

広島大学工学部 正会員 藤井 聖
広島市役所 正会員 宮田 登士也
広島大学工学部 正会員 大村 裕

1. まえがき

従来、開断面梁の曲げ・ねじり実験は数多くの研究者によってなされているが、断面寸法の小さいものを対象にしたものが多く、そうでない場合には、ねじりを作用させるために大規模な載荷装置を使用しているようである。そして、一般に、曲げとねじりの比を一定とした載荷を実現することは困難であり、安価で容易な載荷装置の開発が急務であった。さらに、従来の振り実験では、スパン中央にねじりモーメントを作用させる場合が多く、この場合には完全な反り拘束状態となるが、実際の格子構造等で考えられる曲げおよびねじり状態では不完全な反り拘束状態と考えられ、これらの検討も十分に行なわれていないようである。本文では、このような考えから簡単な載荷装置を開発し、さらに供試体端部の Base Plate の板厚を変えることにより、不完全な反り拘束状態を実現させることも考え、Base Plate の反りに与える影響について2,3の考察を行なった。

2. 実験装置・載荷方法

載荷装置をモデル化したものが図-1である。載荷は500t耐圧試験機を用いて行なった。いま、梁AB, GHをTorsion Arm, 梁BD, EGをBending Armと呼ぶことにし、AB, GHの長さを l , BC, FGの長さを d とすると供試体DEには、

$$T = Pl, \quad M = Pd \quad (1)$$

なるねじりモーメント T 、曲げモーメント M が作用することになる。従って、この d, l を適当に変化させることによって、任意の M/T 載荷が可能となる。また、供試体は、SS41公称 $200 \times 200 \times 8-12$, $150 \times 194 \times 6-9$ のH型钢を用い、両端にBase Plateを溶接し、高張力ボルトでBending Armに接合されている。

3. Base Plateの反り拘束に与える影響

反り拘束ねじりの支配方程式は、

$$GJ \frac{d^2 \theta}{dx^2} - EC_m \frac{d^2 \alpha}{dx^2} = T. \quad (2)$$

ここに、 J, C_m はねじり定数、曲げねじり定数である。

境界条件として、反り拘束率 β (ここではこのように呼ぶ)を導入して、

$$\alpha = 0, \quad l \text{ で, } \frac{d\alpha}{dx} = (1-\beta) \frac{T}{GJ} \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{l}{2}, \quad \theta = 0$$

と与えられる。ここで、 $\beta=1$ で完全反り拘束、 $\beta=0$ でSt. Venantのねじり状態を表現することになる。いま、供試体フランジの曲げモーメント M_f は

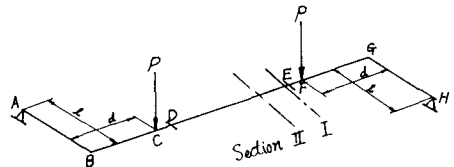


図-1 載荷方法

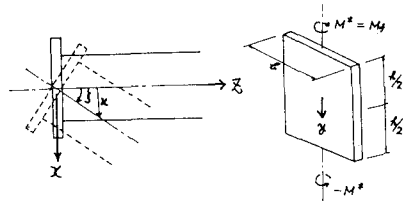


図-2 Base Plateによる反り拘束

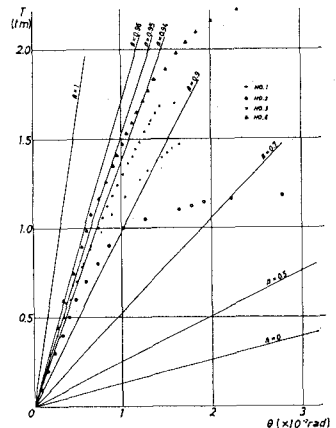


図-3 (a) トルク-ねじれ角曲線 (β)

$$M_f = -\frac{EI_f R}{2} \frac{d^2 \theta}{dz^2} = -M_w / R \quad (M_w: \text{Bimoment}) \quad (4)$$

