

焼付け硬化型鋼板の変形および焼付け処理による 降伏応力の変化

米村 繁*・樋渡 俊二*²・上西 朗弘*・臼田 松男*³

Yield Stress Anisotropy by Straining and Baking of Bake-hardenable Steel

Shigeru YONEMURA, Shunji HIWATASHI, Akihiro UENISHI and Matsuo USUDA

Synopsis : Bake-hardenable steel sheets have been applied in exterior body panels of automobiles for thickness reduction without deteriorating the panel dent-resistance. The increase in flow yield stress due to bake hardening depends largely on the amount of prestrain and strain path changes, before and after baking. In the present study, the strain-path effects on bake hardening properties have been examined by changing the direction of subsequent tensile tests after uniaxial tension, plane-strain and equi-biaxial stretching as prestrain for a ferrite based bake-hardenable steel sheet. The yield stress showed a strong anisotropy by prestraining. However, the anisotropy caused by prestraining was weakened by bake hardening treatments. The Taylor-theory calculations of yield stress based on the texture measurements revealed that the evolution of texture due to the prestraining is not responsible for the strong anisotropy prestrained materials observed in the experiments. The strain path changes can be characterized by a scalar product of previous and current strain-rate mode tensors. The subsequent yield stress after strain path changes of different combination could be qualitatively estimated by using this parameter, which showed a correlation between the strong anisotropy of the yield stress after prestraining and the microstructural evolution in the prestraining.

Key words : bake hardening; anisotropy; strain-path change; dislocation pinning; residual stress; slip system.

1. 緒言

自動車のドアやフード、フェンダーなどの外板パネルには優れた深絞り成形性や張り剛性、耐デント特性が要求される。これら必要特性のうち、耐デント特性の向上には高い降伏強度の鋼板が有利である一方、プレス成形で面ひずみの発生を避けるには低い降伏応力の鋼板が望まれる。このような相反する要求特性を同時に満足するために、常温での時効を極力抑えつつ、塗装焼付け工程での時効により硬化する焼付け硬化型(BH: Bake hardenable)鋼板が開発され、実用化されてきた。すなわち、板材成形後に塗装焼付けの工程を経て製造される自動車部品に対し、CやNなどの侵入型固溶元素を含むBH鋼板を用いると、鋼板に加工硬化(WH: Work hardening)や焼付け硬化(BH: Bake hardening)が生じ、部品強度が上昇する。焼付け硬化はひずみ時効現象であり、予ひずみにより導入された可動転位と焼付け処理時に転位周辺に拡散した溶質原子の相互作用と理解されている^{1,2)}。

BH量は、一般に、単軸引張り予ひずみを与えた引張試験片に対する同方向の単軸引張り降伏応力の焼付け処理による上昇量と定義されている(JIS-G3135)。BH鋼板の場合、

この方法で30 MPa以上のBH量が観測される。これまでの研究では、BH鋼板に等2軸引張り予変形と焼付け処理を施して得られたパネルで、BHのない場合に比べ、耐デント特性が向上することが確認されている^{2,3)}。しかし、成形後のパネルから切り出した試験片を用いて、焼付け処理前後の降伏応力を比較しても期待されただけのBH量が認められないことも知られている^{1~4)}。これはひずみ経路変化により誘起される塑性異方性とBHの異方性によるものと考えられるが、その特徴は未だ明らかでない。

一般に、完全に焼鈍された多結晶単相金属の初期塑性異方性は結晶方位分布(集合組織)が主要因であることはよく知られている。しかし、ある程度大きな予ひずみを導入した材料の塑性異方性については数多くの実験的検討がなされているものの、物理的要因については明らかでない。例えば、Kimら⁵⁾はひずみ経路が変化する2段階引張経路試験を実施し、予ひずみ材の降伏応力の面内異方性(加工誘起異方性)を調査している。その結果、彼らは予ひずみ材の異方性の主軸は数%の塑性変形で、最大45°も回転すると報告しており、Dafalias⁶⁾は結晶塑性理論の枠組みを用い、異方性主軸の大回転として加工誘起異方性を表現できるモデルを提案している。しかし、数%の予ひずみで集

平成18年2月7日受付 平成18年4月4日受理 (Received on Feb. 7, 2006; Accepted on Apr. 4, 2006)

* 新日本製鐵(株) 君津技術研究部 (Kimitsu R&D Laboratory, Nippon Steel Corporation, 1 Kimitsu Kimitsu 299-1141)

* 2 新日本製鐵(株) 鉄鋼研究所 (Steel Research Laboratories, Nippon Steel Corporation)

* 3 金沢大学工学部人間・機械工学科 (Department of Human & Mechanical Systems Engineering, Faculty of Engineering, Kanazawa University)

