(昭和 35 年 11 月造船協会秋季講演会において講演)

高張力鋼の塑性域における機械的 性質について

正員 楠 田 忠 雄*

正員 藤 井 英 輔*

Mechanical Properties of High Strength Steel in Plastic Range

By Tadao Kusuda, *Member*Eisuke Fujii, *Member*

Summary

Mechanical properties of high strength steel in the plastic range are of fundamental importance especially when it is applied to the plastically designed structures. The structure may fail because of various types of buckling: column buckling of the bending type, torsional or local buckling. Often the failure is due to a combination of these different types of buckling. In order to be able to solve these problems theoretically it is necessary to know the relationship between increments of stress and strain after the material has been loaded and deformed up to a certain state and along a prescribed loading path.

For the case of flange buckling of wide flange sections the resistance against buckling depends almost completely on the relationship between additional shear-stresses and strains following a given amount of axial compression.

The tests described in this report were an attempt to measure the tangent shear modulus G_t directly. Round bar specimens machined from the plates of high strength steel were axially loaded up to the strain-hardening range. Keeping the axial load constant, the torsional moments were applied next. By means of a specially made foil gage for the measurement of plastic strain both axial and torsional strains were measured.

Initially the value of G_t approached the elastic value $G=8,000\text{ kg/mm}^2$ but dropped rapidly with increasing values of shear strain γ . For $\gamma=1.0\sim2.0\times 10^{-3}$ it is found that $G_t=2,500\sim1,500\text{ kg/mm}^2$. From there on G_t decreased slowly with increasing γ , and for $\gamma=5\times 10^{-3}$, $G_t=1,000\text{ kg/mm}^2$.

Thus it can be concluded that the flow theory of plasticity which predicts $G_t=G$ (elastic) is true, but only for very small shear strains. Due to unavoidable initial imperfections the initial behavior for small shear strains cannot be of determining influence. The above finding value of $G_t\approx 2,000\text{ kg/mm}^2$ may be used for the prediction of lateral-torsional buckling of high strength steel structures. The theoretical analysis on G_t based on the flow theory of plasticity was confirmed by the test results.

1. は し が き

構造物を設計するに当つてはその構造物の最終強度を知る必要がしばしば起る。とくに最近問題となつてゐる塑性設計の立場からは、荷重を受けた構造物が弾性域を越えて、塑性域に入つた状態でいかなる挙動を示すかが明らかにされていなければならない、このために構造物に対して多くの模型試験が行なわれているが、船体構造

原稿受付 昭和 35 年 6 月 20 日

* 運輸技術研究所

のような板構造の場合には骨組構造に見られるような塑性崩壊の形をとらずに、部材の局所的な塑性挫屈あるいは不安定現象によつて最高荷重に到達するか、または不完全な溶接接手から発生した破壊によつて最高荷重に達することが多い。例えばタンカーの横強度模型試験においても防撓材の横倒れによつて最大荷重が与えられた場合*があり、溶接接手が完全な場合には、構造物の局所的な塑性挫屈が問題となるものと考えられる。圧縮を受ける防撓板の挫屈あるいは曲げを受ける防撓材の横倒れ等にあつては圧縮によつて降伏した部材の塑性域における切線係数が問題となると同時に、板の曲げにおける剪断係数あるいは防撓材の曲げ捩れに対する剪断係数が重要な因子となることは論をまたない^{1),2),3)}。塑性流れ理論によれば塑性挫屈の瞬間における剪断係数 G_t は剪断弾性係数 G に等しいことが証明されているが、実験結果をよく説明することができず、実験結果と一致させるためには G_t として G の数分の一の値をとる必要があることが確められている⁴⁾。この剪断係数 G_t が減少する理由としては初期撓み等の原因によつてあらかじめ僅かな曲げ捩れ変形を生じ、この塑性状態における剪断歪が増大するにつれて G_t が減少すると考えることができる。

一方造船用鋼材としての高張力鋼の開発研究が進み実用の域に達するにつれて、これら高張力鋼の塑性域における機械的性質、とくに前述の一軸引張あるいは圧縮降伏後の剪断係数を明らかにする必要がある、軟鋼並びに高張力鋼について引張降伏振り実験を行なつて、切線係数並びに剪断係数の値を求めると同時に、これらの係数の間の関係について塑性流れ理論に基づいた理論解析を行なつて実験結果と比較した。

