

冷延薄鋼板の穴広げ変形特性におよぼす塑性異方性の影響

Effect of Plastic Anisotropy on the Bore Expanding Behaviour of Cold Rolled Steel Sheets

伊 藤 庸*

Yo Ito

橋 口 耕 一**

Kouichi Hashiguchi

Synopsis :

To study the effect of plastic anisotropy on the bore expanding behaviour of cold rolled steel sheets, correlations of the normal or the planar anisotropies determined by a uniaxial tension test with the strain distribution or the expanding limit in a bore expanding test were examined on the decarburized rimmed steel sheets having different crystallographic orientations. Results indicate that the bore expanding limit of a cold rolled steel sheet is affected substantially by its crystallographic orientation through the effects of the minimum value of the plastic strain ratio, $r_{\min}$, and its planar distribution. These two effects are of the same order of importance for the bore expanding limit. The circumferential stable strain along the periphery of the bore can be approximated to the theoretical value $(1 + r_{\min})n$. Unstable strain up to fracture is small in the specimen having large planar anisotropy of r .

1. 諸 言

薄鋼板の伸びフランジ性については、成形技術^{1,2)}や材料特性^{3,4)}に関連して多くの研究が行なわれている。とくに材料特性面についての研究成果に着目すると、熱延薄鋼板の場合圧延方向に伸びた非金属介在物やカーバイドなどによるいわゆる **mechanical fiber** の存在が伸びフランジ性に有害かつ支配的であること、一方、冷延薄鋼板については **mechanical fiber** の代わりに集合組織に起因する塑性異方性が重要な因子となることが報告されている。小嶋、吉井、吉田³⁾らは穴広げ変形における垂直塑性異方性の影響について研究し、変形時の応力や歪みの分布を全歪理論にもとづいて計算した結果から垂直塑性異方性が板の伸びフランジ性を支配する重要な因子の1つであること

を結論し、さらにこの結果から穴周縁における円周方向くびれの発生位置が塑性歪比 (r 値) の面内異方性によって決定されるであろうことを推論している。

本研究は冷延薄鋼板の穴広がり限と塑性異方性の定量的関係を明らかにすることを目的とし、集合組織の異なる極低碳素リムド鋼板を対象として、単軸引張試験で求めた引張り性質の垂直異方性および面内異方性が、穴広げ試験での穴周縁における歪分布、破断発生位置あるいは穴広がり限とどのように関係するかを調べたものである。

2. 供試材および実験方法

Table 1 に示す化学成分をもち、通常工程で製造された低碳素リムド熱延鋼板 (JIS : SPHC, 板厚 9 mm) を、**Table 2** に示す方法で冷間圧延お

* 技術研究所薄板研究室主任研究員

** 技術研究所薄板研究室

Table 1 Chemical composition of specimen* (wt%)

C	Mn	P	S	O	N
0.006	0.37	0.009	0.024	0.0254	0.0006

* C and N were analyzed for the cold rolled sheet after final annealing and others for the hot-rolled mother sheet.

よび熱処理し、後述する4種の集合組織を有する1 mm厚の冷延薄板とした。この試料作成にあたっては、 r 値あるいは n 値などの面内異方性とmechanical fiberの影響を区別するため、Fig. 1に示すように熱延板母材の剪断時にその熱延方向が最終の冷延方向に対して 0° から 90° まで 15° 間隔になるように7枚ずつ4組の板を採り、これらの各組についてそれぞれ前述の4種の冷延工程を施した。これらの試片は、いずれもその熱延母板が高温から焼入れあるいは焼準されしかも高度の冷延が施されているので、最終試片の集合組織は熱延板の採取方向には影響されず、その後の冷延工程によってほぼ一義的に定まることが確かめられた。4種の試片群についてそれぞれ代表的な試片の $\{110\}$ 全正極点図をFig. 2に、そして全極点図法と逆極点図法で求めた各集合組織の主方位ならびに副方位をTable 2に示す。

これらの試片作成法と得られた4種の集合組織の特徴については以前に著者らが類似の内容を報告⁵⁾しているが、今回の供試片についての要点を以下に述べる。

試片群A： 冷延前の焼入れ焼もどし処理で析出した微細なカーバイドの作用により、cube-on-corner 方位の $(111)[01\bar{1}]$ 集合組織となっている。

試片群B： 冷間圧延の各段階での限定された圧下率と焼準処理の繰返しにより、方位がほぼランダムに分布した組織となっている。

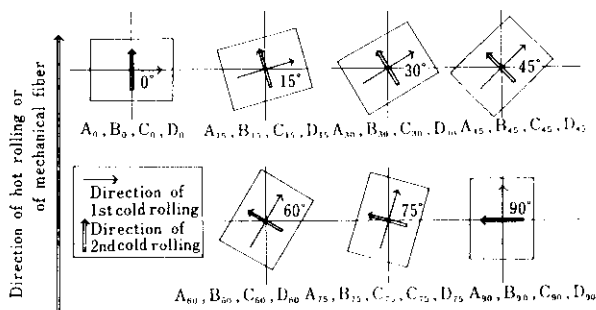


Fig. 1 Relation between the directions of cold rolling and hot rolling (Marks Ao, Bo, Co, Do etc. denote the signs of specimens)

Table 2 The preparing processes of specimens having different crystallographic orientations

