

論 文

UDC 669.15'24-157.8-194.55 : 669.1.017.3 : 621.981.1 : 621.983.3 :
620.191.31 : 539.373 : 669.112.227.34 : 621.9518%Ni マルエージ鋼のプレス成形性に対する
変態誘起塑性の効果*上野 恵 尉**・小林 勝***
鎌田 充 也**・中根 龍 男****Effect of Transformation Induced Plasticity on the Press Formability
of 18%Ni Maraging SteelsKeii UENO, Masaru KOBAYASHI,
Atsuya KAMADA, and Tatsuo NAKANE

Synopsis:

The effect of transformation induced plasticity on the press formability has been experimentally investigated at various temperatures and strain rates for 18% Ni maraging steels. The results obtained are as follows.

(1) The best formability is obtained at 225°C (498 K) for 210 kg/mm² class maraging steel and 275°C (548 K) for 245 kg/mm² class one under various formability tests as deep-drawing, stretching, burring and bending.

(2) The forming limits of the formability tests mentioned above agree relatively well with the values from the Forming Limit Diagram (F.L.D.) which represents the forming limit at two dimensional stress states. However, when the work-piece is subject to strain gradient or is restricted by tool as in the case of burring test, the forming limit is higher than the value from the F.L.D.

(3) The effect of strain rate on the forming limit is not recognized experimentally in the almost all stress states expect for uniaxial stress state in the F.L.D. This phenomenon depends on that the heat of deformation transfers to the tool rapidly, when the work-piece is in contact with the tool.

1. 緒 言

マルエージ鋼は比強度 (強度/密度) が極めて大きい材料であり、各種強度部品に使用されている。この材料は室温ではマルテンサイト組織になっており、溶体化処理を行つても伸びは 5~6% と小さいため、プレス成形は容易ではない。

そこで筆者らは成形性改善法として、溶体化処理温度からの冷却過程で生ずる変態誘起塑性¹⁾(TRIP: Transformation Induced Plasticity) に着目して研究を進めて来た。前報²⁾においては、マルエージ鋼の変態誘起塑性挙動に対する温度、ひずみ速度の影響を引張試験 (単軸応力状態) により明らかにした。しかし、薄板のプレ

ス成形は一般に多軸応力状態になるので単軸応力状態下での結果のみで成形性を評価することが困難な場合がある。そこで本報ではプレス成形のモデル試験として深絞り、張出し、バーリングならびに曲げ試験を行い、そしてさらに成形限界線図を求めて 2 軸応力状態におけるプレス成形性に対する変態誘起塑性の効果について考察を加えた結果について報告する。

2. 実 験 方 法

2.1 供試材

実験に供した材料は前報と同じく 210kg/mm² 級および 245kg/mm² 級マルエージ鋼の 2 種類であり、その化学成分を Table 1 に示す。また、本材料の Ms, Mf な

* 昭和 52 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 53 年 9 月 20 日受付 (Received Sept. 20, 1978)

** (株)日立製作所生産技術研究所 (Production Engineering Research Laboratories, Hitachi Ltd, 292 Yoshida-cho Totsuka-ku Yokohama 244)

*** (株)日立製作所生産技術研究所 工博 (現:長岡技術科学大学) (Production Engineering Research Laboratories, Hitachi Ltd. Now Technological University of Nagaoka)

**** (株)日立製作所生産技術研究所 (現:熊本大学教育学部) (Production Engineering Research Laboratories, Hitachi Ltd. Now Kumamoto University)

Table 1. Chemical compositions of 18%Ni maraging steels.

[wt% (vol%)]

	Ni	Co	Mo	Ti	Al	C	Si	Mn	P	S
210 kg/mm ² class	18.71 (16.78)	9.35 (10.40)	5.14 (4.02)	0.90 (1.60)	0.10 (0.30)	0.007 (0.025)	0.02 (0.07)	0.02 (0.02)	0.005 (0.017)	0.006 (0.023)
245 kg/mm ² class	17.05 (15.22)	12.70 (13.20)	4.00 (3.11)	1.64 (2.89)	0.07 (0.21)	0.004 (0.014)	0.05 (0.17)	0.03 (0.03)	0.005 (0.017)	0.005 (0.019)

Table 2. Transformation temperature of 18%Ni maraging steels.

[°C (K)]

	Mf	Ms	Md
210 kg/mm ² class	110(383)	190(463)	250(523)
245 kg/mm ² class	160(433)	230(503)	300(573)

らびに Md 点を Table 2 に示す. なお, Ms, Mf 点は熱膨張曲線から求め, Md 点は引張試験結果から求めた.