2. 供試材料、試験片形状および試験方法

2-1 供試材料

実験に使用した材料は WEL-TEN 50 (HT 50, 八幡製鉄), N. K. K. HT 70 (日本鋼管), Kawasaki HT 70 および HT 70 A (川崎製鉄), Japan Steel HY 80 および WEL-CON 2H Super (HT 70, 日本製鋼) の各高張力鋼と軟鋼 (SS 41) の 7 種で、それらの化学成分を Table 1, 機械的性質を Table 2 に示す。

Table 1 Chemical Composition of Steels Tested

Code Letter	Chemical Composition (%)													
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	V	Ti	Al	N ₂	AIN
WEL-Ten 50 (HT 50)	.14	.37	.125	.021	.022	—	—	—	—	—	—	—	—	—
N. K. K. HT 70	.12	.41	1.03	.011	.006	.59	.54	.12	.29	.04	Tr	.044	.0102	.001
Kawasaki, HT 70	.09	.19	.37	.012	.013	2.53	1.02	.10	.28	—	—	.005	—	—
Kawasaki, HT 70 A	.05	.30	.37	.013	.014	3.10	1.29	.10	.29	—	—	.011	—	—
HY 80 (HT 70)	.14	.22	.38	.014	.008	2.47	1.20	.17	.26	—	—	—	—	—
Welcon 2H Super (HT 70)	.13	.40	.90	.010	.008	.86	.45	.17	.33	—	—	—	—	—

Table 2 Mechanical Properties of Steel Tested

Code Letter	Mechanical Properties			
	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	Elong. (%)	V-Notch Charpy (0°C, kgm/cm ²)
WEL-TEN 50 (HT 50)	35.8	52.6	27.0	8.2
N. K. K. (HT 70)	62.9	70.0	24.8	31.3
Kawaski (HT 70)	62.3	71.3	25.0*	16.5
Kawaski (HT 70 A)	64.0	70.2	25.0*	16.9
HY 80 (HT 70)	60.0 65.2	71.2 75.8	>22.0**	>10.8
2 H super (HT 70)	69.0 67.6	76.0 73.6	17.4*** 16.5	>22.0

* GL=50 mm

** GL=2 inch

*** GL=200 mm

2-2 試験片の形状

振り試験の場合に warping の影響を取り除くため、Fig. 1 に示すようなねじ付丸棒試験片を採用し、板厚 20 mm の各供試材から切り出して製作した。丸棒試験片では塑性域において振つた場合にも同一円周上で剪断歪は一定であり、且つ半径 r に対して linear であると考えられる。

* 三菱長崎造船所における実験 (未発表)

分であることが確認された。

3. 試験結果

振り試験を行なう前に予備試験として行なつた単純引張り試験の結果を Fig. 3 に示す。なお単縮引張試験および引張り振り試験から得られた結果については Table 3 にまとめて示してある。ヤング率 E についてはインダクタンス型歪計 ($G.L. = 50\text{ mm}$) を併用したのでその値も乗せてあるが、箔ゲージによる測定より幾分高い

