



T. Uemori

金属薄板の複雑変形挙動を記述可能にする 高精度弾塑性材料モデルの構築

上森 武*

1. まえがき

複雑な形状を有することが多い自動車部品のプレス加工においては、その部品の複雑な形状を可能な限り少ないプレス工程数で高精度に加工することが望まれている。複雑形状を有する部品の場合、多段プレスやより複雑化する金型による加工となり、金属薄板材料には応力経路が突然変化するような変形が発生する。このような場合におけるプレス成形品の形状予測は極めて難しい問題となっている。これを解決するために、設計段階ではもちろん、現場において様々なトライ&エラーが行われてきた。コンピュータ演算能力が成熟した現在において、市販されている汎用有限要素法（以下、FEM）を代表とする数値解析技術を用いても、未だにこの問題を一度に解決することができていない。この問題を困難にしている一要因として、複雑な変形を受ける金属材料の数式モデルが満足できる精度で記述できていない問題が挙げられており、数多くの研究者が、交差効果の実験検証やそれを高精度に再現できる弾塑性構成式（以下、材料モデル）の研究を行っている。しかしながら、交差効果を実験検証し、その挙動を数値モデル化している論文の多くは難しい理論展開により、膨大な材料パラメータを必要としており、一般的な使用に耐えられないものが多い。

本研究では、プレス成形工程で良く使用されている交差効果の見られる IF 鋼と近年その適用割合が急速に上昇している 780MPa 級 Dual Phase 高張力鋼板に応力経路を変化させた非比例負荷試験を行い、交差効果が加工硬化特性に及ぼす影響を詳細に検証した。さらに、交差効果による複雑な弾塑性変形挙動を高精度に再現できる新しい材料モデルの開発を行い、その計算結果を実験結果と比較することで本モデルの有用性を示した。

2. 材料モデル

弾塑性変形挙動を再現するために重要なことは、予ひずみ負荷試験後に行う面内応力反転試験でのバウシinger効果や繰返し加工硬化などの応力状態を如何に精度良く表現できるかにある。しかし、従来のモデルでは、等方硬化則や線形移動硬化則によるデフォルト設定が行われておりバウシinger効果を精度良く表現できていない。そこで、本研究では応力反転後に起こるバウシinger効果を高精度に再現できる Yoshida-Uemori モデルを基部とした、FEM に簡単に導入可能で複雑変形履歴の再現も高精度で記述できる弾塑性構成式を提案することにより非比例負荷時の応力-ひずみ応答の解析を行った。

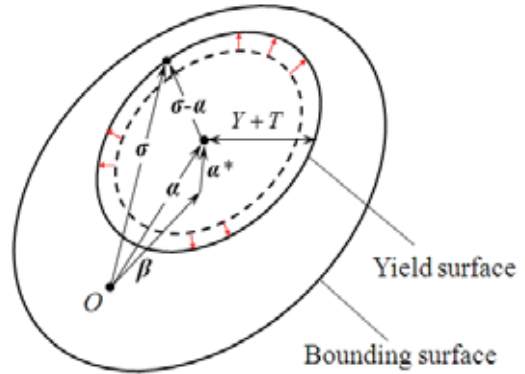


図1 交差効果を考慮した改良 Yoshida-Uemori モデルの概念図

図1 交差効果を考慮した改良 Yoshida-Uemori モデルの概念図

$$f = \phi(\sigma - \alpha) - (Y + T) = 0 \quad (1)$$

$$F = \phi(\sigma - \beta) - (B + R) = 0 \quad (2)$$

$$d\varepsilon^p = \frac{\partial f}{\partial \sigma} d\lambda \quad (3)$$

ここで、 ϕ は降伏関数で算出される相当応力、 Y は初期降伏応力である。また、 α および β はそれぞれの降伏曲面および限界曲面の中心、 B および R は限界曲面の初期半径とその等方硬化応力収束値を表している。