合組織が大きく変化したとは考えにくく、Rauchら⁷⁾は転位下部組織の変化が原因と指摘している。

一方、BH量のひずみ経路依存性に関する過去の知見は、2つの比例負荷を組み合わせたひずみ経路変化に対するBH量の異方性として実験的検討がなされている。しかし、RobertsとWilson⁸⁾の実験は面ひずみの問題から自動車の外板パネルには不適當な高強度の複合組織鋼板（Dual Phase鋼）を対象としており、高深絞り型のフェライト単相鋼に対する知見はない。また、JunとHosford⁹⁾の研究は深絞り用アルミキルド鋼を対象にしている点で興味深い、時効による成形性の変化を念頭に置いた現象論的な報告にとどまっている。さらに、これら一連の研究は、予ひずみ材のひずみ経路変化にともなう加工誘起異方性、例えば、直交負荷経路での交差効果や反転負荷経路でのBauschinger効果などの異方硬化挙動とBHの異方性の特徴を関連づけて検討がなされておらず、実験により観測されたBHの異方性についてのみ明らかにしている。

そこで本研究では、フェライト単相のBH鋼板に単軸引張りや平面ひずみ引張りなど様々な変形モードで予ひずみを加え、その予変形材の降伏応力の面内異方性が焼き付け処理前後でどのように変化するかを調査し、その特徴を明らかにする。続いて、Taylor理論を用いて降伏応力の面内異方性を計算し、予変形による集合組織の変化が降伏応力の異方性におよぼす影響について検討する。さらに、ひずみモードが2段階に変化する場合の2次変形の降伏応力を特徴付けるパラメータを導入し、直交負荷経路や反転負荷経路など起こりえる経路変化の大部分に関して、加工誘起異方性とBHの異方性は1次変形と2次変形の関係で統一的に解釈できることを示す。

2. 供試材および実験方法

2.1 供試材

供試材は、冷間圧延-連続焼鈍により製造された板厚0.7mmのフェライト単相のBH鋼板で、Table 1に示す機械的性質を有する。機械特性値はインストロン型試験機によりクロスヘッド速度10mm/min（ひずみ速度 3×10^{-3} /s）で引張試験をしたもので、試験片は圧延方向と平行に採取したJIS5号試験片を用いた。なお、表中のBH量は前述のJIS規格に従って、Fig. 1に示す方法で測定した値である。具体的には、外板パネルの成形時に導入されるひずみを圧延方向への2%の単軸引張試験で模擬する。次に、自動車の塗装焼付け工程での熱サイクルに対応する170°Cで20分間の焼付け処理をこの予ひずみ材に与える。さらに、予ひずみと同一方向に、再度、引張試験を行い、焼付け処理による降伏応力の上昇をBH量とした。

2.2 実験方法

本研究では、変形経路変化下での加工誘起異方性を調査

Table 1. Tensile properties of bake-hardenable steel sheet.

σ_p [MPa]	σ_u [MPa]	e_t [%]	BH [MPa]	r_m	r_0	r_{45}	r_{90}
239	364	43	47	1.59	1.54	1.43	1.96

(Thickness: 0.75mm. σ_p : 0.2% proof strength in RD; σ_u : ultimate tensile strength in RD; e_t : total elongation in RD; BH: Bake hardenability in RD; r_0, r_{45}, r_{90} : r -values at 0°, 45° and 90° from RD, respectively; $r_m = (r_0 + 2r_{45} + r_{90})/4$.)

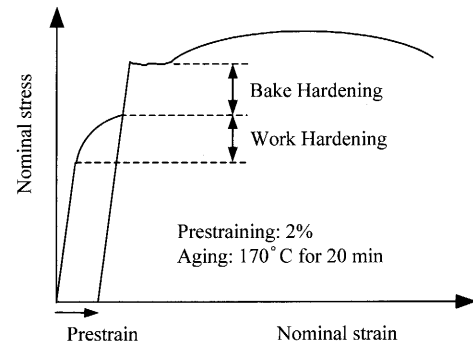


Fig. 1. Schematic diagram of a standard bake-hardenability test.

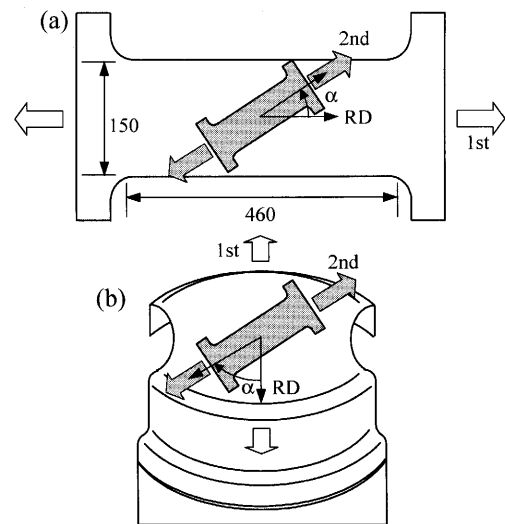


Fig. 2. Schematic illustration of preparing a subsequent-test specimen from a prestrained piece. (a) Various directions tension test after a prestraining in tension along the rolling direction. (b) Deformation-path change from plane-strain stretching to uniaxial tension.