Table 3 Summary of Test Results

Code Letter	E (kg/mm ²)		σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	ε_y (%)**	ε_{st} (%)**	E_t (kg/mm ²)
	By SR-4	By I. S. M*					
Mild Steel	—	22,000	26.0	—	0.12	1.30	900,650,400
	21,000	22,000	23.7	—	0.11(0.11)	1.48	1090,450,220
	20,700	21,000	26.5	—	0.13(0.13)	1.86	
	21,100	22,100	25.3	—	0.12(0.12)	1.40	
	—	—	26.7	44.0			
mean	20,900	21,800	25.6	44.0			
WEL-TEN 50 (HT 50)	—	22,600	33.0	50.7	0.14	1.60	480,320
	22,200	—	33.8	—	(0.15)	(1.76)	520
	—	22,900	35.5	—	0.16	1.78	
	—	20,950	33.8	—	0.16	1.59	
	—	—	36.4	50.0			
mean	22,200	21,500	34.5	50.4			
N. K. K. (HT 70)	—	22,600	57.8	67.7	0.26	1.30	270
	21,300	21,600	56.5	—	0.26(0.27)		
	20,800	—	57.6	—	(0.28)	1.46	
	—	—	59.6	66.2			
	—	—	57.9	67.0			
mean	21,100	22,100	57.9	67.0			
Kawasaki (HT 70)	—	21,900	62.4	69.0	0.28	1.10	140
	22,600	22,600	62.7	—	0.28(0.28)	1.30	196
	21,300	22,600	62.0	—	0.27(0.29)	1.00	
	—	—	61.4	67.6			
	—	—	62.1	68.3			
mean	22,000	22,400	62.1	68.3			
Kawasaki (HT 70 A)	—	22,200	63.7	71.5	0.29	1.40	216
	21,500	22,000	65.0	—	0.30(0.30)	1.23	509
	22,000	22,600	63.5	—	0.28(0.29)	1.32	
	21,700	22,100	63.7	—	0.29(0.29)	1.30	180
	—	—	65.7	70.9			
mean	21,700	22,200	64.3	71.2			
Japan Steel HY80 (HT 70)	—	22,500	66.7	—	0.30	1.50	280
	20,800	22,600	67.6	—	0.30(0.33)	1.48	
	—	—	66.2	74.8			
	mean	20,800	22,600	66.8	74.8		
Japan Steel 2 H Super (HT 70)	—	21,500	66.1	74.1	0.31	1.60	175
	21,700	21,700	66.3	—	0.31(0.31)	1.35	
	—	21,800	66.4	—	0.30	1.45	
	—	—	67.0	74.8			
	mean	21,700	21,700	64.5	74.5		

* I. S. M.: Inductance type Strain Meter.

** (): value in parentheses by SR-4 and other by I. S. M.

値が出ている。また ε_y は σ_y を E で割つた値である。Fig. 3 において ε_{st} は歪硬化の開始点の歪量を示し E_t は切線係数を示している。引張り振り試験を行なうに当つては引張応力による軸方向の歪 ε_a を、 ε_{st} を基準として歪硬化領域で幾つかの段階に分けて試験を行なつた。引張り振り試験による塑性域における振りモーメント M_t と丸棒の表面における剪断歪 γ との関係を Fig. 4 (a)~(d) に示す。図からわかるように最初の振り始めにおける傾斜から求めた G_t は弾性限界での剪断弾性係数 G と同じ値をとっているが、トルクを増すに従つて剪断歪が急激に増加している。即ち剪断歪の増加に伴つて塑性域における剪断係数 G_t は急激に減少することがわかる。Fig. 4 のモーメント・剪断歪関係より塑性域における G_t を求めるためにはまず歪硬化域における τ - γ 関係を仮定しなければならない。第4節に後述するように塑性流れ理論に従つて一軸引張降伏後振つた

Fig. 4 Relation Between Torsion Moment and Shear Strain in Various Steels

場合の τ - γ 関係は

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + \sqrt{3} \cdot \frac{\sigma_x}{E} \cdot \left(\frac{E}{E_t} - 1 \right) (\xi - \tan^{-1} \xi) \quad \text{ただし} \quad \xi = \frac{\sqrt{3} \tau}{\sigma_x}$$

で与えられる。一軸引張応力 σ_x に比して τ は小さいので級数展開して ξ の 3 乗迄とると一般に

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + a\tau^3$$

のごとく未知数 a を一つ含んだ形に近似できる。丸棒の断面に半径方向に直線状に分布した剪断歪 γ に対して、

Fig. 5 Relation Between Shear Modulus and Torsion Moment in Various Steels

上記の応力歪関係を適用すれば、剪断応力分布が求まり、これより丸棒断面の中心の周りのモーメントが計算できる。このモーメントを外モーメントに等しいとおけば未知数 a が決定され、丸棒表面での剪断応力が求まる。外モーメントの各値に対して表面での τ を計算し、剪断歪 γ の実測値との関係曲線を求めれば、その曲線の切線が G_t を与えるわけである。しかしこの計算は繁雑であるので、1, 2 の例について誤差計算を行なつてその誤差が数パーセントであることを確かめた後、モーメント計算に当つてはさらに近似的に τ を直線状と仮定した。すなわち外モーメントより表面での τ を弾性計算の式