また、限界曲面の中心 β に対する降伏曲面の中心 α の相対的移動を表す背応力は

$$\alpha^* = \alpha - \beta \quad (4)$$

と表され、 α^* および β の発展式は

$$d\alpha^* = C \left[\left(\frac{a}{Y} \right) (\sigma - \alpha) - \sqrt{\frac{\alpha}{\alpha^*}} \alpha^* \right] d\varepsilon^p \quad (5)$$

$$d\beta = m \left[\left(\frac{b}{Y} \right) (\sigma - \alpha) - \beta \right] d\varepsilon^p \quad (6)$$

$$\alpha = B + R - Y = \alpha_0 + R \quad (7)$$

となる。上式中の b, C , および m は降伏曲面ならびに限

*近畿大学工学部機械工学科 講師

界面の移動硬化量を決定する材料定数である。また、交差効果による流動応力の再現には降伏曲面の一時的な等方硬化を考慮したものが必要であり、それは式(1)の T であり、その発展式は以下となる。

$$dT = \left[C_{Th} \left(1 - \frac{(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}) : \boldsymbol{\alpha}}{\|\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}\| \|\boldsymbol{\alpha}\|} \right) a - C_{Ts} T \right] d\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p \quad (8)$$

この発展式は、増加項と減少項から成っており、増加項は降伏後の一時的な流動応力の上昇幅を支配する物性値 C_{Th} 、降伏曲面に対する応力点の相対ベクトル $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}$ と降伏曲面の背応力 $\boldsymbol{\alpha}^*$ の内積を含む応力経路係数 $\lambda(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}, \boldsymbol{\alpha})$ 、降伏曲面の半径と限界曲面の半径の差 $a (= a_0 + R)$ の積である。応力経路が変化した直後、 $\boldsymbol{\alpha}$ ベクトルの方向はほぼ不変あるのに対し、 $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}$ ベクトルの方向は敏感に変化する。これにより二つのベクトルは非共軸となり T は急激に増加する。 C_{Ts} は降伏曲面縮小速度を規定する材料物性値であり、 R_{sat} は限界曲面の等方硬化の収束値である。また、非等方硬化領域の取り扱いについて以下のような式を用いた。

$$g_{\boldsymbol{\sigma}} = 0 \quad \text{かつ} \quad \frac{\partial g_{\boldsymbol{\alpha}}}{\partial \boldsymbol{\beta}} : d\boldsymbol{\beta} > 0 \quad \text{のとき}$$

$$dR = m(R_{sat} - R) d\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p \quad (9)$$

$$\text{それ以外では} \quad dR = m(R_{sat} - R) \left(1 - \frac{\boldsymbol{\beta} : d\boldsymbol{\beta}}{\|\boldsymbol{\beta}\| \|d\boldsymbol{\beta}\|} \right) d\bar{\boldsymbol{\epsilon}}^p \quad (10)$$

降伏前後での加工硬化係数の急激な変化を再現するため、降伏曲面の移動速度を以下のような変数とする。

$$C = C_0 + C_c \left(1 - \frac{\boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\beta}}{\|\boldsymbol{\sigma}\| \|\boldsymbol{\beta}\|} \right) \quad (11)$$

C_0 は降伏曲面の初期移動速度であり、 C_c は移動速度である。移動速度の増加量は材料パラメータ C_c と応力経路係数 $\lambda(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\beta})$ によって支配される。応力経路係数の導入することで応力経路変化後移動速度は上昇し、そのまま変形が進展すると元の速度 C_0 に戻るという定式化を行っている。これについても後に実験結果の再現性を検証する際にこの定式化の有用性を示す。また、Yoshida-Uemori モデルでは弾塑性判定パラメータが7個であるのに対し、本材料モデルでは Yoshida-Uemori モデルの7個に加え降伏曲面の等方硬化量 T を加えた合計10個となる。Yoshida-Uemori モデルの材料パラメータとして既に求めたものを変更することはなく、非比例負荷変形を記載するため3個のパラメータを追加すれば良いことも併記しておく。

3. 実験

前章にて説明した Yoshida-Uemori モデルを改良した弾塑性モデルの非比例負荷変形再現性を検証することを目的に下記実験を行った。

3. 1 供試材

本報告で使用している供試材は、270MPa 級 IF 鋼板 (板厚 1.4mm) と 780MPa 級 Dual Phase 高張力鋼板 (板厚 1.4mm) の2種類である。

3. 2 単軸引張試験

本研究で用いた試験片形状を図2に示す JIS13A 号試験片である。ワイヤーカット放電加工機により各鋼板 R.D. に対し 0° 、 45° 及び 90° 方向に切り出し、各方向の単軸引張応力-ひずみ関係を求めた。試験は変位制御で行い、試験温度は室温、引張速度は 1mm/min である。最大荷重点をむかえるか、もしくはひずみゲージの測定可能域限界を向かえたところで試験を終了する。