供試材は室温ではマルテンサイト組織になっており, 引張試験 (試験片の平行部長さ 30 mm, 板幅 5 mm, 角半径 2 mm, 板厚 0.5 mm) による全伸びは 5~6% と小さく, また変形抵抗は約 100kg/mm² (981 MPa) と大きい, 変態誘起塑性を生ずる温度域では全伸びは大幅に増大し, 変形抵抗は減少する. 最大の全伸びを生ずる温度は 210kg/mm² 級マルエージ鋼の場合は 225°C (498K) であり, 一方 245kg/mm² 級マルエージ鋼の場合は 275°C (548K) であり, これらの最適温度では全伸びは 50% 以上に達し, 0.2% 耐力は室温の約 1/4 に低下する. また, 変態誘起塑性を生ずる温度域では全伸びのひずみ速度依存性が大きく, ひずみ速度 0.3/min 以上では全伸びは約 30% に低下する. なお, 室温における結晶粒度は 210kg/mm² 級および 245kg/mm² 級マルエージ鋼とも ASTM No. 12 である. また, 210kg/mm² 級材について溶体化処理後の冷却によつて生じたマルテンサイトと変態誘起塑性による変形を与えた後の冷却材のそれは室温での X 線回折試験の結果, 同一組織であることを確認した.

2.2 実験方法

深絞り, 張出しおよびバーリング試験は主としてポンチ直径 30 mm の工具と板厚 0.3 mm の供試材の組合せで行い, 曲げ試験は板厚と曲げ半径の比を 0.15~5.0 の範囲にして 45°V 曲げを行った. 成形性におよぼす応力状態 (ひずみ状態) の影響を成形限界線図により求めたが, この線図を求める方法は Fig. 1 に示すような中島ら³⁾ の考案した簡易法を用いた. すなわち短冊状試験片の球頭ポンチ張出しにおいて, 試験片の幅を変える

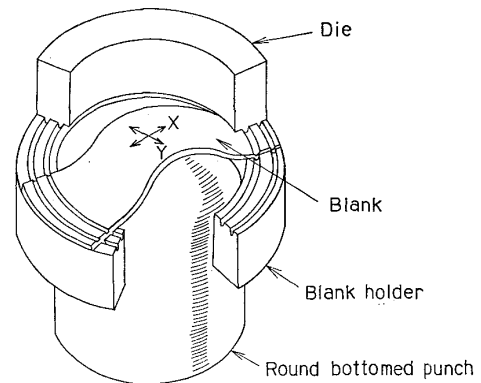


Fig. 1. Experimental apparatus for determination of forming limit diagram.

ことにより幅方向の拘束状態を変え, 試験片の応力状態を変化させる方法である. なお, 試験片の表面には直径 2 mm のスクライブドサークルを電解腐食により描いてあり, これを成形前後に測定することによりひずみを求めた.

試験片の溶体化処理 (820°C (1 093K), 30 min) は N₂+3% H₂ ガス雰囲気中で行い, 所定の試験温度付近まで炉冷した後, 実験型を組込んだ別の炉に試験片を移して 30 min の均熱を行った後, 試験を行った.

なお, 型は室温および高温実験いずれも二硫化モリブデンで潤滑し, 試験片はトリクロロエチレンで脱脂した. また, 試験片の面粗さは圧延方向に直角な方向で H_{max}=1.4 μm 一定であった.

3. 実験結果

3.1 深絞り性

まず 210kg/mm² 級マルエージ鋼の室温における限界絞り比 (深絞り可能な最大blank径 D_{max} , ポンチ径 d_p として D_{max}/d_p で示す) への寸法効果を検討した. 溶体化処理材ではポンチ直径 d_p とblank板厚 t を変化させ, その比 d_p/t が 50~200 となるようにした. なお, 工具形状の相似則を保つためポンチ角半径 r_p とblank板厚 t の比 r_p/t は 4, ダイ角半径 r_d とblank板厚 t の比 r_d/t は 8, そしてクリアランスは板

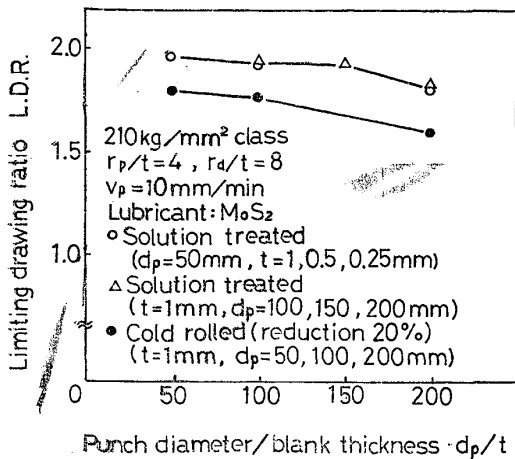


Fig. 2. Relation between limiting drawing ratio and punch diameter/blank thickness at room temperature.

