くさび型工具によるアルミニウム板の 切断加工における破壊様式

畑中 伸夫*・山口 克彦**
高倉 章雄**・飯塚 高志**

Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol. 52, No. 3 (2002), pp. 108-114

Fracture mode in cutting of aluminum sheets by indentation of wedge shape punches

Nobuo HATANAKA*, Katsuhiko YAMAGUCHI**
Norio TAKAKURA** and Takasi IIZUKA**

Cutting of an aluminum sheet (A1100P-H12) by indentation of wedge shape punches is investigated as a process to achieve burr-free-cutting. Numerical simulations of the cutting process are done using a rigid plastic finite element code developed by the authors. The modified Cockcroft and Latham expression is used as a fracture criterion and is linked with the simulation. Stress and strain distributions at the deformation region of the sheet are calculated and compared with the fracture threshold. The effects of nose angle and radius of the wedge shape punch on the cut edge profile are discussed based on the calculated results. To confirm the results of the finite element simulations, cutting experiments are also carried out and the shape of the cut edge is observed using an optical or a scanning electron microscope. The experimental result shows that the shape of cut edge is divided into four modes depending on the wedge angle α and nose radius r of punch. When the punch of $r=0.1$ mm and $\alpha=30$ degree is used a sheet is separated by cutting, while when $\alpha=60$ and 90 degree ductile fracture occurs due to the secondary tensile force induced by the wedge indentation, and when $\alpha=120$ degree brittle fracture occurs due to the excessive work hardening during compression. When the nose radius of punch is increased from 0.1 mm to 0.5 mm, the deformation of sheet material between upper and lower punches becomes compression rather than cutting. Therefore, when punches of $r=0.5$ mm are used, the separated surface has a very thin flash. These experimental results can be explained well by the simulation results.

(Received July 27, 2001)

Keywords: cutting process, fracture mode, FEM simulation, aluminum sheet, wedge shape tool

1. 緒 言

板材のプレスせん断加工によって得られる切口面は、一般に、だれ、せん断面、破断面およびかえりから構成されている。せん断加工においては、せん断面が広く、だれ、破断面、かえりが少ないことが望まれる。特にかえりは鋭く尖っており、作業者や他の製品を傷つけたり、使用中の脱落によって機器の損傷を招いたりする原因となる。そこで、このようなかえりの発生を防ぐために、上下抜き法¹⁾、対向ダイスせん断法²⁾、ばり片寄せ打抜き法³⁾など多くの研究・開発が行われてきた。また、スリッティング加工については、ロールスリッティング法⁴⁾、カウンタカット法⁵⁾、平押し法⁶⁾などが提案されている。

かえりが発生しない切断方法として、以上のほか、くさび型工具の押込みによる切断がある。くさび型工具を用いた切断では、上下の刃先からほぼ同時にき裂が発生・進展して会

合することから、かえりなし切断が実現される。この種の切断法はおおむね次の三つに大別される。一つ目は、V字形のくさび型工具を上下から板材に押込むことによって切断する方法^{7),8)}である。この研究においては、すべり線場法による解析と、加工硬化させた純銅板を使った実験が行われている。二つ目は、下敷の上に材料を置き、上から片刃状の工具を押込むことによって切断を行う方法^{9)~11)}である。この方法は従来、紙、布、皮革の切断に用いられてきた方法であるが、プラスチックに適用するために下敷にみぞを付け、みぞの中に柔軟体を埋めることも試みられている。三つ目は、この改良型と通常のパンチとダイスによるせん断加工の中間的といえる方法で、ダイスやパンチの刃先を鋭角にして切断する方法^{12)~14)}である。

本研究では、くさび型工具の押込みによるアルミニウム板の切断実験および剛塑性有限要素法によるシミュレーションを行い、工具刃先の角度や刃先円弧半径が切断荷重や切断部

* 京都工芸繊維大学大学院 (〒606-8585 京都市左京区松ヶ崎御所海道町)。Graduate School, Kyoto Institute of Technology (Matsugasaki, Sakyo-ku, Kyoto-shi, Kyoto 606-8585).