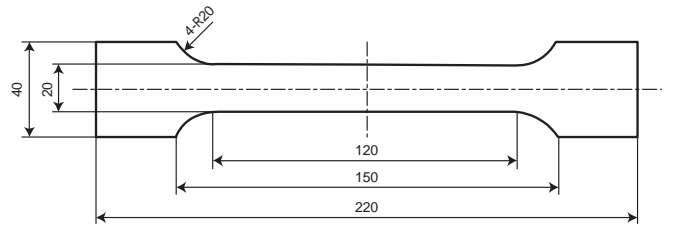


図2 JIS13A 試験片 (mm)

3. 3 予ひずみ付与試験

本報告では、上記金属材料に予ひずみを与えるために (株) 島津製作所製アムスラー型万能試験機 UMH-100 (図3参照) を用いて予ひずみ負荷試験を行った。制御方法は荷重制御により行っている。



図3 アムスラー型万能試験機

図4に予ひずみ付与試験片形状を示す。ひずみは2つの平行部のうち片方の中央に添付した単軸塑性域ゲージ YEFLA-2 より計測した。試験は、図5より金属薄板材料の真ひずみが5%に到達する所まで単軸引張試験 (①~②) を行い除荷 (②~③) した。

対して 45° 方向の引張流動応力値はほぼ等しいにもかかわらず、圧延直行方向の応力値が若干高く、流動応力の方向依存性が確認できるが加工硬化係数はほぼ同じであることが分かる。また、270MPa 級 IF 鋼の応力-ひずみ関係は、初期降伏応力値に若干違いがあるものの、その後の流動応力値や加工硬化はほぼ同じであることが分かる。

4. 2 面内反転試験

面内反転試験から得られた繰返し応力-ひずみ関係を図 9 に示す。これらより、270MPa 級 IF 鋼板、780MPa 級高張力鋼板ともに、応力反転時におけるバウシinger 効果を確認することができる。強度が上昇するにつれて、バウシinger 効果の遷移軟化領域が大きくなることが確認できる。また IF 鋼では、多数回の応力反転変形を付与した際に確認できる非等方硬化が確認できている。このことについては既に論文で報告しているが、今回の実験で分かったことは、780MPa 級高張力鋼板の実験結果においてもこの非等方硬化が確認できている。このことより、高強度鋼板であっても本現象は鋼板特有の現象であることが確認できた。また、繰返し回数の増加にともない加工硬化量が収束していることも両鋼板にて確認できる。

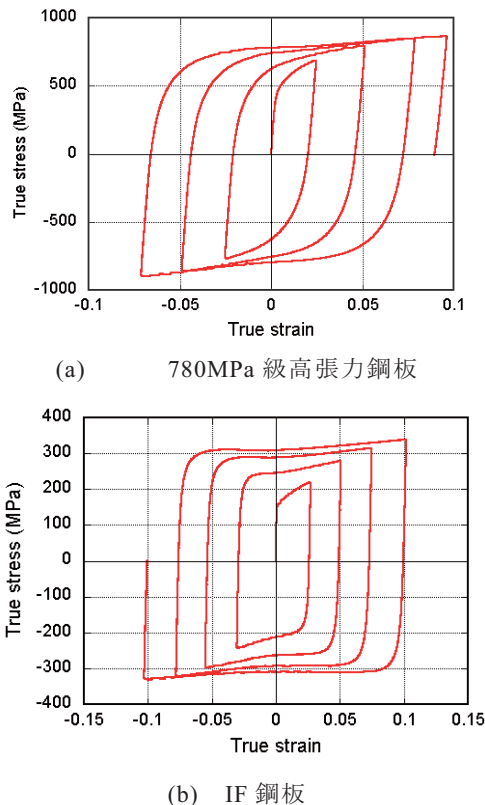


図 9 各鋼板の面内反転応力-ひずみ関係

4. 3 二軸引張試験

二軸引張試験から得られた等塑性ひずみ曲面を図 10 に示す。これらより、270MPa 級 IF 鋼板、780MPa 級高張力鋼板ともに、等方性の von-Mises 降伏関数ではなく、高次異方性降伏関数である後藤の 4 次降伏関数で精度良く再現できていることが分かる。これは、塑性異方性を