	Group A	Group B	Group C	Group D
Major component	$(1\ 1\ 1)\ [0\ 1\ \bar{1}]$	Random	$(5\ 1\ 1)\ [1\ 4\ \bar{9}]$	$(1\ 1\ 0)\ [0\ 0\ 1]$
Minor component	$(1\ 1\ 1)\ [1\ 1\ \bar{2}]$ $(1\ 1\ 0)\ [0\ 0\ 1]$	$(1\ 1\ 0)\ [0\ 0\ 1]$ $(1\ 1\ 1)\ [1\ 1\ 2]$	—	$(2\ 1\ 1)\ [0\ 1\ \bar{1}]$
Preparation process	Hot rolled sheet(9mm) ↓ 1000°C×30min W. Q. 300°C×1hr F. C. ↓ 67% C. R. ↓ 620°C×3hr (Slow heating & W. Q.) 300°C×1hr F. C. ↓ 67% Cross C. R. (1mm) ↓ Final de-C annealing 710°C×20hr in wet H ₂ (slow heating)	Hot rolled sheet(9mm) ↓ 1000°C×30min A. C. ↓ (31% C. R. & 900°C×10 min A. C.)×3 ↓ (31% Cross C. R. & 900°C×10min A. C.)×3 ↓ Final de-C annealing 680°C×20hr in wet H ₂	Hot rolled sheet(9mm) ↓ 1000°C×30min A. C. ↓ 67% C. R. ↓ 67% Cross C. R. (1mm) ↓ Final de-C annealing 720°C×20hr in wet H ₂	Hot rolled sheet(9mm) ↓ 1000°C×30min W. Q. ↓ 67% C. R. ↓ 780°C×3hr (Rapid heating & W. Q.) ↓ 67% Cross C. R. (1mm) ↓ Final de-C annealing 690°C×20hr in wet H ₂ (rapid heating)

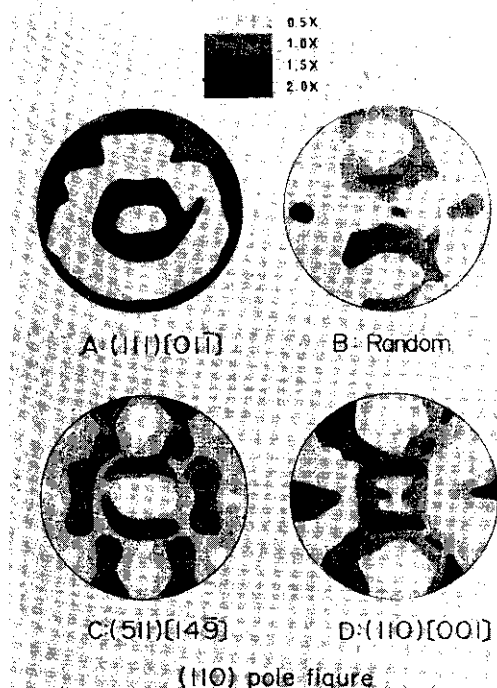


Fig. 2 Representative (110) pole figures of specimens

試片群C： 高圧下率のクロス圧延により cube-on-face 方位の (001) [100] 集合組織を狙ったが、けっきょくはこれに対し面が 16° 、軸が 22° 傾いた (511) [149] 方位の集合組織となっている。

試片群D： 冷延前の焼入れ処理による粒粗大化と炭素の溶体化処理の作用により、cube-on-edge 方位の (110) [001] 集合組織となっている。

全試片の粒度は、最終の脱炭・脱窒焼鈍処理を制御することにより、ASTM No. 6.5~7.5にそろえた。以上の方法により、最終的には4種類の集合組織（符号：A~D）をもち、しかもそのおののについて mechanical fiber の方向が 15° ずつ異なる4組の試片群（試片符号： $A_0, A_{15}, A_{30} \dots A_{90}$ 同様に $B_0 \sim B_{90}, C_0 \sim C_{90}$ 、および $D_0 \sim D_{90}$ ）が得られた。

塑性歪比（ r 値）は単軸引張試験による15%伸びの時点で、また加工硬化係数（ n 値）は同じく10%と20%伸びの間の応力-歪曲線からそれぞれ

求めた。この引張試験は上述のおののの供試片（たとえば $A_0 \dots, B_0 \dots$ ）についてその最終冷延方向からふたたび 15° おきに 90° までの各方向を軸方向として行なった。引張試験片は平行部幅14mmで標点間距離25mmの小型試験片を用いた。

穴広げ試験は、160mm ϕ の円盤中央にリーマー仕上げによる20mm ϕ の穴をあけた試験片で、しわ押え圧力を9tとし、80mm ϕ の球頭ポンチを用い、同一作製条件の試片について各2枚ずつ行なった。穴広がり限（ λ 値）は、破断発生開始時の圧延方向の穴径（ R_0 ）とそれに直角方向の穴径（ R_{90} ）を測定して平均し

$$\lambda = \{[(R_0 + R_{90})/2] - R\} / R \times 100\%$$

ただし R ：試験前穴径として求めた。

また A_0, B_0, C_0 および D_0 の各試片について、穴広げ変形の各段階における試片面内の歪分布を測定した。歪分布は、円周方向に 7.5° 間隔、半径方向に穴周縁から0, 2, 5, 10, 15mmの間隔でグリッドを印刷したブランク試片を用い、穴広がり限までの変形過程を5ないし6段階にわけて測定した。その際、半径方向0mm（穴周辺）および2mm位置の円周方向歪（ ϵ_θ ）と厚み方向歪（ ϵ_z ）は同一のブランクについて各段階で測定し、穴広がり限に達した時、それに加えて半径方向0, 2, 5, 10, 15mm位置での半径方向歪（ ϵ_r ）も測定した。なお ϵ_θ と ϵ_r は3次元座標測定機で、また ϵ_z はダイヤルゲージ型ポイントマイクロメーターで測定した。したがって ϵ_z は測定点での値であるのに対し、 ϵ_θ と ϵ_r はグリッドによる標点間の平均値である。また穴周辺での ϵ_z 測定点は、半径方向にわずか入った部分になっている。これらの測定結果は、破断点付近を除き、その対称性を考えて、 $0^\circ \sim 90^\circ$ の範囲の各相当位置で平均して表示することにした。

3. 実験結果

単軸引張試験で求めた r 値と n 値は、熱延母板からの供試板採取方向による影響が認められないので、最終冷延方向に対する引張方向が同一のものを、集合組織が同一の試片群ごとに平均して Fig. 3 に示す。ただしこの図では、穴広げ試験の

