

かたさ測定による鋼材の引張特性値の推定について

Estimation of Tensile Properties of Steels through Hardness Measurements

原 道 彦*

Michihiko Hara

川 井 豊**

Yutaka Kawai

Synopsis:

The estimation of mechanical properties through a simple hardness test will be very advantageous because of the handiness of the test and small requirement of test material.

In this report, a semi-theoretical and semi-empirical derivation of estimation formulae from the classical Meyer hardnesses has been performed for some static tensile properties of steels. Only 1cm^2 of test surface will suffice for the above estimation when using small spherical indentors specially devised for use in a Vickers hardness tester. The relative errors in the estimation of lower yield point and tensile strength are expected to remain less than 5% in the case of ordinary structural steels. Other formulae can estimate work hardening exponent and true strain at fracture. One third of an ordinary Vickers hardness can also be used as a rough estimator of tensile strength.

1. まえがき

かたさ(硬度)は、その材料が他の硬質物質(圧子)により強制変形を与えられたときに呈する抵抗の大小を表すことから、試料の引張強さ、降伏点などの静的特性値との間に種々の関係があると考えられる¹⁾。材料力学的に解釈すれば、圧子が試料に圧入されるとき、試料と圧子の接触面に生ずる応力の圧子軸方向成分を接触面積全体について積分した値が圧入荷重とつり合うまで試料が変形すると考えられるから、かたさが材料の特性値である降伏点の関数となることは容易に推測される²⁾。実用的には、降伏点よりむしろ公称応力の最大値である引張強さとかたさ測定値との間の相

関関係がよく知られており、圧入型かたさ試験(indentation hardness)の代表的なものであるビッカースかたさ、ブリネルかたさ、ロックウェルかたさなどの測定値により試料の引張強さを推定することがよく行われている。

また最近では、かたさの変化を疲れ過程における材料の特性変化としてとらえ、これを疲れ損傷度の一つの指標とする考えもある。さらに、低サイクル疲労強度の分野では、繰返し塑性ひずみ振幅と破断繰返し数の間には、引張試験における公称引張強さ、破断時の真応力および破断時の真ひずみなどの静的引張特性値を用いて表される関係があることから³⁾、静的引張特性値をかたさ測定値より推定できれば、かたさによる低サイクル疲労強度の推定も可能になろう。一方、低温脆

* エンジニアリング事業部建設技術部構造技術センター技術室課長
〔昭和51年10月4日原稿受付〕

** エンジニアリング事業部建設技術部構造技術センター技術室

性の分野においてもピッカースかたさ⁴⁾、ポルディかたさ⁵⁾による遷移温度の決定など、材料の低温特性判定値に関する推定が可能であることが示唆されている。

このように、かたさ測定値と材料の種々の特性値との関係を求めることは、かたさ試験が工業的試験方法としては比較的簡単なうえ試料が少なくてすむことから、非常に経済的かつ有効である。本研究では、鋼材の静的引張特性値（降伏点、引張強さ、加工硬化指数など）をかたさの測定値のみで推定するため、古典的かたさ値ともいえる“マイヤーかたさ”と“かたさひずみ”ならびに真応力-真ひずみの近似関係式を用い、かたさの測定値から引張特性値を推定する実用計算式を導くとともに、特別の圧子を試作し実験値との比較を行い実用性を調べた。その結果、最低1cm²程度の測定面が確保できれば、低サイクル疲労強度などと密接な関係を有するいくつかの静的引張特性値の推定が可能であることがわかったので、以下に報告する。

2. マイヤーかたさと引張特性値の関係

2.1 加工硬化指数

球形圧子を用いたかたさ測定値と加工硬化指数の間には、圧痕径と荷重の間の関係から求まる指数と密接な関連のあることがMeyer-Taborによって示され、Meyer-Taborの法則と呼ばれている⁶⁾。