有し、流動応力値の方向依存性を有していることに起因する。

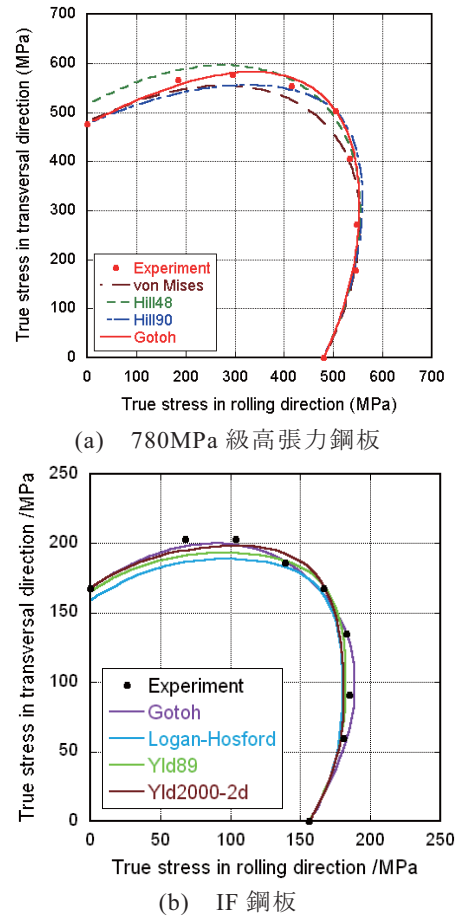


図 10 各鋼板の等塑性ひずみ曲面

4. 4 非比例圧縮試験

予ひずみ付与後の変形挙動を検討するために、予ひずみ $\epsilon=5\%$ ならびに $\epsilon=10\%$ 付与・除荷、その後圧延方向に対して T.D. (90° 方向) と 45° 方向の単軸引張試験実験結果と今回提案した材料モデルによる計算結果を比較したものを図 11 に示す。材料パラメータであるが、これは、

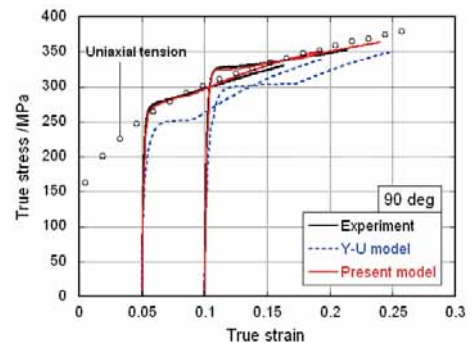


図 11 圧延方向に予ひずみ 5%ならびに 10%付与した試験片の圧延方向に対して 90° に引張変形した際の鋼板の応力-ひずみ挙動実験結果

T.D.に予ひずみ 10%付与後の材料試験結果をもとに 10個を決定し、その他の曲線については材料パラメータ同定には使用していない（実際の材料パラメータは、単軸引張ならびに面内反転試験結果より決定されているので式

中の硬化係数 3 個の決定が主である). 図 11 ならびに図 12 に示す解析結果には, 各予ひずみを付与後の応力-ひずみ関係実験結果と提案した材料モデルと従来の Yoshida-Uemori モデルの計算結果をあわせて示す. 本結果より, 45° ならびに 90° 方向への再引張結果の Yoshida-Uemori モデルの計算結果は, 早期降伏および非等方硬化領域の影響で実験結果を表現できていない. 一方, 本モデルの計算結果は上記の現象を再現し実験結果と良い一致を示していることがわかる.