するため、1次変形として圧延方向に2%、6%の単軸、平面ひずみ、等2軸引張りを施した材料を対象に、2次変形として1次引張方向から15°おきに0~90°までの引張試験を実施した。さらに、BHの異方性を調査するため、1次変形後170°Cで20分間の焼付け処理を施したものについても15°おきの2次引張試験を実施した。実験方法の概略をFig. 2に示す。

単軸引張り予ひずみは、圧延方向と平行に採取した平行部の長さ460mm、幅150mmの大型引張試験片を用いた。

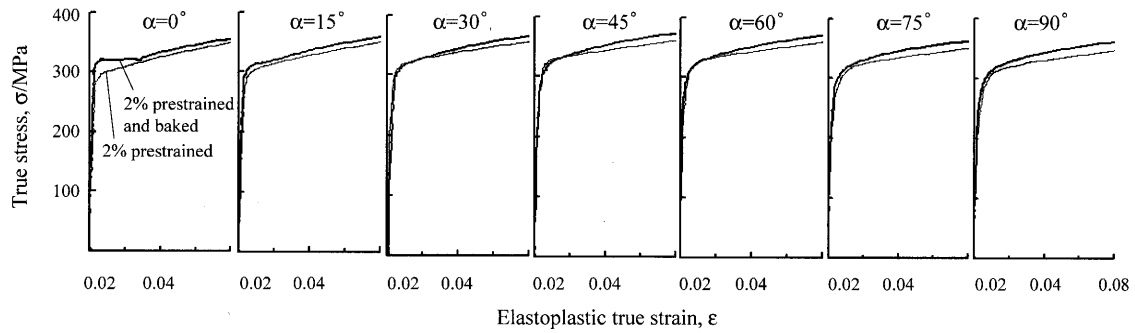


Fig. 3. Example of true stress-strain curves for tensile tests.

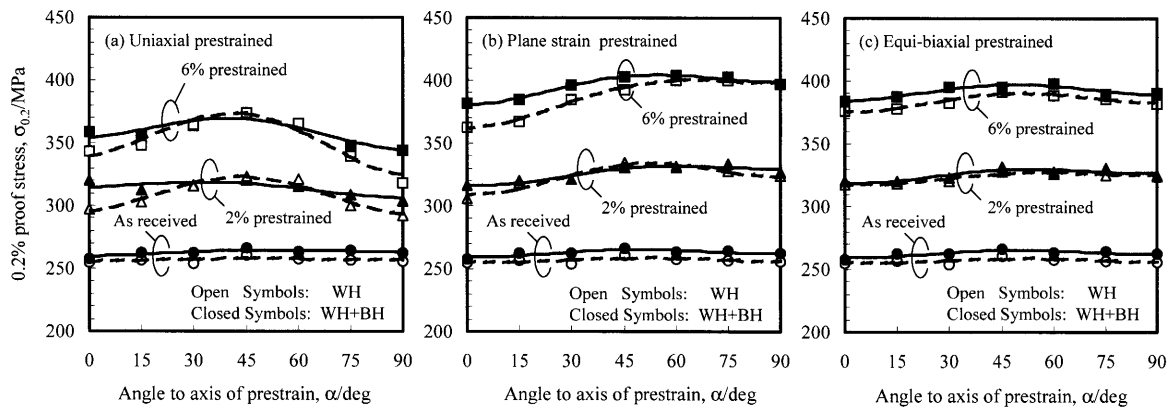


Fig. 4. Anisotropy of proof stress in a prestrained and baked bake-hardenable steel. (a) Prestrained in uniaxial tension; (b) prestrained in plane-strain stretching; (c) prestrained in equi-biaxial tension.

また、2次引張試験はJIS13号B試験片を用い、ひずみ速度 3×10^{-3} /sで引張試験を実施した。なお、ひずみ量は評点間距離50mmの伸び計を用いて測定した。

平面ひずみ引張り、等2軸引張り予ひずみは、幅500mmの正方形あるいは長方形の試験片を用い、最大主ひずみ軸と圧延方向が一致するように直径300mmの円筒平底ポンチで相当塑性ひずみ換算で2%、6%の予ひずみを与えた。このときの予ひずみは、スクライブドサークル法により測定した最大主ひずみと最小主ひずみから、Hillの面内異方性降伏関数¹⁰⁾を仮定した相当塑性ひずみにより求めた。さらに、2次変形として圧延方向に平行な最大主ひずみ方向から15°おきに0~90°までの引張試験を実施し、170°Cで20分間の焼付け処理前後での降伏応力の面内異方性を調査した。

3. 実験結果

3.1 降伏応力の面内異方性

引張試験から得られた真応力-真ひずみ曲線をFig. 3に示す。その結果、非焼付け処理材の2次引張りの流動応力は引張方向変化角に依存し大きく変化し、 $\alpha=45^\circ$ 近傍で最も増加、 $\alpha=90^\circ$ で低下している。また、1次引張りと同様に2次引張方向が一致する場合($\alpha=0^\circ$)には、焼き付け処理により応力-ひずみ曲線に明瞭な降伏現象が観測されるが、2

次引張りの方向や焼付け処理の有無によっては降伏点が現れない。そこで、降伏現象の有無に関わらず測定方法を統一するために、本論文では塑性ひずみが0.2%のときの真応力を測定した。したがって、ここで測定されるBH量は、降伏点が観測される場合には、Table 1に示した標準試験値のBH量よりも低い値となる。ただし、異方性の傾向は定性的に一致している。