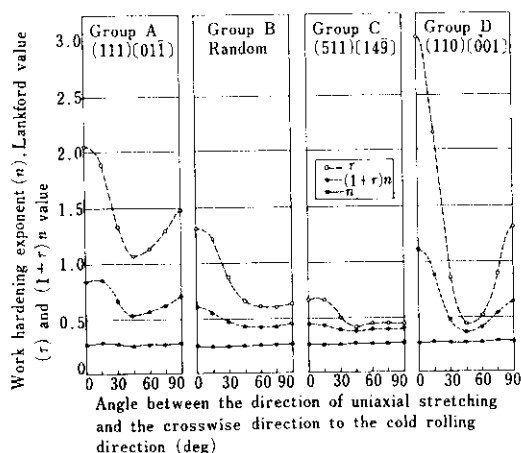


Fig. 3 The plastic strain ratios, r , the work hardening exponents, n , and the values of $(1+r)n$, measured by the uniaxial tensile testing

結果と比較するのに便利なように、横軸にとった引張方向は穴広げ試験での σ_θ 方向の標示（最終冷延方向を $\theta = 0^\circ$ とする）を 90° 移動して記載してある。これは、穴広げ試験片上で、円周方向の引張りでの r 値は半径方向への引張り求めた r 値分布を 90° 回転した分布となるからである。

集合組織と r 値の関係については Burns および Heyer の研究⁶⁾を始めとして、多くの論文^{7,8)}が発表されている。本実験で対象とした4種類の集合組織と r 値の面内分布の対応関係もこれらの研究結果とよく一致している。すなわちA試片群は(111)集合組織であり、したがって r 値はもっとも大きい、副方位として(110)[001]方位が存在するために 45° 方向で r 値が極小となっている。B試片群はランダム方位を目標として作成したものであるが、やはり副方位の(110)[001]の存在のために若干の面内異方性を生じている。C試片群は r 値と r 値の面内異方性がともにもっとも小さいことが特徴である。最後にD試片群は異方性を大きくする(110)[001]方位を主方位とする集合組織となっているため、 $r_{\min}$ 値はC試片群と同程度であるが、 r 値の面内異方性は極端に大きくなっている。

一方、 n 値は各引張方向での平均値にほとんど差がなく、また集合組織による面内異方性もわずかしき現われていない。したがって穴広がり限におよぼす n 値自身の影響は本実験の場合ほとんど無視できると考えられる。したがって単軸引張り

Table 3 The average values of bore expanding limits and the plastic strain ratios (r , $r_{\min}$, r_s) measured by uniaxial tensile testing

Specimen	*	Group A	Group B	Group C	Group D
Bore expanding limit(λ %) (Average value of 2 test pieces)	0	150.6	141.4	122.8	87.4
	15	142.6	134.6	131.8	80.7
	30	153.5	133.5	125.0	60.0
	45	155.0	143.5	116.2	84.7
	60	155.7	147.5	117.0	87.2
	75	159.2	126.8	125.2	86.5
	90	164.0	135.3	126.3	90.0
Average value of λ , ($\bar{\lambda}$)		154.4	137.5	123.5	82.4
Average value of r , ($\bar{r}$)		1.41	0.83	0.51	1.21
Minimum value of r , ($r_{\min}$)		1.07	0.59	0.42	0.43
Standard deviation of the planar distribution of r , (r_s)		0.35	0.28	0.10	0.90

* Angle (deg) between the symmetric axis of texture and the direction of mechanical fiber

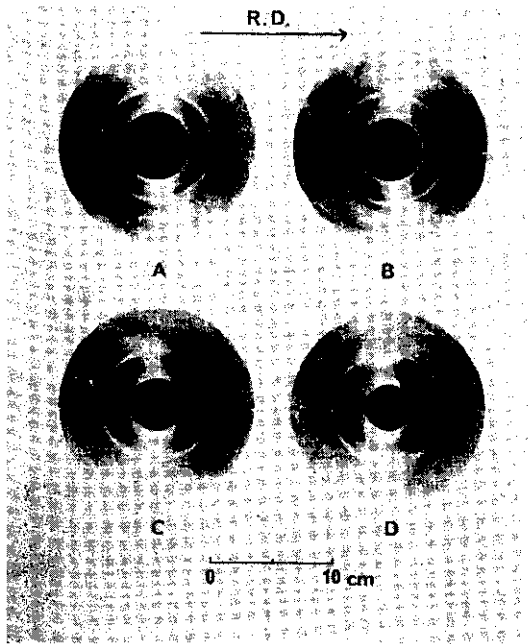


Photo. 1 Typical features of specimens after bore expanding test

での破断伸びの大きさに相当すべき $(1+r)n$ 値の面内分布は、Fig. 3に示すように、 r 値のそれとほとんど一致している。

$A_0 \sim A_{90}$, $B_0 \sim B_{90}$, $C_0 \sim C_{90}$ および $D_0 \sim D_{90}$ の全試片について測定した穴広がり限 (λ 値) を、各2枚の繰返しについて平均して Table 3 に示す。また同表には各試片群について、 $\bar{r}$ 値、 $r_{\min}$ 値および r 値の面内分布についての標準偏差 (r_s) も付記してある。また穴広がり限における代表的な試片の形状を Photo. 1 に示す。これらの結果から冷延薄鋼板の穴広がり限はその板の集合組織によって大きく左右されることが明らかである。そして各試片群の穴広がり限の全平均値 ($\bar{\lambda}$) は $\bar{r}$ 値の大小で決定されるのではなく、むしろ $r_{\min}$ 値の大小と同一傾向を示している。このことは、面内異方性のある材料の穴広げ変形を解析する際は、深絞り変形の場合と異なって、一般の異方性材料の面内等方条件での近似が不適当であることを明らかに示している。さらに同一の $r_{\min}$ 値を有するCおよびD試片群を比較すると、面内異方性の大きいD試片群の $\bar{\lambda}$ 値が非常に小さくなっており、このことから $r_{\min}$ 値が同一の場合は r 値の

