

Fig. 4. Effect of strain rate on yield point and strain rate-dependent component of yield point of annealed steel sheet.

あるいは

$$\sigma_y = \sigma_\mu + C\dot{\epsilon} + kd^{-1/2} \dots\dots\dots (17)$$

により非常によく説明され、おのおのの常数は Fig. 1, Fig. 4 から求めることができる。

次にスキンプラス効果は、スキンプラス板の降伏点が「ストップ法」で測定した焼鈍板の降伏点と等しいことから本質的に降伏点の歪速度依存性に基づくもので、スキンプラス板には降伏点の歪速度依存性を非常に小さくする機構が付与されていると 3.2 で考えた。このような機構についてはすでに BUTLER らが示唆している。すなわちスキンプラス圧延は焼鈍板に不均一変形を生ぜしめるためスキンプラス板には無数の変形部と未変形部が混在している。スキンプラス板の引張試験を行なうさいには無数にある変形部がリュウダース・バンドの発生源となり、引張試験片中に数本のリュウダース・バンドしか発生しない焼鈍板に比べて、スキンプラス板の降伏点の歪速度に対する感受性が非常に鈍くなり降伏点が低下する。スキンプラス板の降伏点が「ストップ法」で測定した焼鈍板の降伏点と一致する事実は BUTLER らの示唆を正当化するものであり、スキンプラス効果が降伏点の歪速度依存性に基づくものであることを立証している。

5. 結 言

冷延鋼板の降伏点の結晶粒度および歪速度依存性とスキンプラス効果について調査し、次のような結果を得た。

(1) 焼鈍板の降伏点の結晶粒度および歪速度依存性は PETCH の関係に歪速度の影響を考慮した次式

$$\sigma_y = \sigma_\mu + C\dot{\epsilon}^S + kd^{-1/2}$$

により非常によく説明することができる。

(2) スキンプラス板の降伏点は、「ストップ法」により測定した焼鈍板の降伏点と等しく、この事実はスキンプラス効果が降伏点の歪速度依存性に基づくものであることを立証し BUTLER らの示唆を確かなものとした。

文 献

1) N. J. PETCH: J. Iron & Steel Inst.(U.K.), 174 (1953), p. 25  
 2) H. CONRAD: Proc. of the Conference on the

Relation between Structure and Strength in Metals and Alloys, (1963), p. 425, [Her Majesty's Stationary Office, London]

3) G. T. HAHN: Acta Met., 10 (1962), p. 727  
 4) R. D. BUTLER and D. V. WILSON: J. Iron & Steel Inst. (U.K.), 201 (1963), p. 16  
 5) 鈴木: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 2351  
 6) W. G. JOHNSTON: J. Appl. Phys., 33 (1962), p. 2716

(156) 薄鋼板の等 2 軸張出成形における成形限界について

八幡製鉄, 技術研究所

○中島 浩衛・菊間 敏夫

Forming Limits under Balanced Biaxial Stretching of Steel Sheets

Kōe NAKAJIMA and Toshio KIKUMA

1. 緒 言

薄鋼板の張出成形様式は応力条件によつて、等 2 軸引張応力、不等 2 軸引張応力あるいは通常の引張試験と同様の単軸引張応力に分類することができる。剛体ポンチによる張出成形は、摩擦条件の影響によつて不等 2 軸引張応力で行なわれるものが多い。これら各種の応力条件のもとでの張出成形性が、いかなる変形特性あるいは材料特性によつて支配されているかは、薄板の製造技術および薄板をプレス成形する立場から重要な問題である。

現在のところ、薄板の張出性には加工硬化特性が最も重要であるということが知られているけれども、定量的には必ずしも明確な実験結果が得られていない。また張出性を支配している不安定現象に関する塑性力学的理論研究<sup>1)~6)</sup>も数多く行なわれているが、いずれの理論が最も妥当であるかについての実験的検証も断片的であり、系統的な研究はまだ行なわれていない。

薄板の張出成形性について考えるとき、その成形性には 2 つの場合がある。すなわち、第 1 の成形性は、不安定現象によつて生ずるネッキングの発生するまでの成形限界であり、第 2 の成形性はネッキングの生じたあと破断に至る破断限界である。通常行なわれているエリクセン試験、スイフトカップ試験、福井カップ試験などいずれも破断限界を示す成形性を表わしている。自動車車体のプレス成形性の難易度を問題とする場合は、ネッキングの生じたものは、もはや不良部品としてみなされるため、成形限界が問題となる。著者<sup>10)</sup>らは等 2 軸張出成形の破断限界について研究を進めているが、本研究ではネッキングの発生するまでの成形限界について円形のバルジ試験によつて検討を行なつた。