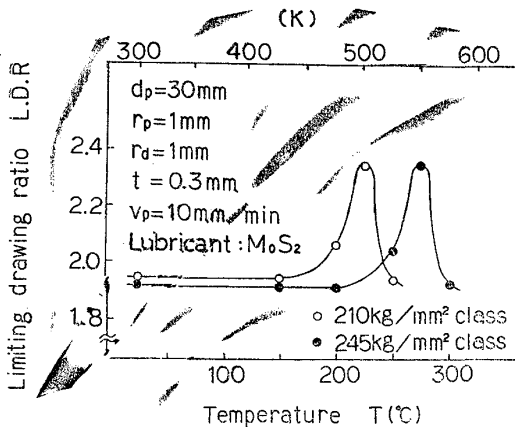


Fig. 3. Effect of forming temperature on limiting drawing ratio.

厚の 1.15 倍となるようにした。また冷間圧延材も比較のため同時に検討した。なおポンチ速度 V_p は 10mm/min である。その結果を Fig. 2 に示す。溶体化処理材の限界絞り比は $d_p/t = 50$ の場合に約 2.0 であり冷間圧延鋼板 (SPCE) などに比較してそれほど劣る値ではない。これは深絞り性は延性のみで評価されず、 r 値 (ランクフォード値、210kg/mm² 級材は $\bar{r} = 1.1$ (ひずみ量 4% で途中止めして測定) ただし $\bar{r} = (r_0 + r_{90} + 2r_{45})/4$) の影響が大きいためである。また d_p/t が大きくなると限界絞り比は若干低下する傾向がある。また、冷間圧延材の限界絞り比は溶体化処理材と比較して約 0.2 劣るが定性的傾向は一致している。

限界絞り比の温度依存性を Fig. 3 に示す。最大の限界絞り比を示す温度は 210kg/mm² 級材の場合は 225°C (498K)、一方 245kg/mm² 級材の場合は 275°C (548K) であり、これらの温度は引張試験において最大の全伸びが得られた温度と一致している。限界絞り比への材料特性値の影響を与える因子としては r 値の他に n 値 (加

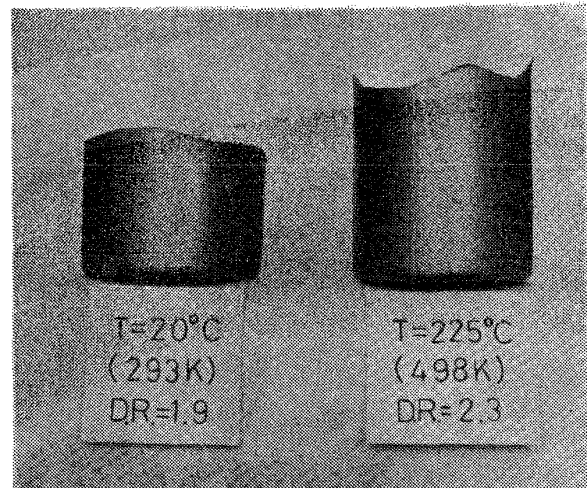


Photo. 1. Deep-drawn cups at room temperature and 225°C (498K) ($d_p = 30$ mm).

工硬化指数) も重要である。マルエージ鋼の場合、上記最適温度での \bar{r} 値は約 1.2 (これはひずみ量 20% の値であり、4% でも同じである。) であり、室温での値 ($\bar{r} = 1.1$) にはほぼ一致しているため限界絞り比の向上に対する r 値の改善による効果はほとんどないものと考えられる。一方、 n 値は変態誘起塑性を生ずる場合は $n = 0.3 \sim 0.7$ (ひずみ量によつて n 値は変化する) であり、室温での値 ($n = 0.1$) より大幅に大きくなつており、これが限界絞り比の向上に寄与しているものと考えられる⁴⁾。また、前報で示しているように、マルテンサイト変態が体積膨張を伴うマルエージ鋼²⁾ の場合には、フランジ部の変形のような圧縮応力状態では側壁部の変形のような引張応力状態に比べ、マルテンサイトの生成量が少なく、したがつてフランジ部の変形抵抗が相対的に小さく、これも限界絞り比の向上に効いていると考えられる。

210kg/mm² 級材を室温および 225°C (498K) において、それぞれの限界絞り比で絞つた後の外観を Photo. 1 に示す。225°C (498K) での絞り高さ (LDR = 2.3) は室温のもの (LDR = 1.9) と比較して約 70% 向上している。