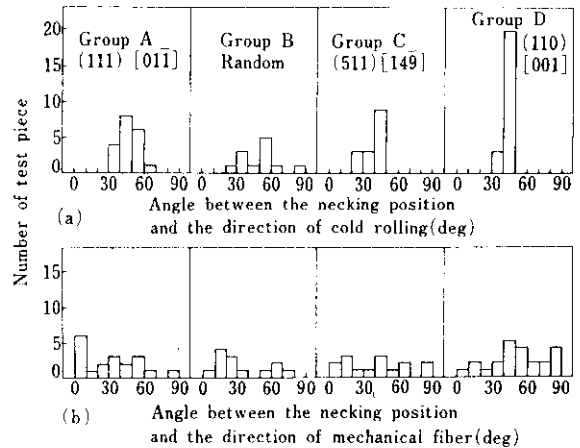


Fig. 4 Histograms of the breaking positions after bore expanding test

面内異方性 (r_s) の効果が大きく現われることがわかる。

穴広げ変形での破断は全試片について穴周縁で起こった。そこでその破断発生位置について、最終冷延方向からの角度で表わしたときの度数分布および同じくそれを母材の熱延方向すなわち mechanical fiber 軸からの角度で表わしたときの度数分布を調べてみると、それぞれ Fig. 4 の上下に示したようになる。どの試片群も最終冷延方向に対して特定角度の位置で破断する頻度の多いことがわかる。この傾向は r 値の面内異方性が大きい試片群ほど顕著で、しかもその最大頻度位置は $r_{\min}$ 位置とよい対応を示している。 r 値の面内異方性の小さいBおよびC試片群は、破断位置の分散が大きだけでなく、その平均位置も $r_{\min}$ 位置と正確には一致していない。一方、mechanical fiber 軸の影響は集合組織の影響に比べて非常に小さい。A, BおよびC試片群については破断位置が mechanical fiber 軸の方向にわずかながら近づく傾向が認められるが、 r 値の面内異方性が大きいD試片群では破断位置は mechanical fiber 軸とまったく無関係になっている。

最後に、 A_0 , B_0 , C_0 および D_0 試片について、穴広げ試験の変形各段階で測定した歪分布と、穴周縁について測定した ϵ_θ と ϵ_t の面内分布を Fig. 5 に示す。

板厚歪 ($-\epsilon_t$) が約0.20までの変形初期の段階では、穴周縁の円周方向歪 (ϵ_θ) の面内分布は試

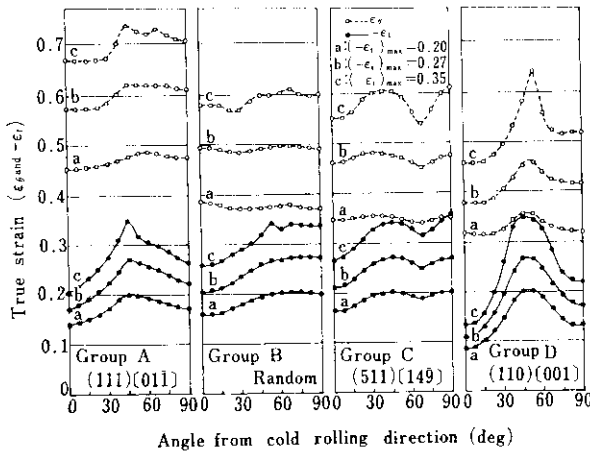


Fig. 5 Changes of the planar distributions of the strains ϵ_θ and $-\epsilon_i$ along the peripheries of the bores during bore expanding test

片群Dを除いてほぼ等方的であるが、それ以上変形が進行すると各試片によって若干傾向は異なるが ϵ_θ の面内異方性が顕著となる。穴周縁部での応力は、実測の ϵ_r/ϵ_i の比から求めた応力比 σ_r/σ_θ が0.1以下となることから、 σ_θ による単軸引張りで近似できることが推論される。このことは小嶋³⁾らの解析結果ともよく一致している。したがって穴周縁における ϵ_i の面内異方性は r 値の面内異方性が大きい試片ほど大きい。 ϵ_i が極大をとる r_{min} 相当位置での $-\epsilon_i$ が0.27を越すと ϵ_θ にも大きな異方性が生ずるようになっているが、この変形後期の状態では、 r 値の面内異方性が大きい試片ほど、 ϵ_θ 、 ϵ_i ともに局部的に集中する傾向の強いことが明瞭に認められる。

4. 考 察

本実験結果から、冷延薄鋼板の穴広げ変形における成形限はその板の集合組織に起因する塑性異方性(r_{min} , r_s)によって著しい影響を受けることが明らかになった。一方小嶋³⁾らは、面内異方性ではなく垂直異方性のみを有する板についてその穴広げ変形の解析を全歪理論にもとづいて行っており、 $\bar{r}$ 値の増大に伴い穴広がり限が増加する傾向にあることの定性的な説明を可能にしている。またこれとは別に久保寺⁴⁾らは一般の冷延鋼板について $\bar{r}$ 値と λ 値の間に正の相関関係がある

ことを報告している。本実験においても、 r 値の面内分布から求めたその標準偏差 r_s あるいは $r_s/\bar{r}$ が大体同程度のA、BおよびC試片では、 λ 値の大小を $\bar{r}$ 値すなわち垂直異方性の効果として説明できるが、 r_s の大きいD試片はこれと別に面内異方性による大きな効果が存在することを示している。さらに本実験では mechanical fiber の影響を除いた状態で試験しているが、そのときの破断発生位置の頻度分布は集合組織と密接な関係を持つことが明らかであり、このことは穴広げ変形特性を論ずる場合には本質的に板の面内異方性を考慮する必要があることを示している。

