熱性を理論的に検討したのが図2である。ここでは一様熱源一次元熱伝導問題の Carslaw と Jaeger の解⁵⁾に基づき Thermal number L^2/Kt ($2L$: ゲージ長, K : 熱拡散率, t : 破断までの変形時間)を横軸に、一方縦軸には計算で求めた断熱性を表す全発熱量 q に対する変形部の温度上昇に寄与する熱量 q_r の比 q_r/q を示している。また、横軸には図中の Thermal number に対応する回転数(ねじり試験の各回転数での破断までの時間, K , およびゲージ長を L^2/Kt に代入)を示している。いずれの場合も本ねじり試験の条件で q_r/q が0.9以上と変形の断熱性が十分満足され得ることは明らかである。一方、図3は切削時のせん断領域の変形の断熱性を表している。本図は Loewen ら⁶⁾のせ

Fig. 3 Ratio of the heat devoting to temperature rise of shear zone to the total heat with $Vd/K\gamma$ in cutting test and cutting speed corresponding to $Vd/K\gamma$

ん断面温度の解析に基づき $Vd/K\gamma$ (V : 切削速度, d : 切込み, γ : 切りくずひずみ) 対 q_r/q の関係を示す。更に横軸には常温切削時の $Vd/K\gamma$ に対応する切削速度 ($d=0.1$ mm, すくい角 6° の切削実験の各切削速度の切りくずひずみ, K , V および d を $Vd/K\gamma$ に代入) を示している。図2と図3を比較すると変形時の断熱性に関して本実験条件のねじり試験がよく切削実験に対応していることが分かる。

4.1 ひずみ速度の影響

変形が十分断熱的と見なせる室温下、回転数 200 rpm でのトルク対時間および温度対時間曲線を示す(図4)。図中の数字は変形部の互いに異なる温度測定場所を示す。図から S20C では、広い変形域2および3で様に温度が上昇しているのに対し、SUS304 ではトルク低下開始とともに集中変形域に対応した1の温度が急上昇していることが分かる。

図5および図6は室温下の平均ひずみ速度に対する試験片破断後の平均せん断ひずみ γ_{mean} (一樣変形域のひずみ) と最大せん断ひずみ γ_{max} (集中変形域あるいは破断面近傍のひずみ)、および最大せん断応力 τ_{max} の関係を示している。S20C の γ_{mean} は $\dot{\gamma}=5 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ 付近で一度大きくなるが、全体としてひずみ速度にかかわらず γ_{mean} は2とほぼ一定である。この γ_{mean} が一度大きくなる現象はマクロな破断進行速度と回転速度との相互作用の結果と推測されるが、現時点ではこの機構についての断定は出来ない。 $5 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ 以上のひずみ速度で γ_{max} が認められるが、 γ_{mean} がひずみ速度に依存しないことからこの現象は熱による集中変形ではないと思われる。また、 γ_{max} が認められるがゲージ部ひずみが

Fig. 4 Torque-time and temperature-time curves

全体的に γ_{mean} に達したときに急速な破壊が始まることから、本研究では、S20C の式(1)の γ_f として γ_{mean} を採用するのが妥当と考えられる。これに対し SUS304 ではひずみ速度が 1 s^{-1} 以上で γ_{mean} は3から急速に減少し 15 s^{-1} 以上ではほぼ1の値を示す(図6)。すなわち、S20C では変形が十分断熱的であっても様な変形を示すのに対し、SUS304 では変形が断熱的になるに伴い熱軟化による集中変形が始まることが分かる。SUS304 の 1 s^{-1} 以上の γ_{mean} が式(10)の γ_i に対応している。更に、

Fig. 5 Influence of strain rate on shear strain and maximum shear stress

Fig. 6 Influence of strain rate on shear strain and maximum shear stress

Fig. 7 Influence of initial temperature of specimen on shear strain and maximum shear stress

$\dot{\gamma}$ に対する $\tau_{\max}$ の変化も、S20Cでは $\dot{\gamma}$ にかかわらずほぼ一定であるのに対し、SUS304では $\dot{\gamma}=1\text{ s}^{-1}$ 付近から漸減する。すなわち、SUS304では熱軟化効果がひずみ速度効果による強度上昇を上回っていると言える。

4.2 試験片初期温度の影響

図7はS20Cについての低速および高速ねじり試験から得た試験片初期温度 T_0 に対する γ_{mean} 、 γ_{max} および $\tau_{\max}$ の変化を示す。破断ひずみの点からS20Cは顕著な青熱ぜい性を示し、 γ_{mean} と γ_{max} はともに低速で200~400°C、高速で400~600°Cの範囲で減少する。一方、 $\tau_{\max}$ は低速の室温から200°Cにかけてやや低下するが、全般的に T_0 に対し余り変化しない。ただし、高速で500°C以上、また低速で400°C以上で $\tau_{\max}$ は比較的大きく低下する。