また、深絞り品には耳の発生が認められ、絞り比 (ブランク径を D 、ポンチ径を d_p として D/d_p で示す) との関係性を Fig. 4 に示す。耳の高さは絞り比の増大につれて高くなり、225°C (498K) の場合は限界絞り比付近での絞り高さに対する耳高さの割合は 7% に達している。また、室温の場合と 225°C (498K) の場合を比較すると、両者にほとんど差異はなく、耳の発生方向も両者とも圧延方向に対して 45° 方向と一致している。これは変態誘起塑性を利用して異方性はほとんど改善されないことを示している。

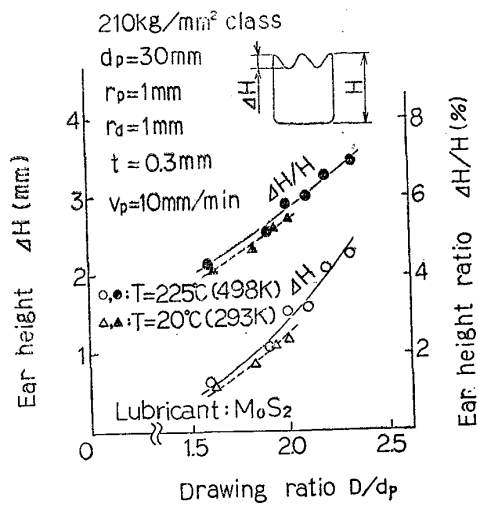


Fig. 4. Relation between drawing ratio and ear height for deep drawing at 225°C (498K) and 20°C (293K).

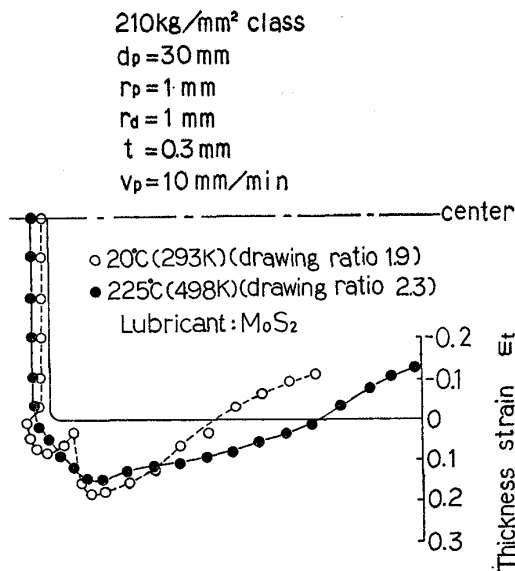


Fig. 5. Distribution of thickness strain of deep-drawn cups.

深絞り後の板厚方向のひずみ分布を Fig. 5 に示す。室温で成形したものはポンチ角付近および側壁部の 2 箇所できびれを生じている。これは深絞りの初期にポンチ角付近で曲げによるくびれがまず生じ、つぎにダイス角によつて曲げおよび曲げ戻しを受けた部分が側壁部のくびれになつたものと考えられる。なお、深絞りできずに破断したものの大部分は成形の初期、すなわち側壁部の板厚減少があまり進行しないうちにポンチ角付近のくびれが先行するポンチ角破断の様式になつている。一方、225°C (498K) で成形したものはくびれが側壁部のみとなつている。これは 225°C (498K) では加工硬化が大きいため、ポンチ角付近と側壁部に生じるはずのくびれがひずみの伝播によつて平滑化されているためと考えられ

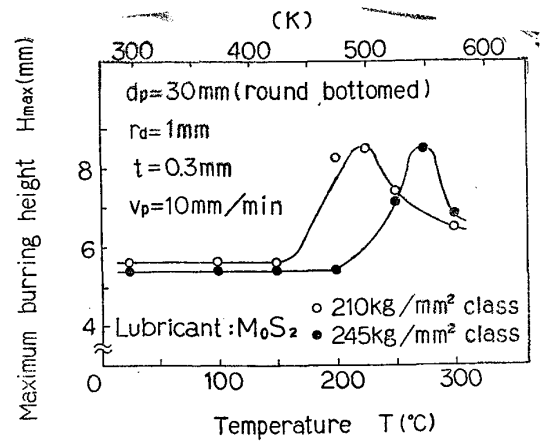


Fig. 6. Effect of forming temperature on maximum stretching height by round bottomed punch.

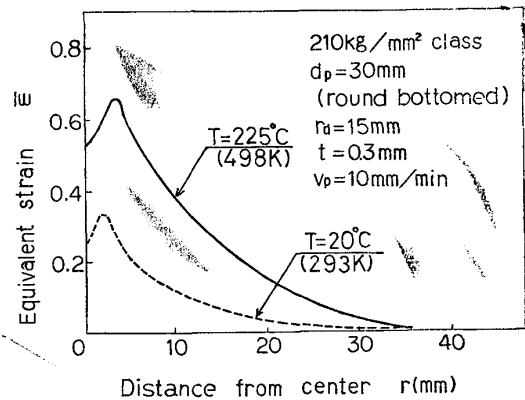


Fig. 7. Radial distribution of equivalent strain of stretched cups by round bottomed punch.