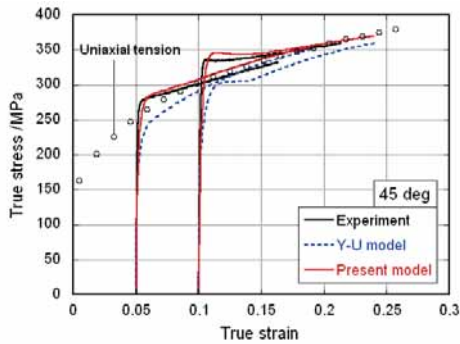


図 12 圧延方向に予ひずみ 5%ならびに 10%付与した試験片の圧延方向に対して 45° に引張変形した際の鋼板の応力-ひずみ挙動実験結果

この結果について降伏曲面の等方硬化量 T に着目しながら考察する. 図 13 を見ると, T は変形が開始すると急激に増加し, ピークを迎えた後緩やかに減少し, やがて 0 に戻っている. T の変化により, 一時的に流動応力を上昇させ, 変形が進むと元の基準曲線の加工硬化挙動に戻る現象を再現する. また図 13 において, 45° 方向引張りより 90° 方向引張りでの T の値を比べると, 45° 方向引張りの方が大きな値になっている. これは, 45° 方向引張りの方が $\sigma - \alpha$ と α が共軸になりにくいことに起因しており, このため T は大きく発展することで, この傾向を再現したと考えられる. さらに, 5%予ひずみ材に比べ 10%予ひずみ材の方が T は大きく発展している. これは式中の α が影響しており, T の増加に限界曲面等方硬化量を入れることで, 予ひずみの増加に伴い応力の上昇幅が大きくなる傾向を再現した. また, 10%予ひずみ材において降伏後の硬化休止現象とその後の逆反りの挙動も再現できている.

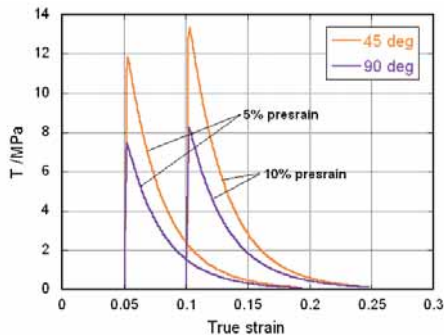


図 13 予ひずみ 5%ならびに 10%付与した試験片の圧延方向に対して 45° に引張変形した際の T 値 (式(8)の発展式) の変化

これは, 非等方硬化領域と降伏曲面の縮小が重畳した結果である. さらに複雑変形を考慮するために, 予ひずみ付加後の圧縮での交差効果挙動を観察するために非比例圧縮試験を行った結果を図 14 に示す. 今回は IF 鋼の真ひずみが $\epsilon = 5\%$ に到達する所まで予ひずみ負荷試験後に各方向に圧縮試験を行った. なお, 0°, 45°, 90° の 3 方向を示している. 0° では, 他の 2 方向に比べて早期に降伏しており降伏後は緩やかな硬化の後, 顕著な硬化量の増加がみられた. 45°, 90° では, ほぼ同じ所で降伏しており, 0° と比べると降伏応力の増加みられた. 降伏応力の増加量は, 角度の増加に従い増えるが一定の降伏応力で収束している. 降伏後の 45°, 90° の流動応力はどちらも直線的ではあるが硬化量は 90° の方がより高い値であり, 角度の変化と応力挙動の関係がわかった. 圧縮後の再降伏の曲率は角度が増すにつれ小さくなっている.

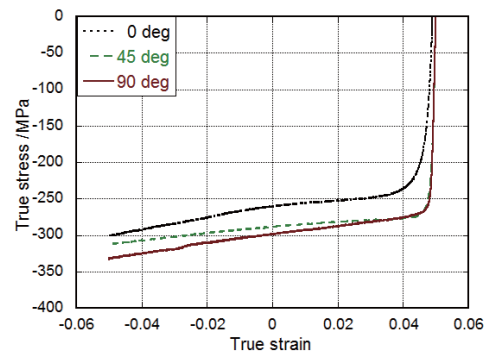


図 14 圧延方向に予ひずみ 5%付与した試験片の圧延方向に対して 0°, 45° そして 90° に圧縮変形した際の鋼板の応力-ひずみ挙動実験結果

また, 各方向のパウシグナー効果の程度は, 0° のパウシグナー効果が大きく 45°, 90° はほぼ同じであり, 角度が増すごとにパウシグナー効果の程度は小さくなっている. 非比例負荷の解析結果を図 15 に示す. 3 方向とも降伏応力の精度は良く実験結果と同じ傾向を示した. 流動応力は解析結果では, 0° 方向に非等方硬化領域が顕著に再現されており, 実験結果と異なったがその後の流動応力は一致した. その他の 45°, 90° の解析結果は, どちらも流動応力は精度良く再現できることがわかった.