3.2 単軸引張り予変形後の降伏応力の面内異方性

単軸引張り予変形後の降伏応力の面内異方性をFig. 4(a)に示す。初期の降伏応力にはほとんど異方性がみられない鋼板に対して、加工誘起異方性は予ひずみの増加とともに強くなり、予ひずみ6%において最大値と最小値の差は56MPaとなった。また、最小値は $\alpha=90^\circ$ の方向で、最大値は $\alpha=45^\circ$ 近傍に現れた。この結果はKimら⁵⁾の実験結果の傾向を再現している。一方、BH量は $\alpha=90^\circ$ で最大となり、 $\alpha=45^\circ$ ではほとんど観測されず、BHの異方性により加工硬化による強い塑性異方性が緩和されることが明らかになった。

3.3 平面ひずみ、等2軸予変形後の降伏応力の異方性

平面ひずみ引張り予変形後の降伏応力の異方性をFig. 4(b)に示す。非焼付け処理材については、予ひずみにより降伏応力は強い異方性を示し、予ひずみ6%において最大値と最小値の差は38MPaとなった。また、最大値は $\alpha=75^\circ$ 近傍の方向に、最小値は $\alpha=0^\circ$ 方向に現れた。逆に、

焼付け処理材では非焼付け処理材に比べ異方性が低減し、予ひずみ6%でも最大値と最小値の差は22 MPaである。また、BH量は $\alpha=60^\circ\sim 75^\circ$ 方向で最小、 $\alpha=0^\circ$ で最大となる。

等2軸引張り予変形後の降伏応力の異方性をFig. 4(c)に示す。非焼付け処理材の降伏応力の異方性は予ひずみを加えても顕著に現れず、予ひずみ6%でも最大値と最小値の差は15 MPaであった。一方、BH量は予ひずみ6%において、2次引張りの方向によらず8 MPa程度しか観測されなかった。

以上の実験結果を総括すると、予ひずみを受けた材料の降伏応力は予ひずみの変形モードとその後の変形モードの関係により変化すること、さらに、焼付け処理後のBH量も変形モードに依存し変化することが明らかになった。すなわち、単軸引張りや平面ひずみ引張り予ひずみ材の降伏応力は強い異方性を示すが、焼付け処理後のBHは予変形材の降伏応力の異方性を等方化する。一方、等2軸引張り予ひずみ材では、加工誘起異方性はほとんど観測されず、焼付け処理後のBH量は小さく、等方的に降伏応力を上昇させる。

4. 考察

4.1 集合組織変化の影響

観測された異方性の機構について以下に考察する。異方性の要因として集合組織変化と転位組織変化が考えられるため、まず前者の可能性を検討した。本研究では、Raphanelら¹¹⁾と同様に、予ひずみ材の集合組織を素材と比較し、さらに、各すべり系の臨界分解せん断応力が等しいという仮定の下、Taylor理論を用いて降伏応力の面内異方性を計算することで、予変形による集合組織変化が降伏応力におよぼす影響を見積もった。

供試材の3/4厚における $\{111\}$ 、 $\{100\}$ 、 $\{211\}$ 、 $\{310\}$ 極点図をX線回折により測定した。これら極点図からBungeによる級数展開法¹²⁾を用いて結晶方位分布関数(ODF)を求めた。結晶方位分布関数と降伏曲面の解析にはVan Houtteの開発したソフトウェア¹³⁾を用いた。Fig. 5にオイラー空間に表記した $\phi_2=45^\circ$ 断面での3次元結晶方位分布を示す。素材の集合組織は板面と垂直な $\langle 111 \rangle$ 軸周りのほぼ面内等方的な結晶方位分布を有しているが、圧延方向への単軸引張り予変形により $(111)[0\bar{1}1]$ 方位の集積がやや顕著になる。この方位分布の変化が降伏応力の異方性におよぼす影響を以下の計算で見積もり、転位組織の変化にともなう異方性の発展との分離を試みる。

この集合組織を基に、個々の結晶粒が引張試験片の巨視的なひずみと同一の均一ひずみを受けると仮定したfull constraints Taylorモデル(FCモデル)と、ある特定のせん断ひずみ成分は巨視的な変形に拘束されないと仮定したrelaxed constraints Taylorモデル(RCモデル)を用いて降伏

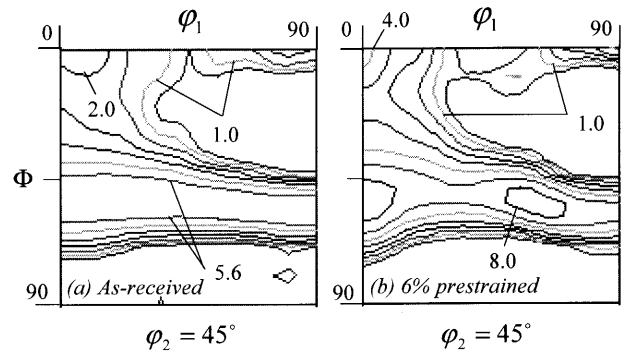


Fig. 5. $\phi_2=45^\circ$ sections with contour levels of the orientation distribution function (at values 0.7, 1.0, 1.4, 2.0, 2.8, 4.0, 5.6 and 8.0) for (a) as received, (b) 6% prestrained in uniaxial tension.