** 京都工芸繊維大学工学部 (京都市)。Kyoto Institute of Technology (Kyoto-shi, Kyoto).

Table 1 Mechanical properties of material (A1100P-H12)

F -value (MPa)	90
Work hardening exponent, n	0.07
r -value	0.72
Ultimate tensile strength (MPa)	82.2
Fracture strain, ε_f	0.05

Table 2 Nose angle and radius of wedge-shape punches

Nose angle, α (deg)	30	60	90	120
Nose radius, r (mm)	0.1	0.1	0.5	0.1

Fig. 1 Schematic of cutting device by indentation of wedge-shape punches.

の応力状態，材料流動にどのような影響を及ぼすかを検討した。また，延性破壊条件式^{15)~18)}を導入して刃先先端部におけるき裂の発生をシミュレートし，切断面の形態が工具の刃先形状によってどのように変化するかを明らかにした。

2. 実験およびシミュレーションの方法

2.1 実験方法

実験に使用した材料は，板厚 3 mm の市販のアルミニウム板 (A1100P-H12) である。使用した材料の機械的性質を **Table 1** に示す。試験片は幅 8 mm，長さ 80 mm の矩形状であり，**Fig. 1** に示すように材料の圧延方向 (R.D.) が試験片の幅方向に一致するように切出した。また，くさび型工具の押込みに伴う材料流動を観察するために，試験片の中央部側面にピッチ 0.1 mm の格子線を描いた。そして，格子が描かれた面を内側にして 2 枚の試験片を突合せ，締付け金具で固定した後に切断実験を行った。切断は板材を上下から工具によってはさみ込むことにより実施した。実験に使用した工具の刃先形状を **Table 2** に示す。

実験では刃先頂角 α ，刃先円弧半径 r および潤滑状態を変化させ，切断荷重と工具押込み率の関係を求めた。また，切断途中で押込みを停止し，押込み率が約 20% ずつ異なる試料を作製して格子の変形を観察した。さらに，光学顕微鏡およ

Fig. 2 Initial meshes and boundary conditions.

び走査型電子顕微鏡を使用して切断後の切口面の観察を行った。

2.2 シミュレーションの方法

切断加工のシミュレーションには，著者らが開発した剛塑性有限要素プログラム¹⁹⁾を使用した。また，**Fig. 2** に示すように変形の対称性から第一象限のみを解析の対象とした。要素分割は，応力やひずみが急激に変化すると考えられる工具刃先近傍の要素が最も細くなるようにした。工具刃先周辺には，実験と同様に 0.1 mm 間隔の小さい格子を設定した。その結果，初期要素分割において最小要素の辺の長さは約 0.05 mm，節点数 1161，要素数 1086 となった。

シミュレーションにおける工具の押込み速度は 1 ステップ当たり 0.005 mm とした。工具に順次接触する節点については，1 ステップごとに工具との接触を確認し，境界条件を変化させた。工具と材料間の摩擦はクーロン摩擦を仮定した。工具の押込みに伴い刃先近傍の要素が大きく変形するため，30 ステップごとに計算を停止してリメッシュを行った。

シミュレーションにおいては，試験片の板幅方向の変形がない平面ひずみ変形を仮定した。また，材料は等方均質な剛塑性体とし，材料の加工硬化特性を次式で近似した。

$$\bar{\sigma} = F(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^n \quad (1)$$

ここで， $\bar{\sigma}$ ：相当応力， ε_0 ：初期ひずみ (= 0.15)， $\bar{\varepsilon}$ ：相当塑性ひずみ， F ：塑性係数， n ：加工硬化指数である。 F と n の値は，**Table 1** に示す引張試験の結果を使用した。