いま、Fig. 1に示したように直径 D (mm)の球形圧子を用いて試料に直径 d (mm)の圧痕をつけたかたさを測ったとき、加えた荷重 W (kg)を圧痕の投影面積 $\pi d^2/4$ で除した平均圧力 P_m をマイヤーかたさと呼ぶ。すなわち、

$$P_m = \frac{4W}{\pi d^2} \quad \dots\dots\dots (1)$$

この場合次式に示すように、投影面積でなく圧痕の表面積で除した平均圧力 H_B はブリネルかたさとしてよく知られている。

$$H_B = \frac{2W}{\pi D(D - \sqrt{D^2 - d^2})} \quad \dots\dots\dots (2)$$

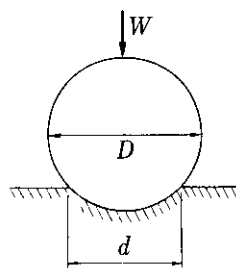


Fig. 1 Schematic diagram of Meyer hardness test

球形圧子を試料に試験荷重 W で圧入したとき、(1)式で表される平均圧力 P_m が、引張りまたは圧縮試験の際の真応力に対応する圧痕まわりの応力の代表値 σ_h に比例すると仮定すれば、

$$P_m = \hat{m} \cdot \sigma_h \quad \dots\dots\dots (3)$$

となる。比例定数 $\hat{m}$ は、圧子と試料面の摩擦などを考えない理想状態を想定した半無限板の2次元解析によれば、2.8程度の値となる。また、引張圧縮試験の際の真ひずみに対応する圧痕まわりのひずみの代表値 ϵ_h は、一般的に次式で表せる。

$$\epsilon_h = \alpha \left(\frac{d}{D} \right)^\beta \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 α, β は材料定数

一方、引張(圧縮)試験における真応力 σ_t と真ひずみ ϵ_t の関係が、Fig. 2に示すようにひずみの広い範囲において、

$$\sigma_t = m \cdot \epsilon_t^n \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 m ：材料定数

n ：加工硬化指数

と表される材料では、 σ_h と ϵ_h に(4)、(5)式を適用して、

$$\sigma_h = m \cdot \left\{ \alpha \left(\frac{d}{D} \right)^\beta \right\}^n \quad \dots\dots\dots (6)$$

と表せる。ここで、一般的な金属に対して $\alpha=0.2$ 、 $\beta=1$ とすることがTabor⁶⁾、遠藤ら⁷⁾によって実験的に明らかにされており、 ϵ_h はかたさの測定値から得られ、真ひずみとの対応がある量という意味からかたさひずみと呼ばれる。すなわち、

$$\epsilon_h = \frac{0.2d}{D} \quad \dots\dots\dots (7)$$

となる。また(3)、(6)、(7)式より、

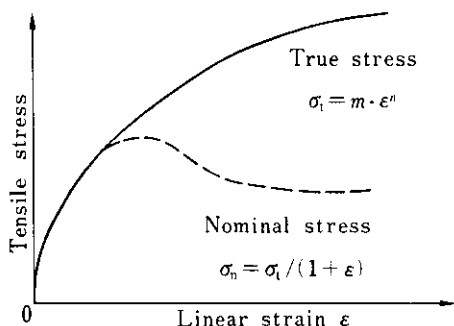


Fig. 2 Schematic tensile stress-strain curves

$$P_m = k \left(\frac{0.2d}{D} \right)^n = k \cdot \epsilon_h^n \quad (8)$$

ここに $k = \hat{m} \cdot m$

となるから、圧子径 D をいろいろ変えてマイヤー-かたさ試験を行うことにより、 d/D または ϵ_h ($=0.2d/D$) と P_m をプロットした両対数グラフ上の勾配として加工硬化指数 n を求めることができる。また圧入荷重と圧痕径、圧子径の関係は (1), (3), (6) 式から

$$\frac{W}{d^2} = K \left(\frac{d}{D} \right)^{x-2} \quad (9)$$

ここに、 $x = n \cdot \beta + 2$, $K = \pi k \alpha^n / 4$

で表される。これが Meyer の法則を表す一般式で指数 x をマイヤー指数と呼ぶ。マイヤー指数 x は、 β がほとんどの金属に対して 1 とおけることから $x \approx n + 2$ となり、加工硬化指数 n に 2 を加えた値とほぼ等しくなる。