る。また、225°C (498K) の場合の破断箇所は室温の場合と比べて、側壁部に近い箇所に移行している。

3.2 張出し性

球頭ポンチによる張出しにおける最大張出し高さ H_{max} の温度依存性を Fig. 6 に示す。最大張出し高さが最も大きくなる温度は 210kg/mm² 級材の場合は 225°C (498K)、一方 245kg/mm² 級材の場合は 275°C (548K) であり、これらの温度は引張試験において最大の全伸びが得られる温度に一致する。これは張出し性の良否が材料の延性によつてはほぼ評価できるため、引張試験において大きな延性が得られる温度と張出しにおいて大きな最大張出し高さが得られる温度とが一致することによると考えられる。

210kg/mm² 級材の室温および 225°C (498K) における破断時のひずみ分布を Fig. 7 に示す。225°C (498K) の場合には、破断部でのひずみ量が約 0.65 とかなり大きくなつており、また広い範囲で大きなひずみ量になつているが、これが Fig. 6 の最大張出し高さを高くする

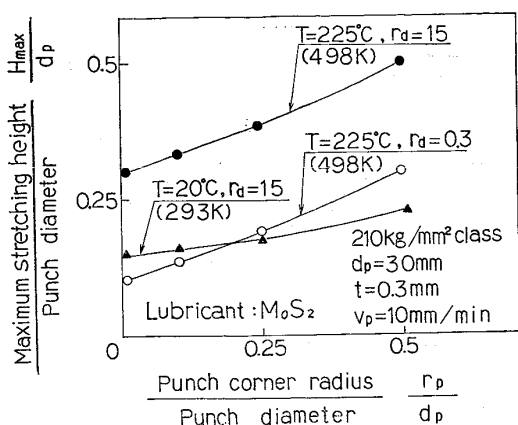


Fig. 8. Relation between maximum stretching height and punch corner radius.

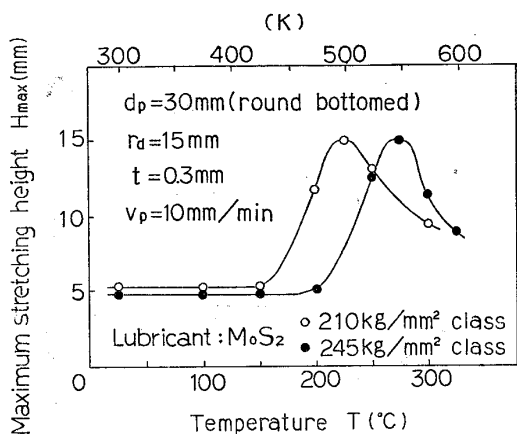


Fig. 9. Effect of forming temperature on maximum burring height by round bottomed punch.

のに効いている。一方、室温の場合はひずみが破断部近傍に局所化しており、これは明らかに n 値が小さいためである。また室温の破断部近くのひずみ量は相当ひずみで約 0.25 で引張試験の伸び (相当ひずみ約 0.05) より大幅に大きくなっている。この理由は引張試験が単軸引張応力状態であり、張出しが 2 軸引張応力状態であるためと考えられる。なお、応力状態の差異による延性の差異については成形限界線図により後述する。

限界張出し高さに対する工具形状の影響を Fig. 8 に示す。これによるとポンチ角半径 r_p が大きくなるに伴い最大張出し高さはほぼ比例的に増大する。また、ダイス角半径 r_d が大きい方が、最大張出し高さは大きくなる。また、225°C (498K) の場合は室温の場合に比べて工具形状の影響が大きく (曲線の勾配が大)、工具形状の改善によって大幅な成形限界の向上が期待できる。この理由に関しては後述する。

3.3 バーリング性

球頭ポンチによるバーリングでの最大バーリング高さ H_{max} の温度依存性を Fig. 9 に示す。最大バーリング

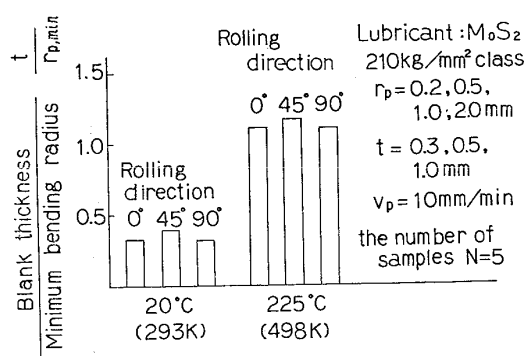


Fig. 10. Forming limit of 45° V bending.