以上のようにS20Cのねじり試験では顕著な青熱ぜい性による γ_{mean} の低下が認められる。しかし切削実験において、すくい角6°、切削速度1.0~8.3 m/sの範囲では T_0 が400°Cでも4~5の大きなひずみまで切りくずは破断せず連続していることからこの条件では青熱ぜい性が現れない。 T_0 が600°C、すくい角6°で変形熱による急激な集中変形が起こらないと思われる $V=1\text{ m/s}$ の切削実験において切りくずはひずみ3程度まで連続であり青熱ぜい性は現れない。

以上の事実より、S20Cにおいて、高温・高ひずみ速度では青熱ぜい性は現れ難くなるが、熱による集中変形が起こるために γ_{mean} が低下すると断定できる。なおS20Cの高温・高速変形で変形熱による集中変形が起こりやすいのは、式(10)から次のように説明できる。すなわち高温ではS20Cの熱拡散率が小さいこと、 n が非常に小さくなること、および B が割合大きくなることなどのため式(10)がゼロ以下になりやすい。

Fig. 8 Influence of initial temperature of specimen on shear strain and maximum shear stress

次にSUS304における γ_{mean} 、 γ_{max} および $\tau_{\max}$ の T_0 による変化を図8に示す。回転数が200 rpmにおいて T_0 が200°Cあたりで γ_{mean} は急激に増大し同時に γ_{mean} と γ_{max} の差も縮まる。 T_0 が600°C付近で再び γ_{mean} と γ_{max} の差が開くが、SUS304では200°C以上の高温下では集中変形を起こし難いことが分かる。また $\tau_{\max}$ も γ_{mean} の変化に対応して室温から200°Cにかけて急激に低下する。SUS304の集中変形発生の主因は図8と式(10)から $T_0=20\sim 200^\circ\text{C}$ の範囲における強度の急激な低下にあるものと思われる。それ故、強度の温度依存性の小さい $T_0=200\sim 600^\circ\text{C}$ の範囲では変形の断熱性が満たされているにもかかわらず集中変形は非常に発生し難い。

図9はチタンのねじり試験結果であるが、 T_0 にかかわらず γ_{mean} は高速および低速の場合ともS20CやSUS304に比べ小さい1~1.3の値となることが特徴的である。一方、 $\tau_{\max}$ は高速、低速とも温度上昇に伴い比較的大きく低下する。

4.3 垂直応力の影響

4.2節でも述べたように変形熱による急激な集中変形はせん断面に働く垂直応力によっては抑止し得ない。このことをSUS304について示したのが図10である。図は室温下でのねじり試験で γ_{mean} に及ぼす垂直応力の影響を両鋼で比較したものである。室温下の全ひずみ速度範囲で集中変形を起こさないS20Cでは垂直応力による顕著な γ_{mean} の増大が認められる。それに対し、SUS304では集中変形の激しくなる 10 s^{-1} 以上で垂直応力による γ_{mean} の増大は全く見られない。また前節で見られたように高温・高速で生じる集中変形も垂直応力によ

Fig. 9 Influence of initial temperature of specimen on shear strain and maximum shear stress

って止められない。図 11 に 600°C, 400 rpm での S 20 C に対するトルク対時間曲線を示す。垂直応力の影響により図 11 の上図が下図のように変化し、集中変形の進行が緩やかになるが、トルク低下開始時間すなわち集中変形開始時間はほとんど変わらない。

4.4 ねじり試験と切削試験結果の比較

ねじり試験結果において、変形熱による急激な集中変形が、S 20 C では 500°C 以上の高温で、また SUS 304 では約 200°C 以下の温度で顕著に現れることが明らかに

Fig. 10 Influence of normal stress (compression) on relationships between mean shear strain and strain rate

なった。一方、切削実験において、S 20 C の鋸歯型切りくず生成域は 500°C 以上の被削材温度で急速に広がるのに対し、SUS 304 では 200°C 以上の被削材温度では鋸歯型切りくずは非常に発生し難くなる。以上のように両鋼のねじり試験での集中変形発生温度域と集中変形による鋸歯型切りくず生成温度域とが非常によく対応していることが分かった。

次に切削時のせん断面平均せん断応力 τ_s と被削材温度との関係を S 20 C とチタンについて図 12 と図 13 に示す (SUS 304 については文献 1) 参照)。ここで α はすくい角、また d は切込みみである。これらの結果と図 7~9 のねじり試験結果とを比較すると、 τ_{max} に比べ切削時

Fig. 11 Influence of normal stress on torque-time curves

Fig. 12 Influence of work temperature on relationships between mean shear stress and cutting speed

Fig. 13 Influence of work temperature α on relationships between mean shear stress and cutting speed

の τ_s が全体的に150 MPa程度大きい、 T_0 に対するせん断応力変化の傾向はねじり試験と切削実験で非常によく一致を示す。なお τ_s が $\tau_{\max}$ より高い理由としてひずみ速度の違いと工具刃先に働く圧壊力が挙げられる。