そこで穴広げ変形挙動におよぼす塑性異方性の影響を解析するために、本実験で得られた歪分布の測定結果および小嶋らの解析結果を基礎として以下に述べる非常に単純化した条件を仮定し、また材料の塑性異方性が異方性パラメーターによって精度よく記述できかつ変形過程で不変であることを前提として、Hillの塑性論⁹⁾により計算を行なった。

- (1) 穴周縁部の応力は、単軸応力 $\sigma_{\theta 1}$ で近似できる。
- (2) 穴周縁以外の部分の応力は、等二軸応力で近似できる。
- (3) 穴周縁部と穴周縁部以外の部分とは ϵ_θ が連続という条件で接続される。
- (4) 変形限を支配する破断は板厚方向の局部くびれによるものとし、その塑性不安定条件を

$$\frac{\partial (t\sigma_\theta)}{\partial \epsilon_i} = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

で与える。

これらの仮定は、小嶋らの解析によるブランク内での応力分布を2つの領域にわけて近似し、その境界を ϵ_θ が連続という条件で接合したものにはかならない。実際の変形はこのような簡単な近似では表わされず、境界における応力や ϵ_i の不連続、あるいは以下に述べる計算において一部せん断応力 $\tau_{\theta\theta} = 0$ と仮定することや、さらに上記(4)の塑性不安定条件が実測の破断条件とは必ずしも一致せず、実際にはこの条件から計算して得られる $-\epsilon_i = n$ の変形限以上に歪が大きくなって

もまだ変形が進行していることなどに本質的な問題点が残されている。しかしこれらの仮定の下に面内異方性材料の穴広げ変形挙動を解析することにより、実験結果の一部についての定性的な説明が可能であることを以下に示す。

計算の骨子は次のとおりである。

穴周縁における単軸応力 $\sigma_{\theta 1}$ と同場所における歪 $\varepsilon_{\theta 1}$ および $\varepsilon_{t 1}$ の関係は Hencky の応力歪関係により

$$\varepsilon_{\theta 1} = BA^{(1+n)/2n} \sigma_{\theta 1}^{1/n} \quad (2)$$

$$\varepsilon_{t 1} = -B(F \cos^2 \theta + G \sin^2 \theta) A^{(1-n)/2n} \sigma_{\theta 1}^{1/n} \quad (3)$$

また、等二軸応力が加えられている内側の部分の歪 $\varepsilon_{\theta 2}$ と応力 $\sigma_{\theta 2}$ ($=\sigma_{r 2}$) の関係は

$$\varepsilon_{\theta 2} = B(F+G)^{(1-n)/2n} \times (F \cos^2 \theta + G \sin^2 \theta) \sigma_{\theta 2}^{1/n} \quad (4)$$

ただし

$$B = 1.5^{(1+n)/2n} C^{-1/n} \times (F+G+H)^{-(1+n)/2n} \quad (5)$$

$$A = F \cos^4 \theta + G \sin^4 \theta + H \cos^2 2\theta + (N/2) \sin^2 2\theta \quad (6)$$

ただし F, G, H, N は Hill の異方性パラメータである。また

$$\sigma_{eq} = C \varepsilon_{eq}^n$$

と仮定(3)により $\varepsilon_{\theta 1} = \varepsilon_{\theta 2}$ とおいて

$$\sigma_{\theta 1} = (F+G)^{(1-n)/2} \times (F \cos^2 \theta + G \sin^2 \theta)^n A^{-(1+n)/2} \sigma_{\theta 2} \quad (7)$$

そこで、仮定(4)と(2)、(6)式より穴周縁で塑性不安定に達する条件として、

$$-\varepsilon_{t 1} = n \quad (8)$$

一方、 $\varepsilon_{t 1}$ が極小となる角度 θ_0 は

$$\frac{\partial \varepsilon_{t 1}}{\partial \theta} = 0 \quad (9)$$

より求められ、角度 θ_0 における $\varepsilon_{t 1}$ の値(極小値)を $-n$ とおくことにより $\sigma_{\theta 2}$ を消去することができ、 $\varepsilon_{\theta 1}$ が θ のみの関数となる。そこで次式(9)より塑性不安定に達したときの穴周縁の平均歪 $\bar{\varepsilon}_{\theta crit}$ が計算できる。

$$\bar{\varepsilon}_{\theta crit} = \frac{2}{\pi} \cdot \int_0^{\pi/2} \varepsilon_{\theta 1} d\theta \quad (10)$$

(9) 式で得られた $\bar{\varepsilon}_{\theta crit}$ を種々の異方性材料について整理すると次のようになる。

(a) 等方性材料 ($F=G=H=N/3$) の場合

$$\bar{\varepsilon}_{\theta crit} = 2n \quad (11)$$

となり加工硬化係数 n のみに依存する。

(b) 垂直異方性材料 ($F=G, F+2H=N$) の場合

$$\bar{\varepsilon}_{\theta crit} = \frac{F+H}{F} \cdot n = (1+\bar{r})n \quad (12)$$

となり、 $\bar{\varepsilon}_{\theta crit}$ は単軸引張りでの破断伸びに相当する¹⁰⁾ $(1+\bar{r})n$ に等しくなる。

(c) 面内異方性材料の場合

$\tau_{r\theta} = 0$ という仮定は一般的に成立しないが、 $F=G$ の場合にはその 45° 対称性によって、ちょうど破断位置で $\tau_{r\theta}$ を含む項が 0 となる。

計算結果は、

$$N-F-2H < 0 \text{ のとき, } \theta_0 = \pi/4$$

$$\bar{\varepsilon}_{\theta crit} = \frac{F+N}{2F} \cdot n = (1+r_{\min})n \quad (13)$$

$$N-F-2H > 0 \text{ のとき, } \theta_0 = 0, \pi/2$$

$$\bar{\varepsilon}_{\theta crit} = \frac{F+H}{F} \cdot n = (1+r_{\min})n \quad (14)$$