2.2 引張強さ

一般に、引張試験片の変形前および変形後の断面積をそれぞれ A_0 , A とすると、真ひずみ ϵ_t は $\ln(A_0/A)$ に等しい。したがって真応力 σ_t と公称応力 σ_n との間に次式が成立する。

$$\sigma_t = \frac{A_0}{A} \sigma_n = \sigma_n \exp(\epsilon_t) \quad (10)$$

さらに真応力と真ひずみの関係は (5) 式に従うものとすれば、公称応力の最大値が公称引張強さ σ_{nu}

となるから、 $d\sigma_n/d\epsilon_t = 0$ とおいて、公称引張強さ σ_{nu} に対応する真ひずみ ϵ_{tu} は、

$$\epsilon_{tu} = n \quad (11)$$

で与えられる。(5), (8), (11) 式より公称引張強さは、

$$\sigma_{nu} = m \cdot n^n \cdot \exp(-n) = \frac{P_m}{\hat{m}} \cdot \left(\frac{n}{\epsilon_h} \right)^n \exp(-n) \quad (12)$$

と表せる。 $\hat{m}$ の値は、前述したように試料表面と圧子との間の摩擦を考えない 2 次元解析においては約 2.8 となるが、実際の工業的かたさ試験では、試料表面がある程度粗いという 3 次元の応力状態にあることから、理想状態における $\hat{m}$ 値の約 1.1 倍⁶⁾、すなわち $\hat{m} = 3.1$ 程度の値をとると考えられる。したがって、(12) 式を用いてマイヤー-かたさ試験の結果から σ_{nu} を推定できる。

さらに、ビッカースかたさ H_v は頂角 136° の角錐圧子を用いてかたさを測定するため、Fig. 3 に示すように d/D は近似的に 0.375 と一定になる。すなわちビッカースかたさは、かたさひずみの 7.5 % に相当するマイヤー-かたさを測定しているという粗い近似ができ⁷⁾、 $\epsilon_h = 0.075$, $P_m = H_v$ とおきかえれば (12) 式がそのまま適用できる。構造用炭素鋼では n が 0.26 ~ 0.20 程度の値をとることから、引張強さは、

$$\sigma_{nu} \approx \frac{H_v}{3} \quad (13)$$

を用いて、(12) 式によらずにビッカースかたさからも粗い推定が可能である。

2.3 静破壊延性

公称引張強さ σ_{nu} に対応する真応力 σ_{tu} と真ひずみ ϵ_{tu} および破断時の真応力 σ_{tf} と真ひずみ ϵ_{tf} に (5), (10) 式を適用し、 m を消去すれば次式を得る。

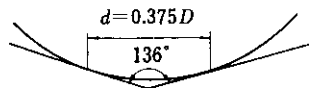


Fig. 3 Geometrical relation between a Vickers conical indenter and a Meyer spherical indenter

$$\sigma_{tf} = \sigma_{nu} \left(\frac{\epsilon_{tf}}{\epsilon_{tu}} \right)^n \exp(\epsilon_{tu}) \dots \dots \dots (14)$$

一方、破断時の真応力 σ_{tf} と公称引張強さ σ_{nu} の間には、O'Brien の式を修正した次式の関係が近似的に成り立つことが実験結果から明らかにされている⁸⁾。

$$\sigma_{tf} \cong \sigma_{nu} (1 + \epsilon_{tf}) \dots \dots \dots (15)$$

(14), (15)式から

$$\left(\frac{\epsilon_{tf}}{\epsilon_{tu}} \right)^n \cdot \exp(\epsilon_{tu}) = (1 + \epsilon_{tf}) \dots \dots \dots (16)$$

すなわち、静破壊延性 ϵ_{tf} と加工硬化指数 n は (11), (16)式により、

$$\frac{\epsilon_{tf}^n}{1 + \epsilon_{tf}} = n^n \exp(-n) \dots \dots \dots (17)$$

の関係にあり、静破壊延性もまたマイヤーかたさから求めることになる。Fig. 4 は、(17) 式の関係曲線と極軟鋼から超高張力鋼までの広い範囲の鋼材について行われた引張試験結果³⁾とを比較したものである。実験点はかなりのばらつきを示しているが、(17)式で表される関係式はこれらの実験値のほぼ下限値を与えていることがわかり、静破壊延性の下限値の推定にはある程度有効と考えられる。