張出成形限界の研究を行なうにあたり、まず第 1 に、等 2 軸引張応力下でのネッキングを生ずるまでの成形限界の決定法について検討を行なつた。第 2 にその成形限界と材料特性との関連性を把握すること、第 2 に成形限界はいかなる不安定現象に関する理論が妥当かについての検討を加えた。

2. 実験方法

2.1 バルジ試験

液圧バルジ試験は、ダイス直径 100 φ mm, ダイス肩半径 5 mm の円形張出成形を行ない、ブランク周辺はピードによつて完全固定となるようにした。成形高さは 1/100 mm 精度のダイヤルゲージにて読みとつた。各成形段階におけるひずみの変化を測定するため、ブランクに圧延方向およびそれに直角な方向に、直径 10 mm の小円をけがき、その直径の主ひずみの測定を行なつた。また各成形高さごとに、成形荷重を油圧によつて測定しそのときの成形物の曲率変化も測定した。

2.2 試験材

本実験に用いた薄板の試験材は、Table 1 に示すように低炭素鋼板 5 種類、ステンレス鋼板 2 種類で板厚は 0.8 mm と 0.7 mm であつた。それらの機械的性質を、Table 1 にあわせて示してある。

3. 実験結果

3.1 成形限界の決定法の検討

ネッキングの発生するまでの成形性すなわち、成形限界の決定法は、原理的には不安定の生ずる最大荷重点を検出すればよいのであるが、一般に最大荷重点法は過大評価値となり、精度よく成形限界を求めるのは困難である。その他の方法として、不安定条件式を図的解法を行なう SIEBEL<sup>9)</sup>の方法がある。また各成形段階で頂点の最大ひずみの変化とある任意の点のひずみの変化から求める SACHS<sup>10)</sup>の方法、および成形高さで頂点の最大ひずみから求める KEELER<sup>11)</sup>の方法などがある。Fig. 1 に最大荷重点法と KEELER の方法によつた場合の例を示した。これよりわかるように、最大荷重点法は荷重の下り始める点を検出するためひずみを過大評価している。KEELER の方法は比較的簡便であり、後述する著者らの方法による値とほぼ等しい値を示した。

Fig. 2 に示すように、張出成形の平均板厚ひずみ（面積増加率と比例する） $\epsilon_{t\text{mean}}$  に対する頂点の板厚ひずみ  $\epsilon_t$  の変化から成形限界を検出した。この方法の利点は、ネッキングが発生するまでは、いずれの材料も同じ線上にプロットされ、ひずみの増加率  $\Delta\epsilon_t/\Delta\epsilon_{t\text{mean}}$  が一定であつた。ネッキングが生ずると、各材料固有のひずみの増加率にしたがつて変化し、やがて破断に到る。このことから頂点の破断時における最大板厚ひずみは成形性と一様な関係にないことが推測される。

3.2 成形限界と加工硬化係数  $n$  との関係

引張試験によつて得られる応力ひずみ曲線の勾配から

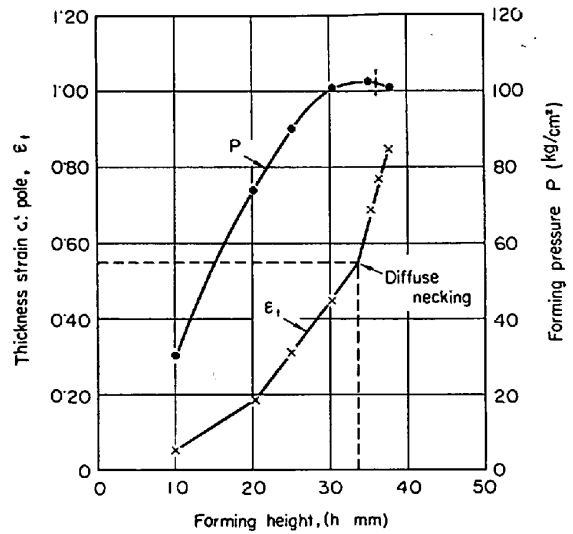


Fig. 1. Determination of diffuse necking by the maximum pressure and the thickness strain at pole.