更に、ねじり試験結果に式(1)および式(10)を適用して、S20Cとチタンの室温下での r_f 、およびSUS304室温下での集中変形開始ひずみ r_i の概算を試みる。図5からS20Cの r_f を r_{mean} で近似し、かつ文献7)に基づき式(1)は式(11)となる。またチタンでは式(12)となる。

$$r_f = 2.0 + 0.004\sigma \quad (11)$$

$$r_f = 1.2 + 0.001\sigma \quad (12)$$

ここで、切削時のせん断面にはほぼ静水応力が働き、ねじり試験での垂直応力場と応力状態が異なるが、破断ひずみに及ぼす効果は破面の垂直応力が最大であることが予想され、かつ実験的にも式(11)の勾配0.004が文献8)（静水圧、試験片S15C）の勾配0.005とかなり良好な一致を示していることから、式(11)、(12)が切削に対しても適用可能と考える。そこで、式(11)、(12)に切削時の σ を代入して r_f を求めると、S20Cの $\alpha = -30^\circ$ ($\sigma \approx 1000$ MPa)で r_f は6.0、チタンの $\alpha = 6^\circ$ ($\sigma \approx 800$ MPa)で r_f は2.0となる。一方、切削時に切りくずが鋸歯型になる場合の切りくず最大ひずみは、S20Cで6~8、チタンで2.0~2.3となり、ねじり試験結果から求めた r_f がこれらのひずみに対する良好な推定値になっていることが分かる。すなわち、この場合の鋸歯型切りくず生成機構が機構Iによって説明できる。

次にSUS304について、 $r=1$ 、 $n=0.35$ 、 $B=450$ K、 $\tau=610$ MPaとし、実験を基にして変形域温度 T を $T=140r+300$ (K)で近似すると、式(10)をゼロにするひずみ r_i は0.95となる。この値はねじり試験結果（図6）の $r_{\text{mean}} \approx 1.0$ とよく一致し、更にSUS304切削時に鋸歯型切りくずとなる場合の切りくず平均ひずみ1.0~1.5とも非常によく一致している。このことはSUS304の室温下での鋸歯型切りくず生成が機構IIによって説明が可能であることを示している。以上の結果からねじり試験において求まる r_f あるいは r_i が切削時の切りくずの平均せん断ひずみと最大せん断ひずみの間の値をとる場合に、機構Iあるいは機構IIによって切りくずは鋸歯型切りくずになると結論できる。

5. 結 言

鋸歯型切りくず生成機構を明らかにするために動的ね

じり試験を行った結果次の結論を得た。

- (1) 最高回転数400 rpm（ひずみ速度で約 100 s^{-1} ）のねじり試験により切削時の被削材の変形・破壊特性のシミュレーションが十分可能である。
- (2) ねじり試験の結果室温下のS20Cの破壊ひずみが $r_f = 2.0 + 0.004\sigma$ およびチタンの破壊ひずみは $r_f = 1.2 + 0.001\sigma$ （ただし σ はせん断面に働く垂直応力）として求められ、両材料における鋸歯型切りくず生成は過大ひずみによる延性破壊機構による。
- (3) 高速ねじり試験の結果、S20Cの500°C以上およびSUS304の室温から200°C以下においては熱軟化による急激な集中変形が発生し、これらと同じ条件下での鋸歯型切りくず生成が熱軟化による集中変形機構によると言える。また室温下の200 rpmでのSUS304の集中変形開始ひずみは0.95と求められ、ねじり試験結果および切削実験結果での集中変形開始ひずみの良好な推定値になっている。
- (4) 熱軟化による集中変形の発生はせん断面に働く垂直応力によっては抑止できない。
- (5) S20Cの青熱ぜい性は切削のような高ひずみ速度の変形状態では起こり難くなると推測できる。

終わりに実験に協力された元本学学生福迫惟光、山内克彦の両君に感謝する。

参 考 文 献

- 1) 上田 昇, 松尾哲夫, 安部知一郎: 鋸歯型切りくずの生成機構に関する研究（第2報）——被削材温度の影響, 精密機械, **45**, 5 (1979) 585.
- 2) R. F. Recht: Catastrophic Thermoplastic Shear, J. Appl. Mech., Trans. ASME, **31**, 2, (1964) 189.
- 3) J. C. Lemaire and W. A. Backofen: Adiabatic Instability in the Orthogonal Cutting of Steel, Met. Trans., **3**, 2, (1972) 477.
- 4) R. S. Culver: Thermal Instability Strain in Dynamic Plastic Deformation Metallurgical Effects at High Strain Rates, ASME Conf., Plenum, New York, N. Y., (1973) 513.
- 5) H. S. Carslaw and J. C. Jaeger: Conduction of Heat in Solids, Clarendon Press, Oxford, (1959) 80.
- 6) E. G. Loewen and M. C. Shaw: On the Analysis of Cutting-tool Temperatures, Trans. ASME, **76**, 2, (1954) 217.
- 7) 上田 昇, 松尾哲夫: ねじりにおける不安定変形開始について（切削時の切りくず破壊の基礎研究）, 日本機械学会講演論文集, No. 798-2 (1979) 31.
- 8) 大森正信, 吉永芳豊, 助川一弥, 丸山善昭: 高静水圧下における金属の変形能増加について, 材料, **20**, 215 (1971) 27.