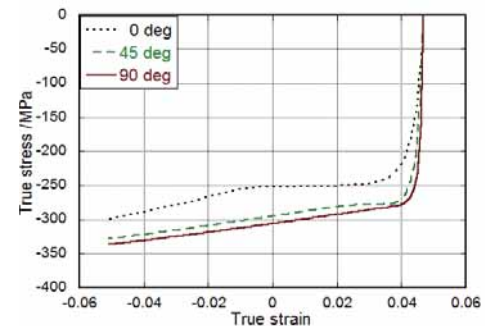


図 15 圧延方向に予ひずみ 5%付与した試験片の圧延方向に対して 0°, 45° そして 90° に圧縮変形した際の鋼板の応力-ひずみ挙動解析結果

以上は IF 鋼に関する議論であるが, 780MPa 級 Dual

Phase 高張力鋼板の多軸応力状態について検討する。IF 鋼と比べて、よりなだらかなバウシinger効果を有する高張力鋼板においては、今回提案する材料モデルでなく、従来の Yoshida-Uemori モデルであっても高精度に再現できる。これは高張力鋼板の非比例負荷変形においては、IF 鋼にみられるような交差効果は発動しないことに起因する。図 17 に高張力鋼板の非比例負荷変形時の応力-ひずみ関係を示す。

結言

- (1) 圧縮での交差効果挙動は、角度の増加とともに降伏応力は増加し、バウシinger効果の程度は小さくなる。
- (2) Yoshida-Uemori モデルに等方硬化量を考慮することにより、公差効果挙動を高精度に再現できた。
- (3) 高張力鋼板の非比例負荷変形挙動は従来の Yoshida-Uemori モデルでも高精度に再現可能である。

謝辞

本研究の一部は、(財)天田金属加工機械技術振興財団の研究助成 (AF-2005029 および AF-2008019) により行われたことを付記し、財団関係者、関係各位、そして本研究遂行にご助力頂きました広島大学大学院工学研究科、吉田総仁教授、近畿大学大学院、赤木宏行君に深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) R. Hill, Proc. R. Soc. Lond. Ser. A 193 (1948) 281-297.
- 2) R. Hill.: J. Mech. Phys. Solids, **38** (1990), 405-417.
- 3) F. Barlat, J. Lian: Int. J. Plasticity, **5** (1989), 51-66.
- 4) Gotoh, M.: Int. J. Mechanical Sciences, Vol. 19 (1979), 505-512.
- 5) Yoshida, F.: Int. J. Plasticity, **16**, (2000), 359-380.
- 6) Yoshida, F., Uemori, T, Fujiwara, K.: Int. J. Plasticity, **18**, (2002), 633-659.

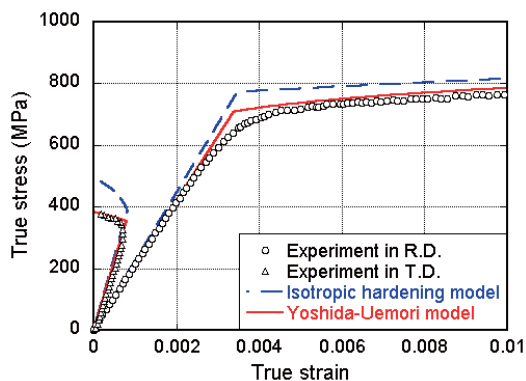


図 16 780MPa 級ハイテン板の等二軸予ひずみ 2.5% 付与後の平面ひずみ引張りにおける応力-ひずみ応答と、等方硬化モデルおよび Yoshida-Uemori モデルによる解析結果との比較

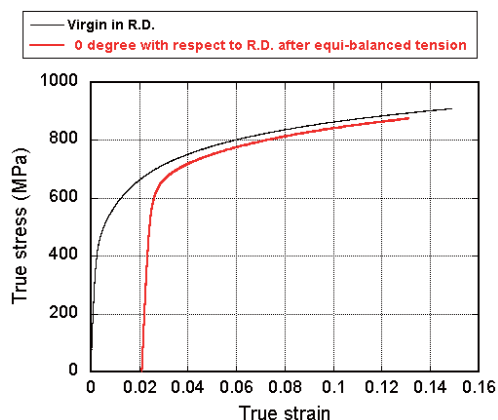


図 17 780MPa 級高張力鋼板の非比例負荷変形応力-ひずみ関係