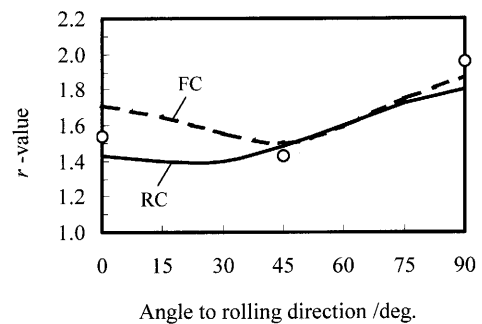


Fig. 6. Comparison of in-plane r -value variation between measurement and of those calculated from the experimental texture. (FC: full constraints Taylor model, RC: relaxed constraints Taylor model)

応力の面内異方性を計算した。以下、板面内の直交する2方向を x_1 および x_2 とし、板面法線方向を x_3 と定義する。RCモデルにおける緩和成分としては3つのせん断成分が考えられるが、圧延材に見られるpancake状の結晶粒を有する材料では $e \rightarrow e_{13}$ 成分と e_{23} 成分を緩和するpancakeモデルで予測精度が向上することが知られているため、このモデルを用いて計算した。また、DanielとJonas¹⁴⁾による深絞り用鋼板の r 値の予測によれば、 $\{112\}\langle 111 \rangle$ すべりと $\{110\}\langle 111 \rangle$ すべりの臨界分解せん断応力の比 $\bar{\tau}_{\{112\}}/\bar{\tau}_{\{110\}}$ が0.95のとき最も良い一致が得られると報告されているので、今回の計算でもこの値を用いた。なお、すべり系はFCモデルでは $\{110\}\langle 111 \rangle$ 、 $\{112\}\langle 111 \rangle$ と $\{123\}\langle 111 \rangle$ を、RCモデルでは $\{110\}\langle 111 \rangle$ と $\{112\}\langle 111 \rangle$ を仮定して計算した。

既にSchouwenaarsら¹⁵⁾や桑原ら¹⁶⁾によって、板面内の r 値分布や降伏曲面の予測精度は検証されており、この解析ソフトウェアの信頼性は確認されている。さらにFig. 6に示すように本供試材について計算した r 値の異方性は実験結果とほぼ一致していることも確認された。そこで、集合組織から様々な引張変化角での降伏曲面を計算し、降伏応力の面内異方性と実測値の比較をした。Fig. 7に6%の単軸引張り予ひずみ材の集合組織から計算した降伏曲面を、Fig. 8に素材と6%の単軸引張り予ひずみ材の集合組織から

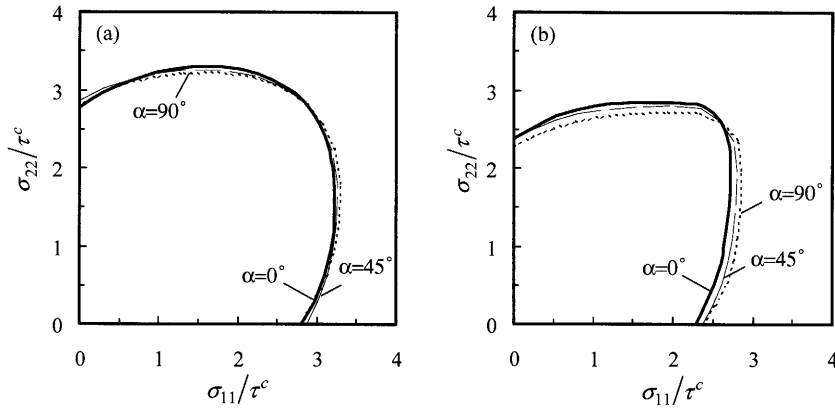


Fig. 7. Taylor-theory calculations of yield locus for 6% prestrained texture. (a) According to the full constraints (FC) Taylor model. (b) According to the relaxed constraints (RC) Taylor model.

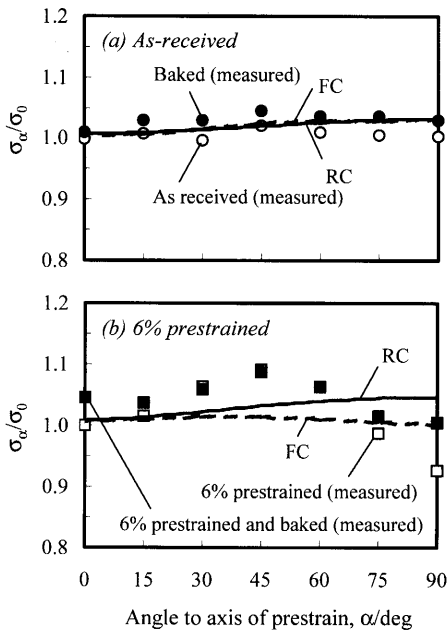


Fig. 8. Comparison of anisotropy between measurement and those calculated from the experimental texture of a prestrained bake-hardenable steel. (FC: full constraints Taylor model, RC: relaxed constraints Taylor model, (a) as received, (b) 6% prestrained in uniaxial tension)

計算した降伏応力の面内異方性を示す。その結果、単軸引張り予ひずみ材の集合組織を用いても、降伏応力の面内異方性を再現できず、観測された加工誘起異方性は結晶回転では説明できないことが示された。これらの知見と170°Cで20分間の熱処理では集合組織は変化しないことから、加工誘起異方性とBHの異方性は1次変形を導入された転位、熱処理によるそれらの固着と2次変形で活動するすべり系の相互作用が主要因と考えられる。