となり $\bar{\varepsilon}_{\theta crit}$ が $r_{\min}$ によって左右されることがわかる。

実際に穴周縁の一部で $-\varepsilon_{t 1}$ が n に達した時点での $\bar{\varepsilon}_{\theta}$ の実測値と、 F と G の平均値を使って計算した $(1+r_{\min})n$ 値とは Table 4 に示すように

Table 4 The observed and the calculated values of the circumferential stable strains along peripheries of bores

Group of specimen	$\bar{\varepsilon}_{\theta crit}$	
	Obs. value	$\frac{(F+G)/2+N}{F+G} \cdot n$
A	0.603	0.557
B	0.492	0.449
C	0.471	0.383
D	0.419	0.388

Number of element	108
Number of joint	69
Thickness	1mm
Modulus of elasticity	21,000 kg/mm ²
Poisson's ratio	0.30
Work hardening exponent	$n=0.30$
r value	a: $r_0=r_{45}=r_{90}=0.42$
	b: $r_0=r_{90}=3.2, r_{45}=0.42$
	c: $r_0=r_{90}=8, r_{45}=0.42$

P: Load

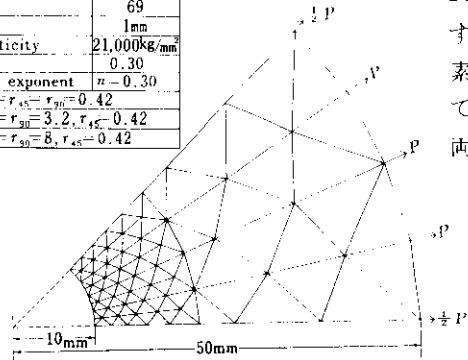


Fig. 6 Description of the model for F.E.M. analysis of the stress distributions in bore expanding specimens

よく一致しており、これから一般の塑性異方性材料の穴広がり限が $\bar{r}$ 値ではなく $r_{\min}$ 値によって影響を受けることが推論される。しかし、 $r_{\min}$ 値がほとんど同じであるC試片とD試片とを比較した場合、 $\bar{r}$ の大きいD試片の $\bar{r}$ 値がC試片よりも低いことはこの計算結果からは説明できない。

そこで板の塑性異方性が穴広げ変形の各段階における応力分布および歪分布におよぼす影響を調べるために、有限要素法による平面応力場の数値

解析を行なった。計算に用いたモデルの条件をFig. 6に、また得られた応力分布をFig. 7に示す。計算にはUNIVAC-494を使用した。有限要素法による弾塑性解析プログラムの作製にあたっては、本来ならば弾性異方性および塑性異方性の両者を考慮する必要があるが、ここでは弾性等方性を仮定し、塑性域では山田の応力・歪マトリックス¹¹⁾を用い、モデルの大きさとしては計算機の容量を考慮して要素数150、節点数100とした。異方性にもとづく変形挙動を解析するには要素数がやや不足で要素分割に無理があるが、変形初期の段階についてはこの数値解析により次に述べる諸点を明らかにすることができた。

材料の降伏は、等方性材料の場合穴周縁から外部に向かって同心円状に進行するのに対し、面内異方性材料の場合には山田¹¹⁾の解析結果と同様に穴周縁から外部に、かつ r 値の大きい部分から小さい部分へと進行する。ただし、本解析にあたってはブランク外周縁において半径方向への引張荷重のみが加わった状態を仮定しており、また山田の解析方法は降伏要素に関する剛性行列だけを修正するのに対し、本方法は各ステップですべて剛性行列を計算し直すという手続きをとっている。

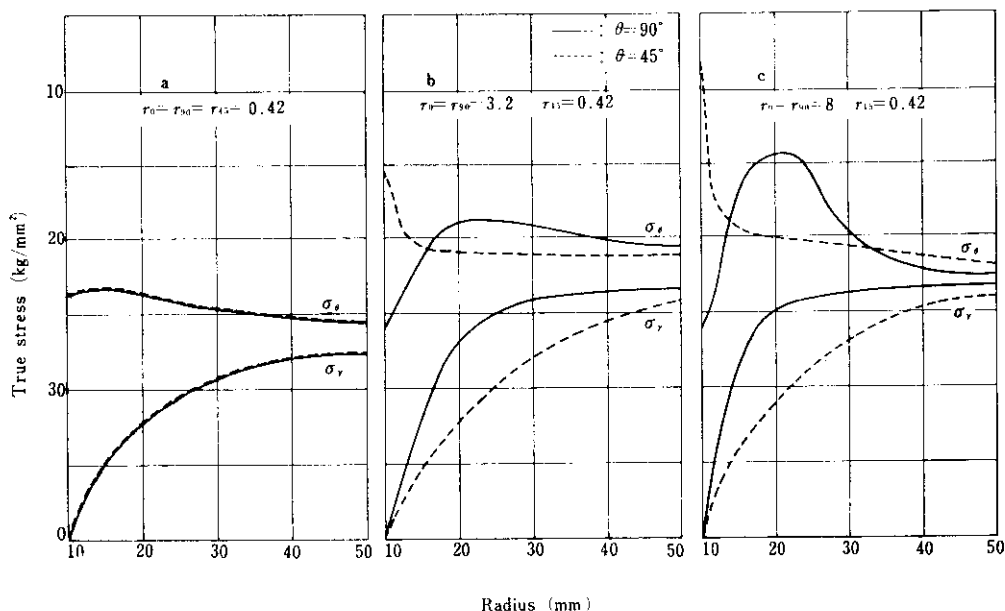


Fig. 7 Radial distributions of stresses in bore expanding specimens, calculated by F.E.M. analysis