高さの温度特性は Fig. 6 に示した最大張出し高さの温度特性にほぼ一致している。これはバーリングおよび張出しのいずれの成形においても成形限界が材料の伸びによつてほぼ決定されるので引張試験における全伸びの温度特性と定性的に一致するためである。

なお、バーリングにおいては下穴の加工条件が成形限界に大きく影響すると一般にいられている。そこで下穴の加工法として切削したものと打抜き加工したものを比較したところ、両者にほとんど差異は認められなかった。これはマルエージ鋼が切欠きに対して鈍感なためと思われる。

3.4 曲げ性

曲げ特性を調べるため 45° V 曲げを行った。板厚 t は 0.3, 0.5 および 1.0 mm の 3 種類、また圧延方向の影響を明らかにするために圧延方向に対して 0°, 45° および 90° 方向から試料を採取した。なお、試料の大きさは幅 20 mm, 長さ 50 mm であり、面粗さは一定である。

曲げ成形後の引張側表面におけるクラック発生の有無による成形限界を Fig. 10 に示す。成形限界の板厚と最小曲げ半径の比 $t/r_{p,max}$ は室温では約 0.25 であり、一方変態誘起塑性の最適温度 (225°C (498K)) では約 1.0 である。この大幅な延性増加は引張試験の結果とよい対応を示している。また、圧延方向の影響は室温では 45° 方向が多少良くなつており、225°C (498K) でも方向性の変化はほとんど認められない。

4. 考 察

4.1 成形限界線図

以上述べたようにいずれのプレス成形実験においても変態誘起塑性を利用することにより成形性を大幅に改善することができ、その定性的傾向は前報²⁾で示した引張試験の特性とほぼ一致していることを確認した。しかし、その向上の程度は成形法により大幅に異なる。この理由の 1 つとして応力状態 (ひずみ状態) の影響が考え

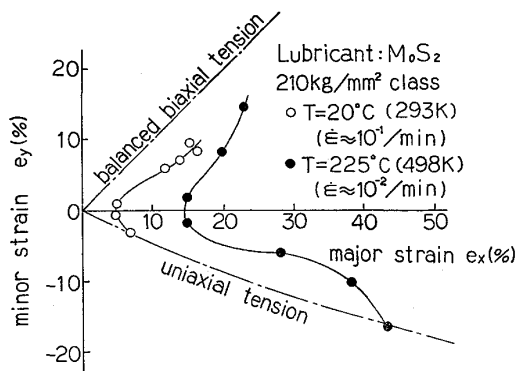


Fig. 11. Forming limit diagram at room temperature and 225°C (498K).

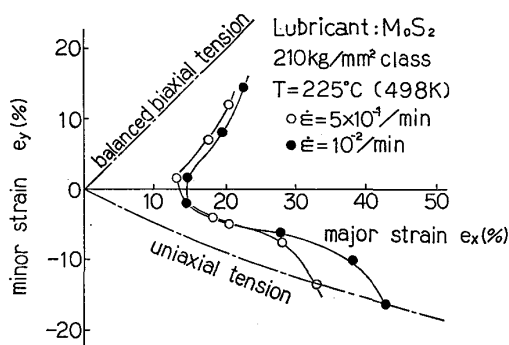


Fig. 12. Effect of strain rate on forming limit diagram at 225°C (498K).

られ、これを明らかにするために成形限界線図を求めて検討を加えた。

4.1.1 温度の影響

まず成形限界への温度の影響を Fig. 11* に示す。なお、225°C (498K) の場合のひずみ速度としては、十分変態誘起塑性を生ずるような低ひずみ速度とした。溶体化处理材の室温成形の場合は平面ひずみ状態での伸びが小さいが(板面内の大きい方のひずみ $e_x = 4\%$)、2軸引張応力状態ではかなり大きい伸び ($e_x = \text{約 } 15\%$) を示し、その値は単軸引張応力状態の $e_x = \text{約 } 5\%$ の約3倍に達する。一方、225°C (498K) の場合には、応力状態により伸びは大きく異なり、単軸引張応力状態では $e_x = 45\%$ 、平面ひずみ応力状態では $e_x = 15\%$ となっている。しかし、いずれの応力状態でも室温の場合より伸びは大幅に大きくなり、最も伸びの小さい平面ひずみ応力状態でも室温の約3倍の伸びが得られる。なお、単軸引張応力状態と2軸引張応力状態との伸びの比較において、室温では前者が相対的に小さく、225°C (498K) では相対的に大きい。これは室温変形のように伸びが比較的小さい場合には工具による拘束の影響が伸びを著しく

* 単軸引張応力状態では $r=1$ とすると対数ひずみ e_x と e_y の関係は $e_y = -1/2 e_x$ となり、これを公称ひずみで表わすと $e_y = (1 + e_x)^{-1/2} - 1$ となる。なお、等2軸引張応力状態では $e_x = e_y$ となる。