$$\tau = \frac{2M_t}{\pi r_0^3} \quad \text{ただし } r_0 = \text{丸棒の半径}$$

を用いて計算し、この τ と実測した γ との曲線の切線から G_t を求めた。このような近似では表面での τ の値そのものは 20% 近くの誤差を生ずる場合もあるが、 τ - γ 曲線の切線に対する誤差はかなり小さく数パーセントで、実験誤差の範囲内となる。一方理論計算においては理論的に求めた τ - γ 曲線の切線より G_t を求めるので、近似は行なわず厳密解のまま計算を行なつた。このようにして実験結果より求めた剪断係数 G_t とモーメント M_t との関係を Fig. 5 (a)~(g) に示してある。また塑性域における剪断係数 G_t と剪断歪 γ との関係を Fig. 6 (a)~(g) に示す。Fig. 5 および Fig. 6 からわかるように最初の振り始めにおいては $G_t = G = 8,000$ kg/mm² で一定である。しかし γ が 0.05% あるいはそれ以上 ($M_t > 1 \sim 2$ kg-m) になると G_t は急激に減少してをり、また振り始めの引張応力 σ あるいは直至 ε_a の大きい程その減少の割合がより急激になる傾向を示している。剪断歪 γ がある値 (0.5%) 以上では曲線はほとんど水平となり、 G_t は一定となる傾向を示している。

Fig. 6 Relation Between Shear Modulus and Shear Strain in Various Steels

4. 塑性域における剪断係数の理論的考察

塑性流れ理論によれば降伏条件としては loading function $f(\sigma_{ij})$ が一定値 k に等しく、また塑性域における応力歪関係は

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_{ij}^p &= F \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} \cdot d\sigma_{kl} & (\text{loading}) \\ &= 0 & (\text{unloading}) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

で与えられる。

ただし

$d\varepsilon_{ij}^p$ = 塑性歪の増分

F = 応力状態によつて定まる函数

f = 載荷函数

$d\sigma_{kl}$ = 応力の増分

弾性歪成分に対する応力-歪関係は Hooke の法則より

$$d\varepsilon_{ij}^e = -\frac{1+\nu}{E} d\sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot \frac{\nu}{E} \cdot d\sigma_{kk} \quad (2)$$

ただし E = ヤング率, ν = ポアソン比

$$\begin{aligned} \delta_{ij} &= \text{Kronecker の } \delta = 1 & (i=j) \\ &= 0 & (i \neq j) \end{aligned}$$

Loading function としては高次の stress invariant まで考えられるが, いま簡単のために 2 次の invariant をとれば

$$f = J_2$$

$$\left. \begin{aligned} J_2 &= \frac{1}{2} (S_{xx}^2 + S_{yy}^2 + S_{zz}^2) + S_{xy}^2 + S_{yz}^2 + S_{zx}^2 \\ S_{ij} &= \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

(3) 式を (1) 式に代入すれば

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_{ij}^p &= F \cdot S_{ij} dJ_2 & (\text{loading}) \\ &= 0 & (\text{unloading}) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

(2) 式と (4) 式を組合せて全歪に対する応力歪関係を平面応力状態についてかくと次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_x &= \frac{1}{E} d\sigma_x - \frac{\nu}{E} d\sigma_y + \frac{1}{3} F (2\sigma_x - \sigma_y) dJ_2 \\ d\varepsilon_y &= \frac{1}{E} d\sigma_y - \frac{\nu}{E} d\sigma_x + \frac{1}{3} F (2\sigma_y - \sigma_x) dJ_2 \\ d\varepsilon_z &= -\frac{\nu}{E} (d\sigma_x + d\sigma_y) - \frac{1}{3} F (\sigma_x + \sigma_y) dJ_2 \\ d\gamma &= \frac{2(1+\nu)}{E} d\tau + 2F\tau dJ_2 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\text{ただし} \quad dJ_2 = \frac{1}{3} (2\sigma_x - \sigma_y) d\sigma_x + \frac{1}{3} (2\sigma_y - \sigma_x) d\sigma_y + 2\tau d\tau$$

いま σ_x = 一定のもとに振る場合を考えると

$$\sigma_y = 0, \quad d\sigma_x = 0, \quad d\sigma_y = 0$$

ゆえに (3) 式より

$$\left. \begin{aligned} J_2 &= \frac{1}{3} \sigma_x^2 + \tau^2 \\ dJ_2 &= \frac{2}{3} \sigma_x d\sigma_x + 2\tau d\tau = 2\tau d\tau \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