工具の押込みに伴ってき裂や破壊が発生するが，これをシミュレーションによって検出するためには，き裂の発生規準あるいは破壊規準¹⁵⁾を導入する必要がある。本研究においては，Cockcroft と Latham によって提案¹⁶⁾され，Jeong らによって修正¹⁷⁾された次の破壊条件式を用いた。

$$C = \int_0^{\bar{\varepsilon}} \frac{\sigma_{\max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \quad (2)$$

ここで， C ：破壊基準， $\bar{\varepsilon}$ ：破壊ひずみ， $d\bar{\varepsilon}$ ：相当ひずみ増分， $\sigma_{\max}$ ：最大主応力， $\bar{\sigma}$ ：相当応力である。この式は，右辺の積分値が材料に固有な値 C に達すると破壊が生じることを表している。

本論文では，式(2)を以下のように変形して使用した。

$$I_c = \frac{1}{C} \int_0^{\bar{\varepsilon}} \frac{\sigma_{\max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \quad (3)$$

I_c は任意のひずみ $\bar{\varepsilon}$ までの積分値であり，これを破壊係数 (Fracture value) と呼ぶことにする。ある要素において，破壊係数が 1 に達するとその要素は破壊¹⁸⁾すると仮定した。な

Fig. 3 Effect of lubrication on cutting force ($\alpha=60^\circ$, $r=0.1$ mm).

Fig. 5 Effect of wedge nose radius r on cutting force ($\alpha=60^\circ$, no-lubrication).

Fig. 4 Effect of wedge angle α on cutting force ($r=0.1$ mm, no-lubrication).

お、破壊基準 C の値をきめるために、刃先頂角 $\alpha=60^\circ$ 、刃先円弧半径 $r=0.1$ mm のくさび型工具を用い、押込み率を $s/t_0=0.5, 0.6, 0.7, 0.8$ の4段階に変化させて切断実験を行った。実験では各押込み率に対して2本ずつ試験片を準備し、所定の押込み率まで押込んだ後、き裂発生の有無を顕微鏡で観察した。その結果、押込み率 $s/t_0=0.5$ の場合にはき裂はまったく認められなかったが、 $s/t_0=0.6$ の場合には2本のうち1本に、また $s/t_0=0.7, 0.8$ の場合には2本ともにき裂の発生が確認された。これらの実験結果から、き裂は押込み率 $s/t_0=0.7$ で生じるものと近似した。そして、これと同じ押込み率 $s/t_0=0.7$ のシミュレーション結果から $C=4.25$ と決定した。

3. 切断荷重に及ぼす加工条件の影響

3.1 摩擦の影響

切断荷重-ストローク線図の実験結果とシミュレーション結果の比較を Fig. 3 に示す。刃先頂角 $\alpha=60^\circ$ 、刃先円弧半径 $r=0.1$ mm の場合である。横軸は工具のストローク s を試験片の初期板厚 t_0 で除して無次元化した押込み率 s/t_0 、縦軸は切断荷重を板幅で除した単位板幅当たりの荷重で表している。

本実験において、潤滑とは試験片表面にワセリンを塗布した状態、無潤滑とは試験片および工具をアルコール槽内で超音波洗浄した状態を言う。実験結果の潤滑・無潤滑を比較すると、潤滑した場合には荷重がわずかに低くなっているが潤

滑の効果はほとんど現れていない。この原因は、押込みの初期に工具刃先と材料間に塗布されていた潤滑剤がそぎとられ、材料と工具が直接接触する無潤滑の状態になったためと考えられる。この結果から、安定した実験結果を得るために以後の実験はすべて無潤滑状態で実施した。一方、シミュレーション結果と比較すると、 $\mu=0.2$ の結果と無潤滑の実験結果がよい一致を示している。そこで、以下のシミュレーションでは $\mu=0.2$ を用いることにした。