4.2 加工誘起異方性とBHの異方性の統一的解釈

複雑形状の成形では変形経路が大きく変化するため、加工硬化挙動に異方性が生じる。そのような塑性異方性は2つの比例負荷を組み合わせた2段階変形経路として数多く実験的検討がなされ、反転負荷経路でのBauschinger効果

や直交負荷経路での交差効果は典型的な現象としてよく知られている^{17,18)}。Bauschinger効果は1次変形で生じた内部応力(結晶粒、転位セル壁など各種スケールにおける不均一構造の変形に起因し生じる内部応力による長範囲の弾性応力場)が作用し、2次変形でのすべりを補助することで降伏応力が低下する。今回の実験のようにフェライト単相の鋼板に2%の予ひずみを施した場合、1次変形で生じた結晶粒内の内部応力(転位堆積による逆応力)が2次変形での活動すべり系に作用していると考えられる。一方、直交経路変化後に観測される降伏応力の増加(交差効果)は、現活動すべり系とひずみ経路変化により活動できなくなった転位セル壁との相互作用、特に、転位セル壁を横切ってせん断変形が局所化した微視的せん断帯(microband)に起因する⁷⁾。今回の実験のように比較的小さな引張予ひずみでは明瞭な転位セル壁が生成しない可能性もあるが、旧活動すべり系で生じた転位は現活動すべり系の障害物として働き、その結果、変形経路変化後に降伏応力は増加すると考えられる。

Schmittら¹⁹⁾は、ひずみモードが2段階に変化する場合の2次変形の降伏応力を特徴付けるために次式で定義されるパラメータを導入した。

$$\cos \theta = \mathbf{A}^1 : \mathbf{A}^2 = A_{ij}^1 A_{ij}^2$$

ここで \mathbf{A}^1 と \mathbf{A}^2 はそれぞれ1次変形と2次変形の塑性ひずみ速度モードテンソルであり、その ij 成分をそれぞれ A_{ij}^1 、 A_{ij}^2 とした。また、塑性ひずみ速度モードテンソル \mathbf{A} は塑性ひずみ速度テンソル \mathbf{D} を用いて

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}\mathbf{A}, \quad D = \|\mathbf{D}\| = \sqrt{\mathbf{D} : \mathbf{D}}$$

で定義される。予ひずみ材の降伏応力は $\cos \theta = 1$ となる比例負荷経路に比べ $\cos \theta = 0$ となる2次負荷で最も増加し(交差効果)、 $\cos \theta = -1$ となる逆負荷で最も減少する(Bauschinger効果)。

単軸引張り予ひずみ材の場合、板面内の直交する2方向

を x_1 および x_2 とし、板面法線方向を x_3 と定義すると、1次変形の塑性ひずみ速度テンソル \mathbf{D}^1 は、 r 値を用いて次式で与えられる。

$$\mathbf{D}^1 = \begin{bmatrix} 1+r & 0 & 0 \\ 0 & -r & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}$$

続いて、2次変形の塑性ひずみテンソル \mathbf{D}^2 はテンソルの回転則を用いて次式で与えられる。

$$\mathbf{D}^2 = \mathbf{R}\mathbf{D}^1\mathbf{R}^T, \quad \mathbf{R} = \begin{bmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha & 0 \\ -\sin \alpha & \cos \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

したがって、変形経路変化を特徴付けるパラメータ $\cos \theta$ は、塑性ひずみ速度テンソルをそのノルムで規格したテンソルの内積で計算できる。

本供試材の場合、引張方向変化角と $\cos \theta$ の関係は Fig. 9 のようになる。これから、今回の2段階引張試験では $-1 \sim 1$ を取り得る $\cos \theta$ の大部分が網羅され、起こり得る経路変化の大部分を観測していることがわかる。一方、平面ひずみ引張り予ひずみ材の場合の $\cos \theta$ は $-0.15 \sim 0.8$ の範囲で

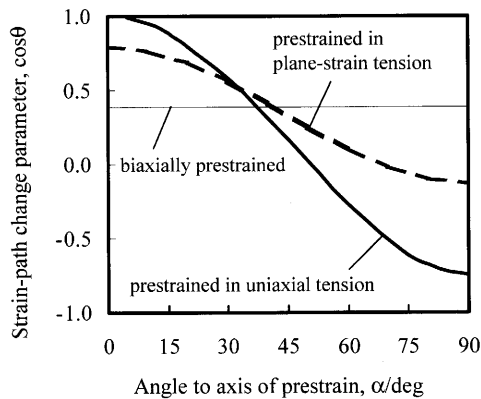


Fig. 9. Relationship between a strain-path change parameter and a subsequent tensile angle to the prestrain axis.