増加させるように作用したためと考えられる。

4.1.2 ひずみ速度の影響

ひずみ速度の成形限界への影響を Fig. 12 に示す。ひずみ速度としては、引張試験において変態誘起塑性を生じた低ひずみ速度 ($\dot{\epsilon} = 10^{-2}/\text{min}$) および生じなかつた高ひずみ速度 ($\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-1}/\text{min}$) の2種類とした。高ひずみ速度においては単軸応力状態で伸びがかなり低下するが、他の応力状態ではほとんど低下が認められない。このような現象の原因の1つとして塑性変形熱の影響が考えられる。すなわち、単軸引張応力状態(引張試験)における高ひずみ速度での伸びの減少は塑性変形熱による試験片の温度上昇⁶⁾により変態誘起塑性を生じていないためと考えられる。また単軸以外の応力状態での実験は短冊状試験片のポンチ張出しで行っており、試験片とポンチが接触しているため熱伝達が比較的容易であり、したがって試験片の温度上昇は小さく、高ひずみ速度においても変態誘起塑性を生ずるためと考えられる。なお、工具と試験片が接触した状態では工具拘束の影響が大きく、材料自身の特性が表われにくく、成形限界の低下を防いでいることも原因の1つと考えられる。したがって、工具と試験片が接触しない場合の高ひずみ速度での真の成形限界は本実験結果よりも低ひずみ側にずれるものと見なければならぬ。

4.2 プレス成形限界に対する変態誘起塑性の効果

成形限界線図により2軸応力状態での変態誘起塑性の効果について明らかにした。そこで、実際のプレス成形性と成形限界線図との関連について検討を行った。

4.2.1 成形限界線図によるプレス成形性の評価

例えば、室温の張出し成形における破断部近傍のひずみ量(相当ひずみで0.2, Fig. 7)は引張試験の伸び(相当ひずみで0.05)を大幅に上回っているが、Fig. 11に示した成形限界線図の2軸引張応力状態でのひずみ量($e_x = 14\%$, $e_y = 9\%$ したがって相当ひずみ0.22)にほぼ一致しており、成形限界線図の有効なことが判る。またFig. 11では225°C (498K) の場合は室温の場合に比べて応力状態への依存性が大きいことを示している。したがって、225°C (498K) の場合には応力状態をわずかに変えることによつて成形限界を大幅に向上させることが期待できる。また実際にFig. 8に示したように工具形状の変化(すなわち応力状態の変化)による成形限界の向上は室温の場合より225°C (498K) の場合の方が大きくなっている。

4.2.2 成形限界線図の問題点

このように成形限界線図によりプレス成形限界をかなり明らかにすることができるが、必ずしもこれだけで十

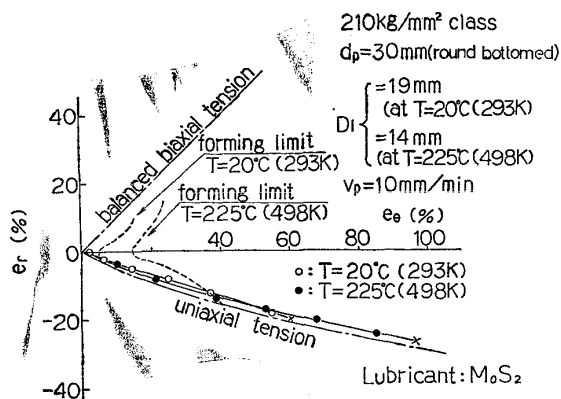


Fig. 13. Distribution of strain in burring by round bottomed punch.

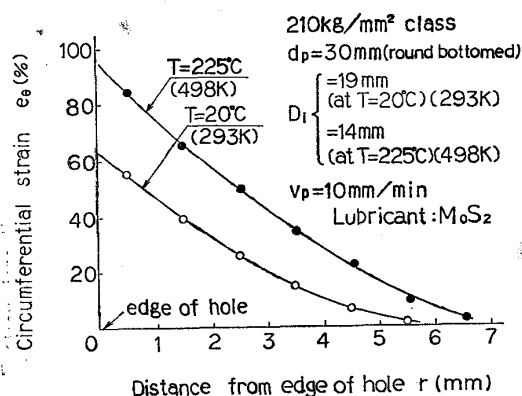


Fig. 14. Strain gradient in burring by round bottomed punch.