3.2 刃先頂角の影響

Fig. 4 は、工具の刃先頂角 α が切断荷重に及ぼす影響を示している。実験およびシミュレーションいずれの場合にも、 α が大きいほど最大荷重は大きく、また最大切断荷重時の工具押込み率 s/t_0 も大きくなる。 $\alpha=30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ の場合、切断荷重は押込み初期に急激に増加するがその後は増加率が低下し、押込み率 $s/t_0=0.60\sim0.70$ において最大値をとった後、徐々に減少して破断に至る。ただし、 $\alpha=30^\circ$ の場合には、途中で破断を生じることはなく、押込みが板厚まで進行して静的に分離した。 $\alpha=60^\circ$ および 90° の場合には、それぞれ $s/t_0=0.93, 0.9$ において衝撃音を伴って分離した。一方、 $\alpha=120^\circ$ の場合には、切断荷重は押込み率とともに直線的に増加し、 $s/t_0=0.85$ 付近で最大値を取った後、急激に減少し、 $s/t_0=0.98$ 付近において大きな衝撃音とともに試験片は刃先から飛び出すようにして左右に分離した。

3.3 刃先円弧半径の影響

Fig. 5 は、切断荷重に及ぼす刃先円弧半径 r の影響を示している。刃先頂角は $\alpha=60^\circ$ 、刃先円弧半径は $r=0.1$ mm と $r=0.5$ mm の場合の結果である。 $r=0.5$ mm の場合、押込み初期に荷重が急激に増加する。最大荷重の大きさは $r=0.1$ mm の場合とあまり変わらないが、最大切断荷重時の押込み率は $r=0.5$ mm のほうが小さくなっている。そして、最大荷重点以後、荷重の減少は $r=0.5$ mm のほうが速い。しかし、 $r=0.5$ mm の場合には、切断途中で破壊することなく、押込みが板厚に達して静的に分離した。

Fig. 6 は、押込み率 $s/t_0=0.2$ における相当ひずみの分布を示している。刃先円弧半径 r にかかわらず、刃先には大きなひずみが発生している。 $r=0.1$ mm の場合には、ひずみは刃先近傍に集中しているが、 $r=0.5$ mm の場合には板厚全体に広く分布している。 $r=0.5$ mm の場合、 $r=0.1$ mm の場合よりも荷重が初期に急増するのは、工具が押しのけなければな

Fig. 6 Effect of wedge nose radius r on equivalent strain distribution ($\alpha = 60^\circ$, $s/t_0 = 0.2$).

らない材料の体積が多く、広い範囲にひずみが生じるためである。また、早く最大荷重に達するのは、板厚中心部までひずみの大きい領域が早く広がり、工具近傍の局所的な変形から試験片長手方向への変形が始まるためである。

4. 材料の変形挙動

4.1 押込みの進行に伴う材料の変形

Fig. 7 は、くさび型工具の押込みに伴う切断領域の格子の変形状態を示す。(a)は顕微鏡観察の結果、(b)はシミュレーションによって得られたメタルフローである。加工条件は刃先頂角 $\alpha = 90^\circ$ 、刃先円弧半径 $r = 0.1 \text{ mm}$ 、無潤滑である。押込み率が小さい $s/t_0 = 0.15$ の場合には、刃先近傍の格子は大きく変形しているものの、板厚中央部はほとんど変形していない。しかし、 $s/t_0 = 0.3$ においては、刃先近傍の格子が板厚方向に集中して変形するとともに、板厚中央部においては試験片長手方向に変形が始まっている。さらに、刃の側面に接している格子は摩擦の影響で流出が妨げられ、表面より少し内側に入った格子の方が大きく変位している。 $s/t_0 = 0.52$ においては、刃先近傍の試験片側面（観察面）にくびれが生じて平面が保たれなくなったため、顕微鏡による観察では明瞭な格子の変形は読みとれなかった。一方、シミュレーションによれば刃先近傍における板厚方向への変形がいっそう局所的に集中するとともに、変形域が大きく広がっている。 $s/t_0 = 0.76$ では、刃先直下の板厚方向の変形がさらに局所的に集中し、刃の側面に沿った格子が大きく変形している。板厚中央部における変形も大きくなっているが、上下刃先を結ぶ中心線よりも少し左右に離れた位置に最大の変形が生じている。