あり、等2軸引張り予ひずみ材の場合は2次引張り方向の角度によらず $\cos \theta$ は0.4であった。

Fig. 4の結果を Fig. 9を用いて $\cos \theta$ で整理し直すと Fig. 10となり、2次変形の降伏応力は $\cos \theta=0$ となる2次負荷で最も増加し、 $\cos \theta=-1$ となる逆負荷で最も減少した。これらは Schmittら¹⁹⁾の知見と良く一致する。さらに、これは平面ひずみ引張り予ひずみ材でも同様な傾向を示し、 $\cos \theta=0$ ($\alpha=60 \sim 75^\circ$)となる経路変化で最大値を観測した。さらに、BHの異方性も加工誘起異方性と同様、1次変形の予ひずみモードによらず、1次変形と2次変形のひずみ経路変化モードの関係を特徴付けるパラメータ $\cos \theta$ で、統一的に整理できることが新たに明らかになった。すなわち、 $\cos \theta$ が0に近いひずみ経路変化の場合にはBH効果は小さく、 $|\cos \theta|$ が1に近い場合にはBH効果が大きく、これらの結果としてBHにより予変形により生じた降伏応力の面内異方性は等方化する。また、等2軸引張り予ひずみ材では2次引張り方向の角度変化によらず $\cos \theta$ は0.4であることから、焼付け処理後のBH量は小さく、等方的に降伏応力を上昇させる。

今回の実験で明らかになった知見に基づけば、以下のようにBH効果を整理できる。一般的なBH測定方法は、単軸引張り予ひずみを与えた引張試験片に対する同方向単軸引張り降伏応力の焼付け処理による上昇量と定義されている。このようなひずみ経路変化に対応する $\cos \theta$ は1を示すため高いBH量が観測される。また、等2軸引張り後の自動車外板パネルに対するデント抵抗も $\cos \theta=1$ に近いひずみ経路を経ており、高いBH効果により良好な耐デント性を確保することができる。一方、成形後のパネルから切り出した引張試験片を用いて焼付け処理前後の降伏応力を比較しても、このようなひずみ経路変化に対応する $\cos \theta$ は0.4近傍であることから、高いBH量は観測されない。

加工誘起異方性とBHの異方性の機構について以下に考察する。Teodosiuら¹⁸⁾は、結晶塑性論に基づく考察から、予ひずみ材の異方性を特徴付けるパラメータ $\cos \theta$ は1次変形と2次変形のすべりの重複度と解釈している。すなわ

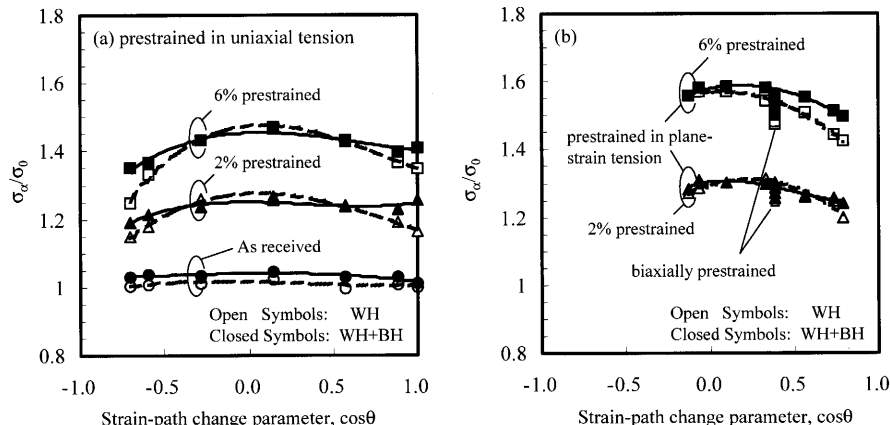


Fig. 10. Effect of strain-path change parameter on 0.2% proof stress in a prestrained and baked bake-hardenable steel.

ち、 A^1 は1次変形でのすべりによって生じた転位、内部応力に対応し、 A^2 は2次変形でのすべりと材料内部状態との相互作用に対応する。したがって、 $\cos \theta$ を用いることで、2段階引張試験による2次変形の降伏応力と微視的構造の変化を見積もることができる。例えば、 $\cos \theta = -1$ では活動すべり系は同一だが、すべりの向きは逆となる。そこで、すべりの重複度が2次変形でのすべりと材料内部状態との相互作用に対応するという観点から、交差効果、Bauschinger効果、BHの異方性の機構について以下のように考えた。

$\cos \theta$ の絶対値($|\cos \theta|$)が1に近いひずみ経路変化(現活動すべり系と旧活動すべり系の共通成分が大きい場合)では、内部応力が顕著に作用する。この内部応力は、ひずみ経路変化前後ですべりの向きが変化しない場合は現可動転位の抵抗になり、すべりの向きが反転する場合は現可動転位の動きを補助する。後者の成分が多いひずみ経路変化($\cos \theta = -1$ 近傍)でBauschinger効果が発現する。また、1次変形後に焼付け処理を施すと、このような $|\cos \theta|$ が1に近いひずみ経路変化では、旧可動転位が焼付け処理により現活動すべり系上に固着され、強い障害物となるためBHが大きいと考えられる。

一方、 $\cos \theta$ が0に近いと、旧すべり系の活動により生じた転位は熱処理によるCなどの固着を受けなくとも現活動すべり系に対して強い障害となり降伏応力を増加させる。このような成分が多いひずみ経路変化 $\cos \theta = 0$ で交差効果が現れる。しかし、このような交差効果に寄与する転位はCなどにより固着されてもその効果に変化がなく、この場合のBHは小さいと考えられる。