2.4 降伏点

試料の降伏点については、前述の引張強さなどに比べその推定は極めて困難となる。これは、軟鋼のように明瞭な降伏点を示す材料を除けば、降伏点の定義についていくつかの解釈が成り立つうえ、前負荷の履歴状態によって降伏条件が同一材料においてさえ異なるためである。さらには、明瞭な降伏点をもつ軟鋼においても上降伏点と下降伏点が存在し、工業的な引張試験（ミルシート値など）においては、ひずみ速度の影響を受けやすい上降伏点で表記されていることがあることも上記の要因と同様、推定を困難にしている。

そこで筆者らは、かたき測定値により比較的推定の容易な引張強さと加工硬化指数を用いて、いわゆる降伏比（降伏点/公称引張強さ）を推定することにより降伏点の大まかな推定値を求める方法

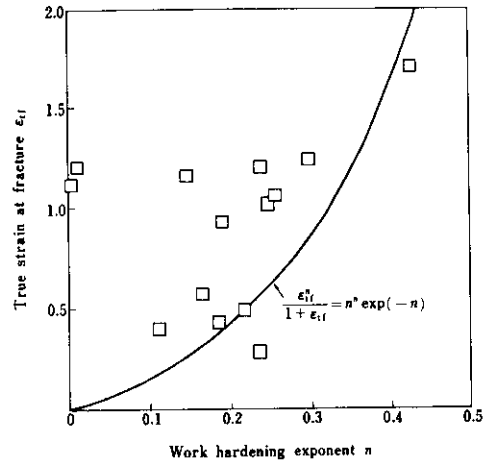


Fig. 4 Relation between true strain at fracture and work hardening exponent

を検討した。

2.3でも引用した引張強度の異なる広い範囲の鋼材について行われた引張試験結果³⁾を、加工硬化指数と降伏比の関係で整理し Fig. 5 に示す。これらの結果のうち、降伏点の明瞭でないものについては 0.2% 耐力を降伏点として採用した。図中には、上降伏点と下降伏点を用いた降伏比を併記してあるが、やはり下降伏点を用いたものよりもひずみ速度の影響を受けやすい上降伏点のデータにばらつきが多いことがわかる。また、材料力学的にも下降伏点の方が意味があることから、下降伏点を用いた降伏比と加工硬化指数とを最小 2 乗

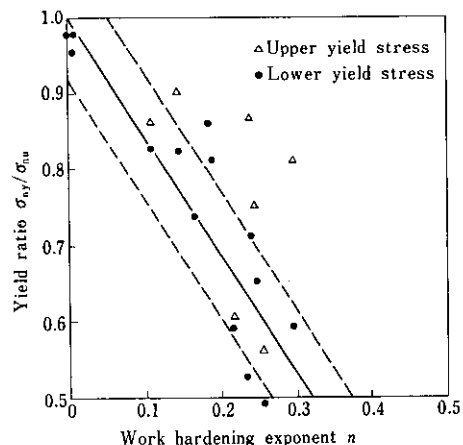


Fig. 5 Relation between yield ratio and work hardening exponent

法を用いて直線回帰した結果、次式で表される下降伏点 σ_{ny} の推定式が得られた。

$$\frac{\sigma_{ny}}{\sigma_{nu}} = (1.045 - 1.685n) \quad \dots\dots\dots (18)$$

ここで、標準偏差 $s = 0.084$

(18)式を用いることにより、マイヤーかたさの測定値から得られる加工硬化指数から、試料の下降伏点を容易に推定できることがわかる。

3. 実験

3・1 実験方法

まず、土留工に用いる切梁材にプレロードを与えるためのスクリー型油圧ジャッキのピストン部とシリンダー部（材質不明）の処女材ならびにひずみ履歴材について、ブリネル硬度計によりかたさ試験を実施した。 $D=10$ および 5mm の鋼球圧子を種々の荷重 ($W=500 \sim 2750\text{kg}$) で供試材に圧入し、かたさひずみ ϵ_h とマイヤーかたさ P_m の関係を求めるとともに、この関係がひずみ履歴を受けた後にいかに変化するかを調べた。