全要素降伏後の応力分布は、まず面内等方性材料についての計算結果を **Fig. 7** に示すように、小嶋らの解析結果と同様な傾向を示している。一方、面内異方性材料については、 r 値の大きい角度方向 (90°) では $\sigma_{\theta\max}$ の位置が穴周縁から移動して半径が大きくなる方にずれ、 $r_{\min}$ の角度方向 (45°) では $\sigma_{\theta\max}$ の位置が穴周縁部に存在している。このことについては、面内等方性材料の解析結果から予測されることと一致している。穴周縁における最大主応力である σ_θ の面内分布については、**Fig. 8** に示すように $r_{\min}$ の角度方向 (45°) で最大値をとる。そしてこの部分の σ_θ の円周方向の勾配あるいは $\sigma_{\theta\max}/\sigma_{\theta\min}$ の比は、 r 値の面内異方性の大小によって支配されている。

今回の解析結果では、前述したように変形の比較的初期の段階しかとり扱っていないため、歪の局部集中あるいは不安定現象の出現というような問題については説明することができない。しかし計算した変形範囲内では、変形の進行とともに $\sigma_{\theta\max}/\sigma_{\theta\min}$ の比が増加する傾向が認められる。

さて、 $r_{\min}$ 値が一定の場合、 r 値の面内異方性が大きくなるほど穴広がり限が低下するという実験事実は、この有限要素法による解析結果が示しているように、穴周縁における円周方向応力の局部集中の大小あるいは応力勾配の大小と結びつけて考えるのが妥当であろう。すなわち r 値の面内

異方性の大きい材料では、変形が進行したとき (1) 式から求めた不安定条件に最初に達する $r_{\min}$ 位置での応力集中が大となるため、この部分に発生したくびれが拡散せずその後のわずかな変形により破断に到る傾向が大きくなるものと考えられる。したがって $r_{\min}$ 値が一定の場合、 r 値の面内異方性が大きいものほどその穴広がり限は理論的な stable strain すなわち $(1 + r_{\min})n$ 値に近くであろう。また面内異方性が非常に小さい場合、さらには理想的な面内等方性材料では、本実験で得られた歪分布の測定結果からも明らかなように、(1) 式から計算される歪量に達しても歪の局部集中が生ずることなく変形がほぼ均一に進行し、その成形限は介在物や析出物などの周辺で void が形成されることによって定まる材料固有の延性限に支配されるものとなることが示唆される。

これらの推論は実際の穴広げ試験における歪分布の測定結果からも裏づけられている。すなわち **Fig. 9** は変形後期における歪分布の測定結果であるが、 r 値の面内異方性が大きいものの代表例として D 試片、そして面内異方性の小さいものの代表例として B 試片を選び、変形が $-\epsilon_c = n$ に達した時点から破断開始直前までの変形過程における ϵ_θ の増加量を穴の周縁について調べた結果である。図中で変形各段の ϵ_θ の増加量は絶対値でな

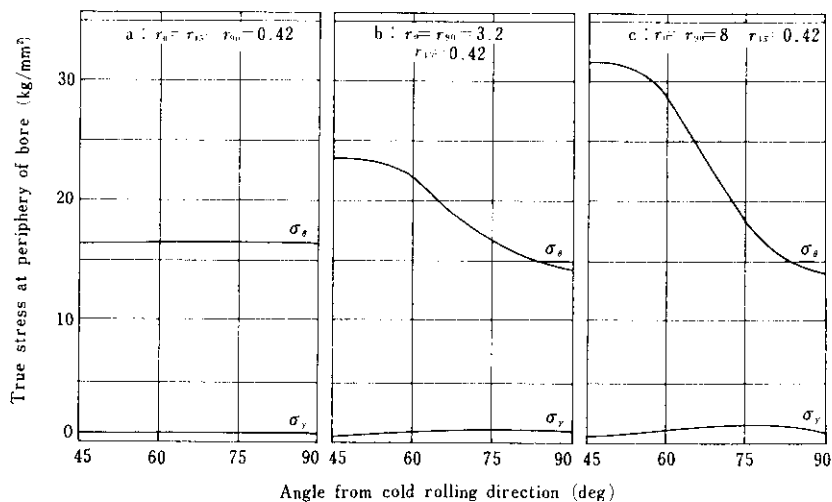


Fig. 8 Circumferential distributions of stresses in bore expanding specimens calculated by F. E. M. analysis

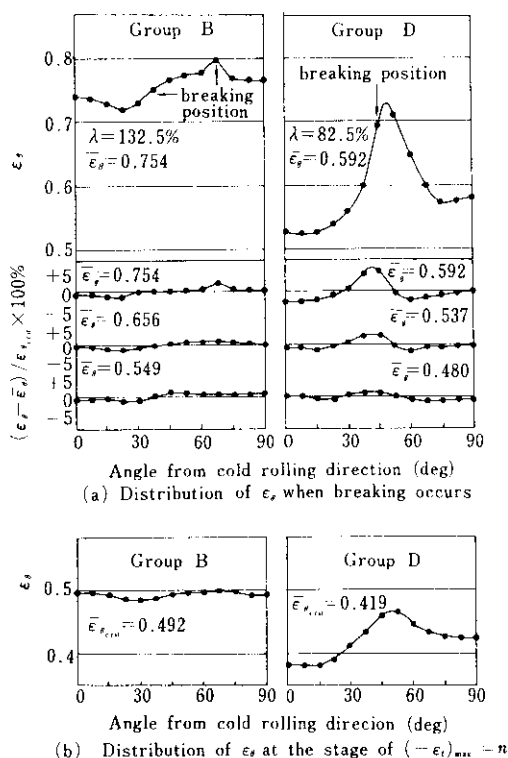


Fig. 9 The changes of the planar distributions of the unstable strains ϵ_u in the specimens B and D from the stage of $(-\epsilon_t)_{\max} = n$ to the initiation of breaking