(6) 式を (5) 式に代入すれば, この場合の応力-歪関係は

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_x &= \frac{4}{3} F \sigma_x \tau d\tau \\ d\varepsilon_y &= -\frac{2}{3} F \sigma_x \tau d\tau = -\frac{1}{2} d\varepsilon_x \\ d\varepsilon_z &= -\frac{2}{3} F \sigma_x \tau d\tau = -\frac{1}{2} d\varepsilon_x \\ d\gamma &= \frac{1}{G} d\tau + 4F\tau^2 d\tau \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

(7) 式の第 1 式は引張応力一定でも振ることによつて直歪が増すことを示している。

係数 F は応力状態によつて異ると考えられるので 2 次の stress invariant J_2 の函数と仮定し, その形を決めるために一軸引張試験を考えると

$$\sigma_y = d\sigma_y = \tau = d\tau = 0$$

ゆえに(5) 式の第1式より

$$d\varepsilon_x = \frac{1}{E} d\sigma_x + \frac{2}{3} F \sigma_x dJ_2$$

一軸応力状態では

$$J_2 = \frac{1}{3} \sigma_x^2, \quad dJ_2 = \frac{2}{3} \sigma_x d\sigma_x$$

ゆえに

$$d\varepsilon_x = \frac{1}{E} d\sigma_x + \frac{4}{9} F \sigma_x^2 d\sigma_x$$

あるいは

$$\frac{d\varepsilon_x}{d\sigma_x} = \frac{1}{E} + \frac{4}{3} F \left(\frac{1}{3} \sigma_x^2 \right) \quad (8)$$

Tangent Modulus E_t として

$$\frac{d\sigma_x}{d\varepsilon_x} = E_t$$

と定義すれば(8) 式は

$$\therefore \frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} = \frac{4}{3} F \left(\frac{1}{3} \sigma_x^2 \right) \quad (9)$$

あるいは(9) 式を一般化して

$$\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} = \frac{4}{3} F J_2$$

ゆえに

$$F = \frac{3}{4J_2} \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right) \quad (10)$$

σ_x —一定のもとに振る場合には(6) 式および(10) 式より

$$F = \frac{3}{4 \left(\frac{1}{3} \sigma_x^2 + \tau^2 \right)} \cdot \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right) \quad (11)$$

で与えられる。

剪断係数 G_t は Tangent Modulus E_t と同様に

$$\frac{d\tau}{d\gamma} = G_t \quad (12)$$

と定義されるので、(7) 式の第4式より

$$\frac{1}{G_t} = \frac{1}{G} + 4F\tau^2 \quad (13)$$

(10) 式において弾性の場合には $E_t = E$ であるから $F=0$ となる。従つて(13) 式より

$$G_t = G$$

となる。塑性の場合でも振り始めの状態では

$$\tau \rightarrow 0$$

ゆえに

$$G_t = G \quad (14)$$

となる。(13) 式を τ について微分すれば

$$-\frac{1}{G_t^2} \cdot \frac{dG_t}{d\tau} = 4\tau^2 \cdot \frac{dF}{d\tau} + 8F\tau$$

となり、 $\tau \rightarrow 0$ の極限では

$$\frac{dG_t}{d\tau} = 0 \quad (15)$$

である。即ち G_t — τ 曲線あるいは G_t — γ 曲線の $\tau=0$ または $\gamma=0$ の点では $G_t=G$ でその切線は水平となる。

(11) 式を(13) 式に代入すれば

$$\frac{1}{G_t} = \frac{1}{G} + \frac{3\xi^2}{1+\xi^2} \cdot \frac{1}{E} \left[\frac{E}{E_t} - 1 \right] \quad (16)$$

で与えられる。ただし $\xi = \sqrt{3} \tau / \sigma_x$ である。

また (11) 式を (7) 式の第4式に代入して

$$d\gamma = \frac{1}{G} d\tau + \frac{3\tau^2}{\frac{1}{3}\sigma_x^2 + \tau^2} \left[\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right] d\tau$$

これを積分すれば

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + 3 \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right) \left(\tau - \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_x \tan^{-1} \frac{\tau}{\frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_x} \right)$$

あるいは

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + \sqrt{3} \cdot \frac{\sigma_x}{E} \cdot \left(\frac{E}{E_t} - 1 \right) (\xi - \tan^{-1} \xi) \quad (17)$$