つぎに、ピッカース硬度計用に小径の鋼球圧子を試作して、鍛鋼(SF50)の丸棒および普通鋼(SS41)のくし型断面供試体を用い、かたさひずみの小さな領域を含めた $P_m - \epsilon_h$ 関係を求めさらに詳しい検討を加えた。

3・2 実験結果と考察

前記ジャッキ材についてブリネル硬度計を用いて測定した $P_m - \epsilon_h$ 線図を Fig. 6 に示す。いずれの場合についても両対数グラフ上で良好な直線関係が得られた。また、ひずみ履歴の影響については、 $P_m - \epsilon_h$ 線図でみるかぎり 3.4% の圧縮ひずみを与えたシリンダー材で明らかな硬化現象が見られた以外は、履歴ひずみが小さかったため大局的には $P_m - \epsilon_h$ に有意な差はないといえよう。

Fig. 6 に示したブリネル硬度計を用いる方法では、圧子径、荷重とも大きいため比較的大きなひずみの範囲しか行えず、小さなひずみの領域では圧痕が浅く、その読みとり精度も低下する。さらに圧痕径がピッカースかたさの圧痕に比べると相対的に大きいため、供試材の数 mm の範囲の平均

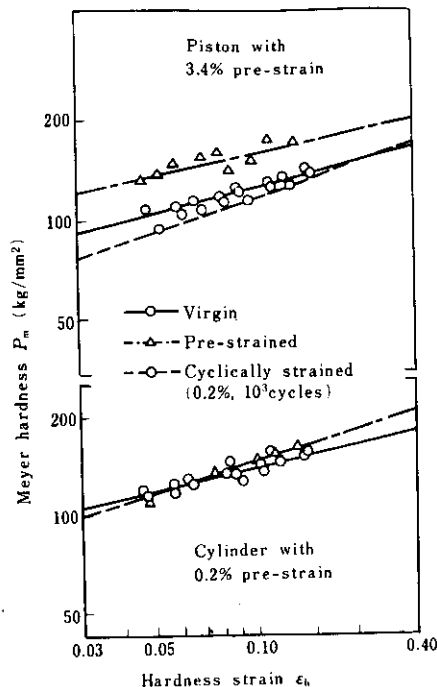


Fig. 6 $P_m - \epsilon_h$ diagrams for the piston and the cylinder of a screw jack

的な値となり、後述するような局所的な測定が不可能であるとともに試料自体も大きな断面積が必要となる。そこで、荷重が小さい範囲 ($W < 50\text{kg}$) で調整が容易で、しかも圧痕径の読みとり精度もよいピッカース硬度計を用いて測定できるように専用の鋼球圧子を試作し、前記ブリネル硬度計によるひずみ測定範囲以下 ($\epsilon_h < 5\%$) でも (8) 式が成立するか否か、および角錐ダイヤモンド圧子を用いたピッカースかたさの値が、7.5% かたさひずみに対応するマイヤーかたさと一致するか否かを調べた。Photo. 1 は今回試作したピッカース硬度計用の鋼球圧子を示す。

試料に鍛鋼(SF50)を用い、圧入荷重を $W=10 \sim 50\text{kg}$ に、圧子径を $D=1, 2, 3, 4\text{mm}$ に変えて得た $P_m - \epsilon_h$ 線図を Fig. 7 に示す。図中の各点は3回測定した平均値を示しており、(8)、(9)式で表される Meyer-Tabor の法則がかたさひずみの広い範囲で成り立つことがわかる。

さらにもう一つの試みとして、できるだけ小さな測定断面で $P_m - \epsilon_h$ の関係を求めることにより、ブリネル硬度計では不可能であった試料の局所的

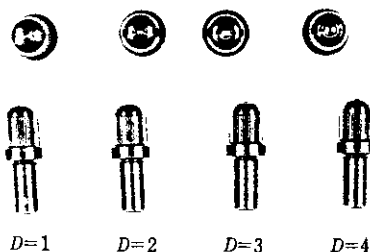


Photo. 1 Special indenters for Meyer hardness test using a Vickers hardness tester