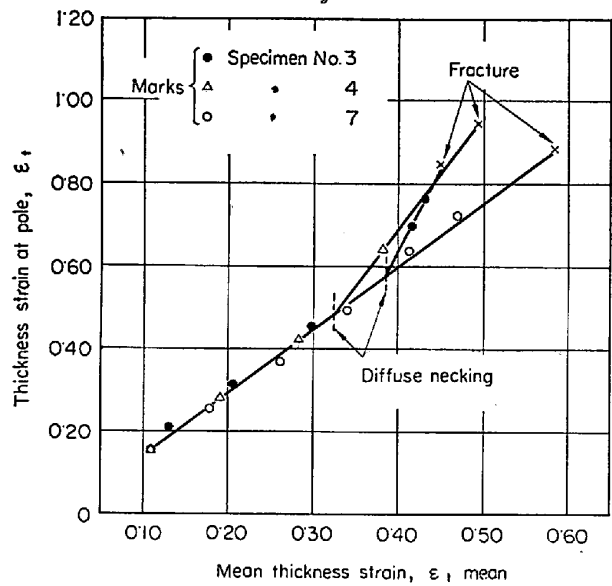


Fig. 2. Determination of diffuse necking by the relationships between the thickness strain at pole and the mean thickness strain.

Table 1. Mechanical properties of specimen. (Mean value of LZC directions)

Specimen No.	Materials	Thickness (mm)	YP (kg/mm <sup>2</sup> )	TS (kg/mm <sup>2</sup> )	UEl (%)	TEl (%)	$n$	$\bar{r}$
1	Low carbon steel	0.79	21.9	33.3	27.0	43.3	0.225	1.32
2	〃	0.80	15.5	31.1	26.1	44.5	0.222	1.20
3	〃	0.81	18.9	33.5	28.8	42.9	0.240	1.56
4	〃	0.78	15.8	30.1	31.5	47.5	0.240	1.15
5	〃	0.80	16.1	31.5	26.0	45.1	0.236	1.86
6	Stainless steel(SUS 24)	0.72	31.8	55.8	20.4	29.9	0.196	1.01
7	〃 (SUS 27)	0.72	27.3	63.2	60.3	64.3	0.407	0.94

$$\bar{r} = 1/4(r_0 + 2r_{45} + r_{90})$$

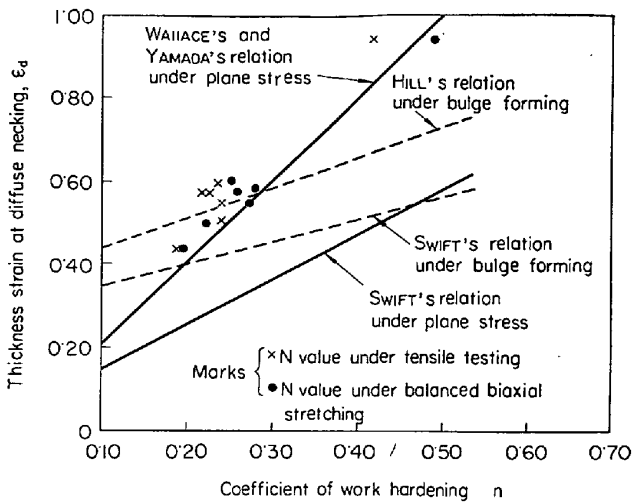


Fig. 3. Relationship between the thickness strain at diffuse necking and the coefficient of work-hardening.

求めた加工硬化係数  $n$  と、バルジ試験によつてえた 2 軸引張応力下の相当応力相当ひずみ曲線から求めた加工硬化係数  $n$  の両者の値と、成形限界の板厚ひずみ  $\epsilon_d$  との関係を示した。これより 1 軸引張の  $n$  値、あるいは 2 軸引張の  $n$  値とも成形限界ひずみとよい相関を示している。このことから加工硬化係数の大きい薄板ほど等 2 軸応力下の張出成形限界は向上することが明らかとなつた。

3.3 成形限界値と不安定現象理論値の比較

等方性材料の場合のバルジ試験における頂点の不安定現象に関する理論による成形限界板厚ひずみ  $\epsilon_d$  と  $n$  値との関係は、HILL<sup>4)</sup> および SWIFT<sup>3)</sup> によつてそれぞれ (1), (2) 式によつて与えられている。

HILL の式  $\epsilon_d = 0.73n + 0.363$  ..... (1)

SWIFT の式  $\epsilon_d = 0.50n + 0.304$  ..... (2)

また平面応力条件下における不安定現象に関する理論式として SWIFT<sup>3)</sup> は (3) 式によつて示した。

SWIFT の式  $\epsilon_d = 1.15n$  ..... (3)