5. 結言

フェライト単相のBH鋼板に単軸引張りや平面ひずみ引張り、等2軸引張り予ひずみを加え、その予変形材の降伏応力の面内異方性が熱処理前後でどのように変化するかを調査し、以下の知見を得た。

(1) 予ひずみを受けた材料の降伏応力は予ひずみの変形モードとその後の変形モードの関係により変化すること、さらに、熱処理後のBH量も変形モードに依存し変化することが明らかになった。すなわち、単軸引張りや平面ひずみ引張り予ひずみ材の降伏応力は強い異方性を示すが、熱処理後のBHは予変形材の降伏応力の異方性を等方化する。一方、等2軸引張り予ひずみ材では、加工誘起異方性はほとんど観測されず、熱処理後のBH量は小さく、等方的に降伏応力を上昇させる。

(2) 単軸引張り予ひずみ材の集合組織を基に、各すべり系の臨界分解せん断応力が等しいと仮定し、Taylor理論

を用いて降伏応力の面内異方性を計算した。その結果、予ひずみ材の集合組織を用いても降伏応力の面内異方性を再現できず、観測された加工誘起異方性は結晶方位の変化が主要因でないことを確認した。本知見と170°Cで20分間の熱処理では集合組織は変化しないことから、加工誘起異方性とBHの異方性は1次変形で導入された転位、熱処理によるそれらの固着と2次変形で活動するすべり系の相互作用が主要因と考えられる。

(3) 単軸引張り、平面ひずみ引張りなど予変形モードによらず、加工誘起異方性とBHの異方性はひずみ経路変化を特徴付けるパラメータ $\cos \theta$ を用いて統一的に整理できることを示した。すなわち、予ひずみ材の降伏応力は、 $\cos \theta = 0$ となるひずみ経路変化で最も増加し、 $\cos \theta = -1$ 近傍で最小となる。一方、BHの異方性は、 $|\cos \theta|$ が1に近いひずみ経路変化でBH量は最大となり、 $\cos \theta = 0$ でBH量は最小となる。結晶塑性に基づく考察から $\cos \theta$ はすべりの重複度に対応すると考えられ、加工誘起異方性とBHの異方性は転位組織や内部応力とすべりの相互作用として解釈できる。

文 献

- 1) F.D.Bailey, R.P.Foley and D.K.Matlock: Proc. Symp. High Strength Sheet Steels for the Automotive Industry, ed. by R.Pradhan, Iron and Steel Society, Warrendale, PA, (1994), 119.
- 2) A.Okamoto, K.Takeuchi and M.Takagi: The Sumitomo Search, September, (1989), 183.
- 3) Y.Omiya, K.Kase, I.Tsukatani and Y.Okano: Sheet Metal Forming beyond 2000, (Proceedings of the IDDRG 20th Biennial Congress, June 17-19, 1998, Genval Brussels, Belgium), 415.
- 4) H.Takechi: Hot-and Cold-Rolled Sheet Steels, ed. by R.Pradhan and G.Ludkovsky, TMS-AIME, Warrendale, PA, (1988), 117.
- 5) K.H.Kim and J.J.Yin: *J. Mech. Phys. Solids*, **45** (1997), 841.
- 6) Y.F.Dafalias: *J. Mech. Phys. Solids*, **48** (2000), 2231.
- 7) E.F.Rauch and J.-H.Schmitt: *Mater. Sci. Eng.*, **113** (1989), 441.
- 8) W.T.Roberts and D.V.Wilson: Recent Developments in Sheet Metal Forming Technology, (Proceedings of the IDDRG'94 Open Sessions 18th Biennial Congress), ed. by M.J.M.Barata Marques, INETI, Lumiar, Lisboa, Portugal, (1994), 67.
- 9) G.Jun and W.F.Hosford: *Metall. Trans. A*, **17A** (1986), 1573.
- 10) R.Hill: *Proc. R. Soc. (London)*, **A193** (1948), 281.
- 11) J.L.Raphanel and J.-H.Schmitt: *Int. J. Plasticity*, **2** (1986), 371.
- 12) H.J.Bunge: *Texture Analysis in Materials Science*, Butterworths, London, (1982).
- 13) P.Van Houtte: *Textures Microstruct.*, **7** (1987), 29.
- 14) D.Daniel and J.J.Jonas: *Metall. Trans. A*, **21A** (1990), 331.
- 15) R.Schouwenaars, P.Van Houtte, E.Aernoude, C.Standaert and J.Dilewijns: *ISIJ Int.*, **34** (1994), 366.
- 16) T.Kuwabara, A.Van Bael and E.Iizuka: *Acta. Mater.*, **50** (2002), 3717.
- 17) E.Aernoudt, J.Gil Sevillano and P.Van Houtte: in *Constitutive Relations and Their Physical Basis*, (Proceedings of 8th Riso International Symposium on Metallurgy and Materials Science), ed. by S.I.Andersen *et al.*, Riso National Laboratory, Roskilde, (1987), 1.
- 18) C.Teodosiu and Z.Hu: in Proc. Numiform'95 (1995), 173.
- 19) J.H.Schmitt, E.Aernoudt and B.Baudelet: *Mater. Sci. Eng.*, **75** (1985), 13.