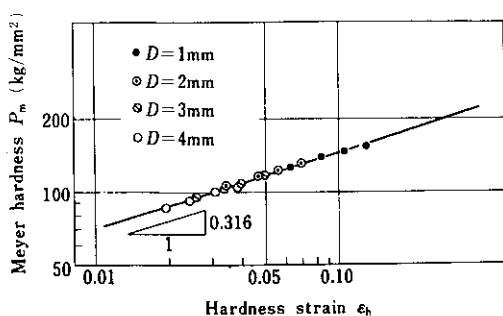


Fig. 7 P_m - ϵ_h diagram for the forged steel

な引張特性値の推定を行った。供試材は Fig. 8 に断面図を示すような板厚 8mm の SS41 を使い、底板に縦リブをすみ肉溶接したくし形断面の試験体を用いた。マイヤーかたさの測定に先立ち、マイヤーかたさ測定面の裏面を用いてピッカースかたさの測定を行い、溶接部の極く近傍以外は板幅方向・板厚方向ともに均質な材質とみなしてよいことを確認した。Fig. 8 には、表面から 1mm の位置で測定したピッカースかたさ(荷重は 5kg)の分布をも示した。このかたさ分布を参考にマイヤーかたさの測定は、測定幅内でのかたさの急変を避けて測定間隔 10mm で Fig. 8 に示す A~P の各小部分について行った。Fig. 9, 10 には得られた P_m - ϵ_h 線図の代表的なものとして、溶接部の近傍 F, G と溶接部から十分離れた B, M での P_m - ϵ_h 線図を示す。この場合測定面積が狭いため、図中の点は Fig. 7 のような 3 回の測定の平均ではなく 1 回の測定値をそのまま表している。これらの図から、比較的小さな測定面積から得られる P_m - ϵ_h 関係においても良好な相関が認められる。また、溶接部近傍 (F, G) では熱影響を受けていない母材部 (B, M) に比較して加工硬化指数 n の低下がみられ、脆化していることがうかがわれる。また

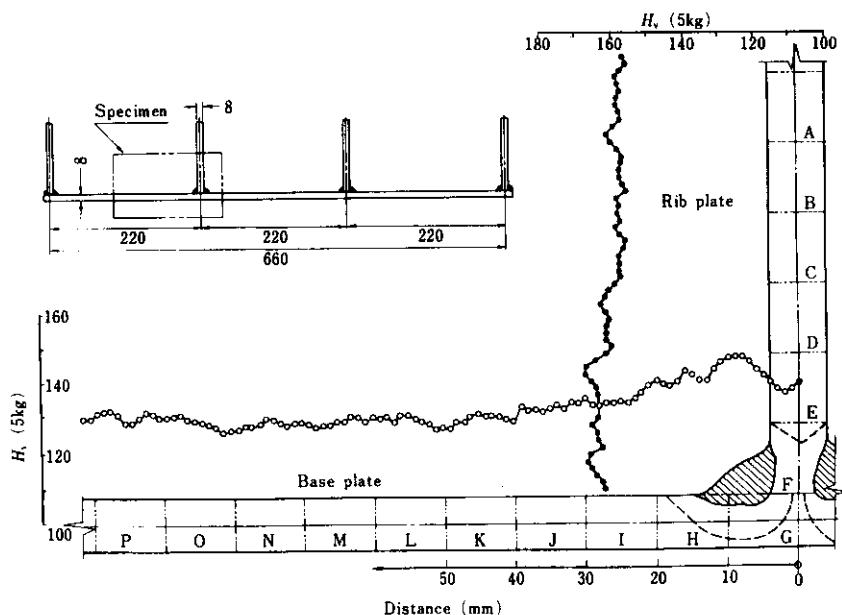


Fig. 8 Configuration of the SS41 plate specimen and its Vickers hardness distribution shown in the measured location of Meyer hardness