分ではない。Fig. 13 に 210kg/mm² 級材の球頭ポンチによるバリング成形を室温および 225°C(498K) でそれぞれ最大のバリング高さとなる下穴径 $D_i=19$ および 14mm で行つた場合の変形状態**を示す。応力状態はほぼ単軸引張応力状態であり、その場合の成形限界は室温では約 5% である。しかし、バリング成形での最大伸び(穴縁)は約 60% に達し、前記成形限界を大幅に超えている。また、225°C(498K) の場合も成形限界は約 45% であるのに対し、バリング穴縁の伸びは約 110% に達している。このような大きな差異を生ずる理由の一つとしてひずみ勾配の影響⁷⁾ が考えられる。バリング成形における円周方向ひずみの分布は Fig. 14 に示すようになかなか大きい勾配を有しており、この勾配がある場合は延性向上にかなり効果があると考えられる。

また、実際のプレス成形は工具と材料が接触した状態で行われ、このような場合には工具による材料の拘束も成形限界を向上させる主要な原因⁸⁾ と考えられるが、これらの点に関する定量的な解析は今後の課題としたい。

** 面の大きい方のひずみ、すなわち円周ひずみ e_θ を横軸に、一方半径方向ひずみ e_r を縦軸にして示し、破断点は×印で示してある。なお、ひずみの測定は直径 2mm のスクライブドサークルによる。

4.2.3 他材料との比較

J. C. WRIGHT¹⁾ は 175kg/mm² 級マルエージ鋼 (18%Ni, 8%Co, 5%Mo) の変態誘起塑性の実験を引張りおよび深絞りについて行つている。引張試験において最大の全伸びが得られる最適温度は 200°C (473K) であり、その場合の全伸びは約 40% である。本実験に供した 210 および 245kg/mm² 級マルエージ鋼の場合には最適温度はそれぞれ 225°C(498K) および 275°C(548K) であり、これらの温度の差異は供試材の組成の違いによる Ms 点の差異 (175kg/mm² 級……170°C(443K)¹⁾, 210kg/mm² 級……190°C(463K), 245kg/mm² 級……230°C(503K)) に起因している。また、彼の行つた平頭ポンチによる深絞りにおいて上記最適温度での限界絞り比が 2.2 (室温の場合は 1.8) になつていることも本実験の結果 (Fig. 3) によく対応している。

また、室温付近で変態誘起塑性を生ずる SUS 304 の球頭ポンチ張出し⁹⁾ において最大の限界張出し高さが得られる温度と引張試験において最大の全伸びが得られる温度が一致しており、そしてこの温度は Md 点と Ms 点のほぼ中間になつており、これらも本実験の結果 (Fig. 6) に一致している。

5. 結 言

210kg/mm² 級および 245kg/mm² 級マルエージ鋼のプレス成形性向上法として、変態誘起塑性の利用について各種プレス成形性試験を行つた。その結果を要約すると次のとおりである。

- (1) 最もよい成形性が得られるのは 210kg/mm² 級の場合は 225°C(498K)、一方 245kg/mm² 級材の場合は 275°C(548K) であり、引張試験において最大の全伸びが得られる温度に一致する。これは変態誘起塑性によつて生じる加工硬化の増大によるものである。
- (2) 深絞り、張出し、バリングおよび曲げの成形限界の向上の程度は成形法によつて異なる。これは応力状態の差異が主要な理由の一つである。
- (3) 室温の場合でも等 2 軸引張応力に近い状態では単軸引張応力状態の約 3 倍の伸びが得られる。また変態誘起塑性を生ずる場合には、いずれの応力状態でも室温の成形限界を大幅に上回る成形限界が得られる。
- (4) 単軸引張試験の結果より類推すると変態誘起塑性状態においては、プレス成形限界は高ひずみ速度になると低ひずみ側にずれると考えられるが、型と試験片が接触した状態では試験片の変形熱の伝達のよさのため、ひずみ速度の影響が明確に表われにくい。
- (5) バリング成形ではひずみ勾配の存在および型

の拘束により成形限界線図を大幅に上回る成形限界が得られるが、この点に関して現在定量的な解析はできない。

文 献

- 1) J. C. WRIGHT: Sheet Metal Ind., (1974-2) p. 80
- 2) 上野恵尉, 小林 勝, 鎌田充也, 中根龍男: 鉄と鋼, 65 (1979) 3, p. 425
- 3) 中島浩衛, 菊間敏夫: 機械の研究, 25(1973-8), p. 1003
- 4) 山田嘉昭: 東大生研報告, 11 (1961), p. 1
- 5) 小野寺秀博, 田村今男: 鉄と鋼, 64 (1978) 2, '78-A37
- 6) J. P. BRESSANELLI and A. MOSKOWITZ: Trans. ASM, 59(1966), p. 223
- 7) 吉田清太: 科研報告, 34 (1958-3), p. 103
- 8) 小嶋正康, 吉井康一, 吉田清太: 理研報告, 44 (1968), p. 67
- 9) 河合 望, 後藤 学, 松田敏雄: 塑性と加工, 15 (1974) 156, p. 11