4.2 刃先形状による変形挙動の違い

Fig. 8 は、刃先形状による変形挙動の違いを示している。Fig. 7 と同様、(a)は顕微鏡観察の結果、(b)はシミュレーションによるメタルフローを示す。押込み率はいずれも $s/t_0 = 0.3$ である。図から次のことがわかる。刃先頂角が $\alpha = 30^\circ$ 、 60° と小さい場合には、 y 軸方向の変形は表面部だけに集中している。一方、頂角が $\alpha = 120^\circ$ と大きい場合には、板厚中央部まで変形が比較的均一に分布している。刃の側面に沿った格子は、刃先頂角が小さい場合には、側面に沿って大きく変形しており流出が大きい。しかし、頂角が大きい場合には、変形が小さく材料の流出が少ない。板厚中央部における x 軸方向の変形は、刃先頂角が小さい場合にはほとんど生じないのに対して、刃先頂角が大きい場合には長手方向に大きく引張変形を受けるとともに変形領域が大きくなっている。

以上は、刃先円弧半径が $r = 0.1 \text{ mm}$ の場合であるが、 $r =$

Fig. 7 Material flow with indentation of punch ($\alpha = 90^\circ$, $r = 0.1 \text{ mm}$).

Fig. 8 Material flows for various punch shapes ($s/t_0 = 0.3$).

0.5 mm と大きくすると変形の様子が異なる。すなわち、図示 ($\alpha = 60^\circ$, $r = 0.5 \text{ mm}$ の場合) のように r が大きくなると刃先頂角が小さいにもかかわらず、刃先直下の格子の y 軸方向の変形は小さく、変形が中央部まで均一に進んでいる。ま

Fig. 9 Schematic illustration showing difference in fracture pattern due to punch angle and nose radius.

Fig. 10 Variation of cut edge profile with punch angle and nose radius.

た、板厚中央部における x 軸方向の変形は、刃先頂角が大きい場合と同様、長手方向に大きく引張変形を受けている。刃の側面に沿った格子についても頂角が大きい場合と同様、変形は小さく材料の流出が少ないことを示している。

5. 切断様式に関する考察

5.1 切断面の観察

本切断法では、押込み工具の刃先形状によって、切断様式および切断面の形状が異なる。Fig. 9 および Fig. 10 は、刃先頂角 α と刃先円弧半径 r によるこれらの違いを示したものである。刃先頂角が小さい $\alpha=30^\circ$ の場合には、押込みの早い段階から刃先に微小なき裂が発生した。しかし、き裂が大きく進展することなく、切断は刃先部における材料の繊維組織の切断を伴った切削的機構により最終分離まで進み、切

断面は Fig. 10(a) に示すように「のみの刃」状となった。 $\alpha=60^\circ$ および 90° の場合には、刃先における切削的切断は $s/t_0=0.7$ 以降に発生したが、この場合にもき裂が大きく進展することにはなかった。そして、二次的な引張変形により最終破断は板厚中央部における延性破壊であった。Fig. 10(b) および (c) に示すように破断面にはシャリーリップが観察された。また、Fig. 11(a) に示すように上下のシャリーリップの間には延性破壊の特徴であるディンプル模様が観察された。刃先頂角が大きい $\alpha=120^\circ$ の場合には、刃先における切削的切断はなく、圧縮変形によって大きな加工硬化を受けた板厚中央部がパンチの押込みに伴って生じる二次的な引張力によって脆性的に破壊した。破断面には Fig. 11(b) に示すように脆性破壊の特徴であるファセット模様が観察された。なお、刃先半径が大きい $r=0.5\text{mm}$ の場合には Fig. 10(e) に示すように、切断途中で破壊が生じることはなく、工具が板厚まで押込まれて静的に分離した。切断後の形状は「のみの刃」状となった。