(17) 式において $\sigma_x = \sigma_0$ (降伏応力) とすれば

$$\frac{\gamma}{\varepsilon_0} = \frac{2}{\sqrt{3}} (1+\nu) \xi + \sqrt{3} \left(\frac{E}{E_t} - 1 \right) (\xi - \tan^{-1} \xi) \quad (18)$$

ただし

$$\varepsilon_0 = \sigma_0 / E = \text{降伏歪}$$

(16) 式および (17) 式より $G_t - \tau$ あるいは $G_t - \gamma$ 曲線が得られ実験値と比較することができる。

数値計算例として M. S. および HT 70 に対してそれぞれ次のような値を採用し、実験値と比較すると Fig. 7 のようになる。

Fig. 7 Comparison of Theory and Test Results on $G_t - \gamma$ Relation

5. 実験結果の考察並びに結論

Fig. 7 に示すように G_t の理論値と実験値とはかなりよく一致している。HT 70 の場合には使用した川鉄 HT 70, 日本製鋼 2H Super, および HY 80 のそれぞれに対して降伏応力 σ_0 並びに Tangent Modulus E_t に若干の差異があり, 計算値としてはそれらの平均値を採用した。図よりわかるように G_t は $r=0$ で G と一致し, $r=0$ における切線は水平であるがその減少のしかたは極めて急激である。

以上の実験結果並びに理論解析より次のとき結論が導き出せるであろう。

- 1) 塑性域における剪断係数 G_t は剪断歪 $r=0$ においては剪断弾性率 G に等しく, 且つその切線は水平である。
- 2) 剪断係数 G_t は剪断弾性歪程度 ($r=\tau_y/G < 0.1\%$) の僅かな歪でも急激に減少し, G の 1/4 位の値となる。剪断歪が 0.5% 以上となると G_t の減少率はかなり小さくなりほぼ一定の値に近づく。
- 3) 引張りあるいは圧縮によつて降伏した後で横倒れその他によつて振れる場合の剪断係数 G_t は材料の一軸応力下における切線係数 E_t が小さい程急速に減少する。また直応力あるいは直歪が大きい程 G_t は小さくなる。従つて歪硬化が進行する程 σ_x は大きく, 且つ E_t は小さくなるので振れに対する抵抗は減少する。
- 4) 試作高張力鋼の静的降伏応力 σ_y (歪速度=0) の値並びに歪硬化域における切線係数 E_t , 降伏歪 ϵ_y , 歪硬化開始点の歪 ϵ_{st} 等塑性域における機械的性質は Table 3 に示す如くである。HT 70 の場合でもいわゆる踊り場の長さは軟鋼と同じ程度であり, 一方切線係数 E_t は軟鋼の場合よりも小さい。従つて歪硬化を無視した塑性解析法が高張力鋼の場合にも適用でき, 骨組構造の場合には現在の塑性設計法の適用も可能である。
- 5) 高張力鋼と軟鋼の剪断係数 G_t を比較すると高張力鋼の方がやや小さいが, その差は極めて小さい。

6. あとがき

この研究は八幡製鉄株式会社の高張力鋼研究委員会造船分科会の研究計画の一部として行なわれたもので吉識主査以下委員の方々, 特に運輸技術研究所船舶構造部長秋田好雄博士の御指導に厚く感謝の意を表する次第である。また 70 kg/mm² 高張力鋼の材料は溶接協会高張力鋼研究委員会 (防衛庁依託研究) より支給されたもので, 発表を許可されたことに対して上記両委員会に感謝する次第である。

参 照 文 献

- 1) 楠田忠雄 : 圧縮力を受ける補強板の塑性挫屈について——第 1 報 軸対称型防撓材を有する場合——造船協会論文集 第 105 号 (昭和 34 年)
- 2) 楠田忠雄 : 圧縮力を受ける補強板の塑性挫屈について——第 2 報 非対称型防撓材を有する場合——造船協会論文集 第 106 号 (昭和 35 年)
- 3) Haaijer, G. Thürlimann, B. : On Inelastic Buckling in Steel. Proc. A. S. C. E. No. 1581, 1958.
- 4) Haaijer, G. : Plate Buckling in the Strain-Hardening Range. Proc. A. S. C. E. No. 1212, 1957.