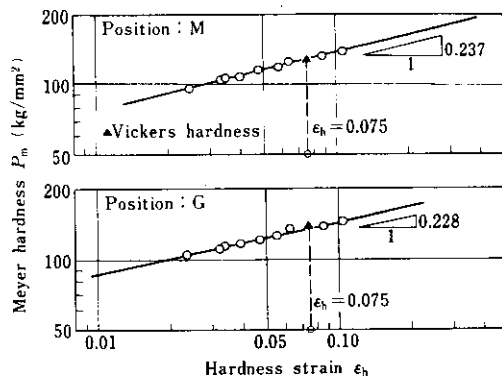
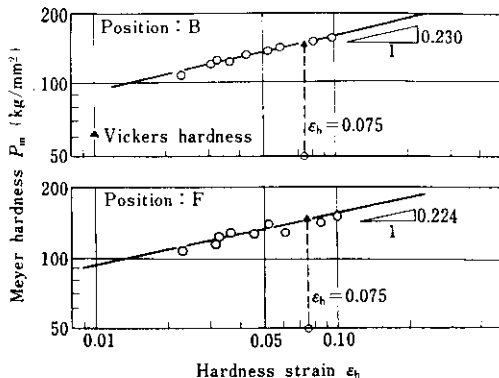
Fig. 9 P_m - ϵ_h diagrams for the base plate (SS41)Fig. 10 P_m - ϵ_h diagrams for the rib plate (SS41)

Table 1 Comparison of tensile properties of the welded SS41 plates between actual values and those estimated through hardness measurements

Position		Classification	Work hardening exponent n	Tensile properties		
Plate	Hardness test			Lower Y.S. σ_{ny} (kg/mm ²)	U.T.S. σ_{nu} (kg/mm ²)	True strain at fracture ϵ_{ff}
Base	I~P	(a) Actual	—	29.6	44.4	—
		(b) Estimated	0.237	28.8	44.6	0.55
		Ratio (a) / (b)	—	1.03	1.00	—
Rib	A~E	(a) Actual	—	34.3	48.1	—
		(b) Estimated	0.230	33.0	50.2	0.52
		Ratio (a) / (b)	—	1.04	0.96	—

同図にはビッカースかたさの測定値を 7.5% かたさひずみに対応するマイヤーかたさとしてプロットした点(▲印)をも示したが、 P_m - ϵ_h 線図によく乗ることがわかる。ただし、ビッカースかたさのばらつきの大きい溶接部(F, G, H)では、やはり P_m - ϵ_h 線図においても相関がやや弱く、急激に材質が変化している部分では推定精度が低下すると考えられる。

最後に、Table 1 に引張試験による静的強度と、かたさ測定値(I~P, E~A の平均)を用いて(12)、(18)式から推定される静的引張特性値とを示すが、実用的には十分な精度で推定しているといえよう。

4. ま と め

古典的なかたさであるマイヤーかたさと真応力

-真ひずみの関係式を用いて材料の種々の引張特性値を求めるための実用計算式を提案し、その基礎理論である Meyer-Tabor の法則を検証するいくつかの実験を行った結果、次のような結論を得た。

- (1) 種々の径をもつ球形圧子を用いて種々の圧入荷重下でマイヤーかたさ P_m を測定することにより得られる P_m - ϵ_h 線図は、処女材・予ひずみ材・繰返しひずみ履歴材について、両対数グラフ上でいずれも良好な直線関係を示す。
- (2) 材料の引張特性値である引張強さ・加工硬化指数・降伏点は、上記 P_m - ϵ_h 線図の勾配から実用的精度で推定できる。また元来ばらつきの多い静破壊延性については、精度は低いがばらつきのほぼ下限値を推定できる。
- (3) 筆者らが試作した鋼球圧子とビッカース硬度

計とを用いることにより、たかだか $10 \times 10 \text{ mm}$ 程 $P_m - \epsilon_h$ 線図が得られる。
 度の測定面積が確保できれば、十分な精度の

参 考 文 献

- 1) 金属材料, 15 (1975) 5
- 2) 黒木: 日本機械学会論文集, 26 (1960) 16
- 3) 堀田ほか: 日本造船学会論文集, (1969)126 ; (1970)127 ; (1970)128
- 4) 奥, 薄井, 佐藤: 材料, 19 (1970)203
- 5) R. Pál, B. Lajos, T. László: Materialprüfung, 16 (1974)12
- 6) D. Tabor: The Hardness of Metals, (1951), [Oxford at the Clarendon Press]
- 7) 遠藤, 小林: 材料, 19(1970)200
- 8) 飯田, 藤井: 日本造船学会論文集, (1968)124