く、それぞれの角度位置における stable strain すなわち ϵ_{crit} に対する比として記載してある。この結果から、 r 値の面内異方性が大きい D 試片では (1) 式に示す不安定条件から導かれる $-\epsilon_t = n$ という条件に達した後では $r_{\min}$ 位置を中心とする局部で ϵ_u が大きくなり、歪の集中化傾向が認められるようになり、さらに変形が進行するにしたがってその部分から局部くびれが発達し、結局その部分で破断することが明らかである。したがって $-\epsilon_t = n$ に達してから実際に破断が生ずるまでの穴周縁の unstable strain は非常に小さい。一方、 r 値の面内異方性が小さい B 試片は、 $-\epsilon_t = n$ に達しても歪の集中化傾向が認められず、面内に均一に分布した unstable strain によって変形が進行し、そして最後に非常に局部的なくびれが急激に発生して破断に到る。B 試片と D 試片で

は、破断開始時の $\bar{\epsilon}_u$ には 0.16 の差があるが、その内容は stable strain の差と unstable strain の差がともに約半分ずつを占めている。

さて本実験での穴広がり限におよぼす mechanical fiber の影響について触れておこう。本実験では試片の作製にあたって施した全冷間圧下率が 89% と通常の冷延板の場合よりもはるかに大きく、したがって mechanical fiber は實際上微細に破壊されているために全般的にその影響は減殺されており、実際の破断発生位置との対応を調べても mechanical fiber が直接割れ発生の起源となっている例はまったく認められていない。しかし、Table 3 に示す穴広がり限の測定結果によれば、 r 値の面内異方性が大きい D および C 試片群については mechanical fiber 方向と $r_{\min}$ 角度方向が近接した場合に穴広がり限に若干の低下傾向が認められる。これは前述の有限要素法による数値解析で明らかになったように、面内異方性の大きい場合には $r_{\min}$ 角度位置での集中応力の絶対値自身が高くなることから説明できる。すなわち破断に際して mechanical fiber が Griffith crack の役割を果たすと考えると、mechanical fiber が存在する場合の面内異方性との相乗作用が穴広がり限におよぼす影響は無視できないものとなる。実際に製造されている冷延薄鋼板は本実験材より冷間圧下率は低い、mechanical fiber 方向が r 値の大きい方向となっているためにその影響は無視することができる。しかし熱延鋼板では、一般に mechanical fiber 方向と $r_{\min}$ 方向が一致するのでその相乗効果はより顕著になることが示唆される。

以上の考察においては、 0° 方向と 90° 方向の r 値が等しい場合、すなわち異方性パラメーターで $F=G$ なる条件が適用されるような異方性材料を取り扱っている。 $F \neq G$ なる異方性材料においては、本実験例でも明らかのように変形後の穴の楕円化による穴広がり限への影響が無視できず、また破断位置と $r_{\min}$ 位置の対応関係も一義的には定まらない。しかしこの効果は本報告で明らかとなった $r_{\min}$ 効果および面内異方性効果 ($F=G$ の場合) にくらべて、本質的にそれほど重要ではないと考えられる。

5. 総 括

冷延薄鋼板の集合組織に起因する塑性異方性の穴広げ変形特性におよぼす影響を明らかにするために、同一熱延母板から集合組織の異なる4種類の冷延板試片群を作製し、塑性異方性の効果と mechanical fiber の効果を分離した状態で穴広げ試験を行なった。この実験結果と、単純なモデルを仮定しての理論解析結果および有限要素法による試片内の応力分布の数値解析結果から得られた結論を以下に列記する。

- (1) 破断が穴周縁で発生するような穴広げ変形において、その破断発生角度位置は本質的に、単軸引張りで求められる $r_{\min}$ 値の角度位置に一致することが明らかとなった。
- (2) 穴広がり限におよぼす材料の塑性異方性の影響は、 $r_{\min}$ 値の stable strain への効果と、 r 値の面内異方性の unstable strain への寄与の両方で表現することができる。すな

わち、一般の面内塑性異方性材料では、 $(1 + r_{\min})n$ の大小で stable strain が定まるため、 $r_{\min}$ 値の低下にしたがって穴広がり限は低下し、また $r_{\min}$ 値が同じならば面内異方性が大きいものほど unstable strain が減少するために穴広がり限は低下して $(1 + r_{\min})n$ に近づくことが示唆される。

- (3) この $r_{\min}$ 値の効果と r 値の面内異方性の効果は、実際に起こりうる集合組織の変動範囲内で同程度の重要性をもっている。
 - (4) 通常の冷延鋼板においては、mechanical fiber の穴広がり限への影響は無視できるが、熱延板においては $r_{\min}$ 角度方向と mechanical fiber 方向とが一致するため、その影響はかなり大きくなるものと考えられる。
- 最後に、有限要素法による弾塑性解析のプログラム開発にあたり、御援助いただいたシステム課技術計算グループの市原氏に深く感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 中川, 吉田: 理研報告, 44(1968), 91
- 2) 中川, 吉田: 理研報告, 44(1968), 150
- 3) 小嶋, 吉井, 吉田: 理研報告, 44(1968), 67
- 4) 久保寺, 中岡, 橋本, 荒木, 西本: 鉄と鋼, 第78回講演概要集, 55(1969)11, 149
- 5) 伊藤, 神崎: 鉄と鋼, 52(1966)8, 1188
- 6) R. S. Burns and R. H. Heyer: Sheet Met. Ind., 35(1958), 261
- 7) R. W. Vieth and R. L. Whitely: Colloquium of Intl. Deep Drawing Research Group, (1964) Inst. Sheet Metal Eng., London
- 8) J. A. Elias, R. H. Heyer and J. H. Smith: Trans. AIME., 224(1962), 679
- 9) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, (1950), [Clarendon press, Oxford]
- 10) 中島, 菊間, 長島: 金属学会会報, 6(1967)10, 699
- 11) 山田, 中桐, 横内: 日本鋼構造協会第3回大会研究集会マトリックス構造解析講演論文集, (1968), 371