5.2 切断様式と破壊規準

上述のように、刃先形状の違いによって切断様式が異なる理由を検討するために、修正 Cockcroft and Latham の破壊条件式¹⁷⁾をシミュレーションに導入し、各種刃先条件における破壊係数 (式(3)の I_c) の分布を計算してみた。Fig. 12 は、刃先頂角 $\alpha=30^\circ$ 、刃先円弧半径 $r=0.1\text{mm}$ の場合であり、破壊係数 I_c が刃先部から板厚中央部までどのように変化するかを、押込みの各段階について計算した例である。破壊係数 I_c が 1 よりも大きい要素では破壊が生じていることを示す。押込み率 $s/t_0=0.10$ で刃先直下に破壊係数が 1 より大きい領域がすでに生じている。しかし、その範囲は狭い。その後、押込みが増加しても、破壊係数が破壊基準を超える領域は刃先近傍に限定され大きく広がることはない。 $s/t_0=0.9$ に達しても、刃先の破壊係数は 1 を越えているものの、板厚中央部では破壊基準よりも小さい。これは、切断実験において刃先近傍に微小き裂が発生しても大きく進展することなく、切削的機構によって切断が進行したことに対応している。

Fig. 13 は、 $\alpha=60^\circ$ の場合である。この場合には $s/t_0=0.5$ まで、刃先の破壊係数が破壊基準より大きくなることはなかった。 $s/t_0=0.5$ 以降、刃先近傍の破壊係数は破壊基準より大

(a) $\alpha = 90^\circ$, $r = 0.1$ mm (b) $\alpha = 120^\circ$, $r = 0.1$ mm

Fig. 11 SEM observation of fracture surface for different punch nose angle.

Fig. 12 Variation of fracture value with indentation of punch.

きくなるが、この場合にもその領域は狭く、大きく拡大することはない。しかし、 $s/t_0 = 0.9$ になると、板厚中央部における破壊係数が急増し破壊基準よりも大きくなった。これは、実験において $s/t_0 = 0.7$ 以降、刃先に微小き裂が発生するものの大きく進展することはない、最終破壊が板厚中央部における引張変形による延性破壊によって生じたことに対応する。 $\alpha = 90^\circ$ の場合にもほぼ同様な結果となった。

Fig. 14は、 $\alpha = 120^\circ$ の場合である。この場合には、破壊係数が刃先付近で少し大きくなるものの、全体としては平坦であり、その値は小さい。しかし、 $s/t_0 = 0.9$ より少し押し込みが進むと、全域がほぼ一斉に破壊基準値に達する。これは、実験において、微小き裂は発生せず、大きな塑性変形のあとに脆性破壊したことに対応している。

Fig. 15は、 $\alpha = 60^\circ$, $r = 0.5$ mm の場合である。 $s/t_0 = 0.5 \sim 0.7$ においては、破壊係数は小さくき裂が発生することはない。しかし、 $s/t_0 = 0.8$ に達すると残っている板厚の約半分が破壊基準より大きくなり、 $s/t_0 = 0.9$ においては全域で破壊基準を大きく上回っている。実験では、加工中にき裂の発生を明確にとらえることはできなかったが、シミュレーションによれば $s/t_0 = 0.8 \sim 0.9$ においてすでに分離していることになる。実験において破断が明瞭でなかったのは、加工中に分離が生じたとしても、試験片と工具間の摩擦が大きく、また刃先の傾斜が緩いため、分離した試験片を左右に押出す力が弱く、試験片が刃先にはさまれた状態が最後まで持続した結果

Fig. 13 Variation of fracture value with indentation of punch.

Fig. 14 Variation of fracture value with indentation of punch.

と考えられる。

6. 結 言

くさび型工具を使用してアルミニウム板 (A1100P-H12) のかえりなし切断実験を行った。また、破壊条件式を組込んだ剛塑性有限要素法によるシミュレーションを行った。その結果、以下の知見を得た。

(1) くさび型工具による切断においては、潤滑剤の効果はほとんど期待できず、無潤滑に近い状態で切断が進行する。切断荷重のシミュレーション結果は摩擦係数 $\mu = 0.2$ とした

Fig. 15 Variation of fracture value with indentation of punch.