また WALLACE<sup>5)</sup> および山田<sup>6)</sup> は (4) 式で示している。

WALLACE, 山田の式  $\epsilon_d = 2n$  ..... (4)

Fig. 3 にこれら理論式の値をあわせて示してあるので、これよりそれぞれの特性がよくわかる。WALLACE および山田の値がよく一致しているが、HILL の値は  $n = 0.2 \sim 0.3$  の範囲ではほぼ一致するけれども、それ以外の範囲ではあわないことがわかる。SWIFT の値は両者とも実験値よりも非常に低い値となつている。

等 2 軸応力下での板厚ひずみ  $\epsilon_t$  は、半径方向のひずみ  $\epsilon_r$  の 2 倍に相当するので、頂点での伸びひずみはちょうど  $n$  値と一致することになる。このことは 1 軸引張での成形難易度によつて、等軸引張の成形性難易度がそのまま類推できることになる。

3.4 成形限界に対する塑性ひずみ異方性  $r$  の影響

本実験に用いた薄板は Table 1 に示したように、 $r$  値は平均値で約 0.94~1.86 の範囲にあり、これら  $r$  値の影響について考察を加えた。 $r$  値を考慮した等 2 軸引張応力下での不安定現象に関して、WALLACE<sup>5)</sup> と山田<sup>6)</sup>

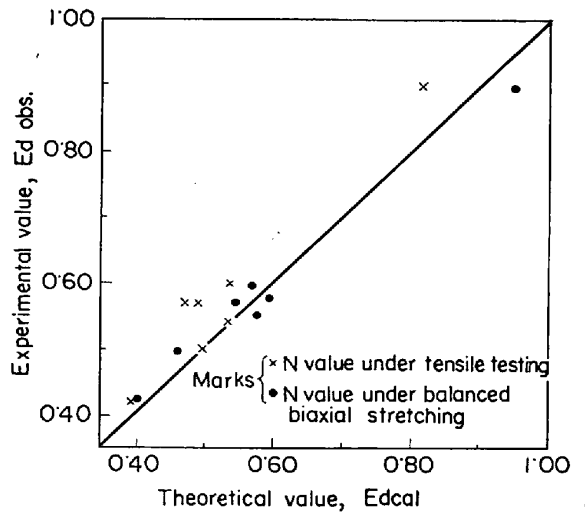


Fig. 4. Comparison of the experimental values of forming limits with the theoretical values of WALLACE's relation for instability under plane stress.

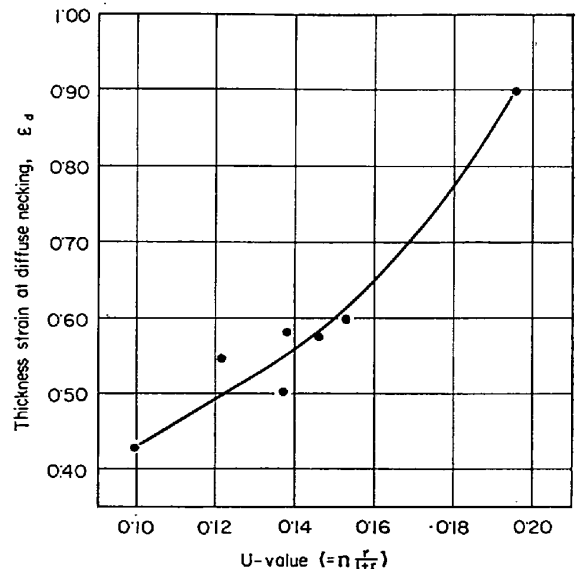


Fig. 5. Relationship between the thickness strain at diffuse necking and U-value.

の相当ひずみの式がある。それを (5), (6) 式で示した。

WALLACE の式  $\bar{\epsilon}_d = 2 \sqrt{\frac{2+r}{3}} \cdot n$  ..... (5)

山田の式  $\bar{\epsilon}_d = \sqrt{2(1+r)} \cdot n$  ..... (6)

(5), (6) 式ともに両者の値は近似的にほとんど等しい値を示すので、実測の成形限界板厚ひずみ  $\epsilon_d$  と (5) 式による  $n$ ,  $r$  値からの相当ひずみ  $\bar{\epsilon}_d$  との比較を行なつて Fig. 4 に示した。これよりわかるように、理論値と実測値がよい一致を示している。このことは Fig. 4 において示されたように、 $n$  値単独でもよい相関があり主として  $n$  値によつて支配されており第 2 次的に  $r$  値の効果があると考えられる。

通常、慣用されている材料特性として、均一伸びにおける巾絞り値 (U 値) との関係を検討した。U 値は (7) 式で与えられる。

Table 2. Forming characteristics of stretching from necking up to fracture.