場合に実験結果とよい一致を示した。切断荷重は刃先頂角が大きいほど大きく、また最大荷重時の押込み率は頂角が大きいほうが大きい。刃先円弧半径が大きくなると、最大荷重の大きさは変化しないものの、最大荷重時の押込み率が小さくなる。

(2) くさび形工具の押込みに伴う材料の変形 (y 軸方向) は、刃先頂角が小さい場合には刃先部に集中するが、頂角が大きい場合および刃先円弧半径が大きい場合にはほぼ均一に変形する。一方、x 軸方向の変形は後者のほうが大きく変形域も広い。

(3) 切断様式は刃先条件の違いによって 4 つに分類することができる。刃先頂角 $\alpha = 30^\circ$ の場合には、刃先接触部における切削的機構によって切断が進行し、押込み深さが板厚に達したとき材料が切断・分離する。 $\alpha = 60^\circ, 90^\circ$ の場合には、刃先における切削的切断は発生するが、最終破断は板厚中央部における x 方向の二次的引張変形による延性破壊である。 $\alpha = 120^\circ$ の場合には、刃先における切削的切断はなく、圧縮変形によって大きな加工硬化を生じた後、x 方向の二次的引張によって脆性破壊が生じる。刃先円弧半径が大きい

$r = 0.5 \text{ mm}$ の場合には、破壊の発生は明確ではなく工具が板厚まで押込まれたとき静的に分離した。

(4) 上記のように切断様式が異なる理由は、破壊係数の大きさと分布による。刃先頂角が小さい場合、刃先部で切削的切断が生じるが、これは破壊係数が刃先部でのみ破壊規準より大きくなるためである。頂角が $60^\circ, 90^\circ$ の場合、最終破断は延性破壊となる。これは、板厚中央部における破壊係数が大きくなり中央部からき裂が発生するためである。刃先頂角が大きい場合には脆性破壊を生じたが、この場合には破壊係数の分布は平坦で、最終破断時に全域が一斉に破壊規準に達するためである。

参考文献

- 1) 前田禎三：機械の研究，**10**-1 (1958)，140.
- 2) 近藤一義：日本機械学会論文集，**35** (1969)，1965.
- 3) 江島瑞男，橋本浩二，本田忠史：第39回塑性加工連合講演会講演論文集，(1988)，483.
- 4) 村川正夫，前田禎三：塑性と加工，**20** (1979)，270.
- 5) J. Brockhaus and H. Singer: Blech Rohre, **8** (1970)，16.
- 6) 牧野育雄：プレス技術，**13** (1975)，93.
- 7) 田村公男，工藤英明：塑性と加工，**7** (1966)，360.
- 8) 田村公男：塑性と加工，**13** (1972)，242.
- 9) 前田禎三，銘刈春栄，牧野内昭武：塑性と加工，**11** (1970)，617.
- 10) 前田禎三，銘刈春栄：塑性と加工，**17** (1976)，329.
- 11) 銘刈春栄，前田禎三：塑性と加工，**20** (1979)，64.
- 12) 尾崎龍夫，山崎 進：塑性と加工，**20** (1979)，406.
- 13) 銘刈春栄：塑性と加工，**23** (1982)，225.
- 14) 高辻則夫，時澤 貢，室谷和雄，松木賢司，佐藤全佳，高井俊宏：塑性と加工，**33** (1992)，1215.
- 15) 後藤 学：塑性と加工，**38** (1997)，200.
- 16) M. G. Cockcroft and D. J. Latham: J. Instit. Metals, **96** (1968)，33-39.
- 17) S. H. Jeong, J. J. Kang and S. I. Oh: Proc. 5th ICTP, (1997)，631.
- 18) 宅田裕彦：塑性と加工，**40** (1999)，514.
- 19) 畑中伸夫，関根文太郎，山口克彦：日本機械学会論文集 C 編，**67** (2001)，2352.