Specimen No.	Fracturing limits			Forming limits			Deformation from necking up to fracture		Local elongation TEL-UEL (%)
	Heights $h_{max}$ (mm)	Thickness strains $\epsilon_{t,max}$ (%)	Mean thickness strains $\epsilon_{l(av),max}$ (%)	Heights $h_d$ (mm)	Thickness strain $\epsilon_d$ (%)	Mean thickness strain $\epsilon_{d(av)}$ (%)	$\epsilon_{t,max} - \epsilon_d$ (%)	$\epsilon_{l(av),max} - \epsilon_{d(av)}$ (%)	
1	34.5	78.3	45.4	33.0	58.0	38.5	20.3	6.9	10.3
2	36.7	81.0	47.7	33.5	55.0	36.5	26.0	11.2	18.4
3	37.4	83.9	45.9	38.0	58.0	38.5	25.9	7.4	14.1
4	39.1	95.1	49.8	32.5	50.0	33.0	45.1	16.8	16.0
5	39.1	91.5	51.8	34.0	60.0	39.0	31.5	12.8	19.1
6	31.5	57.0	36.2	28.0	43.0	30.0	14.0	6.2	9.5
7	43.1	90.0	58.4	43.1	90.0	58.4	0	0	4.0

$$U = n \frac{r}{1+r} \dots\dots\dots (7)$$

U値と成形限界との関係は Fig. 5 に示すように相関がありU値の大きいものほど等2軸張出成形の成形性がすぐれている。このことから張出性に対するr値の効果の小さいことがわかる。

### 3.5 成形限界より破断限界までの変形について

破断限界に対する材料特性との関係<sup>10)</sup>についてはここでは省略し、成形限界より破断限界までの変形について考察を加えた。ネッキングより破断までの変形量は Table 2 に示すように、板厚ひずみの増加量 ( $\epsilon_{t,max} - \epsilon_d$ ) あるいは、平均板厚ひずみの増加量 ( $\epsilon_{l(mean),max} - \epsilon_{d(av)}$ ) のいずれもが、引張試験でえられる局部伸び (TEL-UEL) と関係がみとめられ、局部伸びの大きい薄板ほど張出成形でもネッキング後の変形量が大きいことがわかる。

したがって破断限界を考えると、成形限界が大きくすなわち加工硬化特性のすぐれた薄板であるとともに、局部伸びの大きい薄板であることがよいことになり、これは引張試験における全伸び特性のすぐれた薄板ということになる。

## 4. 結 言

液圧バルジ試験によつて等2軸引張応力下での張出成形限界について検討を行ない、つぎのような結論をえた。

(1) 頂点の板厚ひずみの変化から求めたネッキングの発生するまでの成形限界は、主として加工硬化係数n値によつて支配され、第2因子としてのr値の効果は小さい。

(2) 張出成形の成形限界は不安定現象によつて生じその実測値は WALLACE と山田の理論値すなわち  $\bar{\epsilon}_d =$

$$2 \sqrt{\frac{2+r}{3}} \cdot n \text{ および } \sqrt{2(1+r)} \cdot n \text{ とよく一致する。}$$

HILL, SWIFT らの理論値はいづれも一致しなかつた。

(3) 成形限界より破断限界までの変形は引張試験の局部伸び特性と相関があることが示された。

## 文 献

- 1) G. SACHS: Werkstoffaus schuss, Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Report No. 52 (1925)
- 2) J. H. HOLLOMON and J. D. LUBAHN: General Electric Review, 50, Feb. (1947), April (1947)
- 3) H. W. SWIFT: J. Mechs. Phys. Solids, 1(1952), p. 1
- 4) R. HILL: J. Mechs. Phys. Solids, 1 (1952), p. 19
- 5) G. G. MOOR and J. F. WALLACE: J. Inst. Metals, 93 (1964), p. 33
- 6) 山田: 日本機械学会誌, 67 (1964) 542, p. 453
- 7) G. SACHS and J. D. LUBAHN: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., May, (1946), p. 271
- 8) S. P. KEELER and W. A. BACKOFEN: Trans. Amer. Soc. Metals, 56 (1963), p. 25
- 9) E. SIEBEL and E. KOPF: Z. Metallkunde, 26 (1934), p. 169
- 10) 中島, 菊間: 第17回塑性加工連合講演会前刷, No. 122