と表わされ、これによって、図-2に示すように Base Plate には、

$$M^* = G^* J^* \frac{d\theta}{dz} = G^* J^* 2\varepsilon / R \quad (5)$$

なるねじりモーメントが作用すると考えられる。ここには、 $G^* J^*$ は Base Plate のせん断弾性係数、ねじり定数である。一方、 $u = \frac{R}{2} \theta$ から、

$$\frac{du}{dz} = \frac{R}{2} \frac{d\theta}{dz} = \varepsilon, \quad (6)$$

となり、

$$M^* = G^* J^* \frac{d\theta}{dz} \quad (7)$$

ここで $M^* + M_f = 0$ であるから、Bimoment M_w は、

$$M_w = -R M_f = R G^* J^* \frac{d\theta}{dz} = R \frac{d\varepsilon}{dz} \quad (8)$$

すなわち、Base Plate の反り拘束に与える影響は式(8)で表わされることになる。さらに、式(2)、(3)から、

$$\frac{d^2 \theta}{dz^2} = \frac{\lambda T}{GJ} \beta \frac{\cosh \lambda l - 1}{\sinh \lambda l}, \quad \lambda = \sqrt{GJ/EC_m} \quad (9)$$

が導かれ、さらに、

$$M_f = -(1-\beta) \frac{G^* J^*}{GJ} T \quad (10)$$

から、

$$\beta = \frac{2G^* J^*}{2G^* J^* + \lambda^2 EI_f R A}, \quad A = \frac{\cosh \lambda l - 1}{\sinh \lambda l} \quad (11)$$

となる。故に式(11)によって、反り拘束率が与えられる。

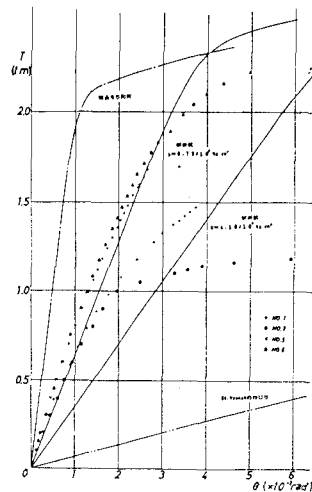


図-3(b) トルク-ねじり角曲線

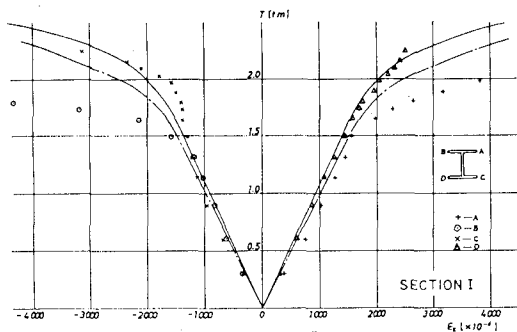


図-4 トルク-軸ひずみ曲線

4. 結果

図-3(a), (b) に純ねじりの場合のトルク-ねじり角曲線を示す。図-3(b) は、式(8)を導入して弾塑性有限要素解析を行なった結果である。わずかに反り拘束の緩和がねじり角に与える影響は大きいことがわかる。また、NO.5, NO.6 では、

耐力荷が NO.1, NO.2 に較べ小さく現われているのは、Base Plate が試体よりも先に降伏し、St. Venant のねじり状態に近いものになったためと考えられる。詳細は発表時に報告する。

耐荷力が NO.1, NO.2 に較べ小さく現われているのは、Base Plate が試体よりも先に降伏し、St. Venant のねじり状態に近いものになったためと考えられる。詳細は発表時に報告する。

参考文献

- 1) 例えば Galambos T.V. : Nonuniform Torsion of Steel Beams in Inelastic Range, Proc. A.S.C.E. vol. 85, No. 5, 1969
- 2) 高田宣善 : 構造部材のねじり解析, 共立出版 S.47
- 3) 林博明 : 鋼管肉断面ねじり部材の弾塑性解析, 広島大学修士論文 1976.
- 4) 川井忠彦 : 梁理論の精密化に関する23の試み 441~445 東京大学工学部研究報告
- 5) 藤越 祐 : セメント技術, セメント協会 33, 484~486.

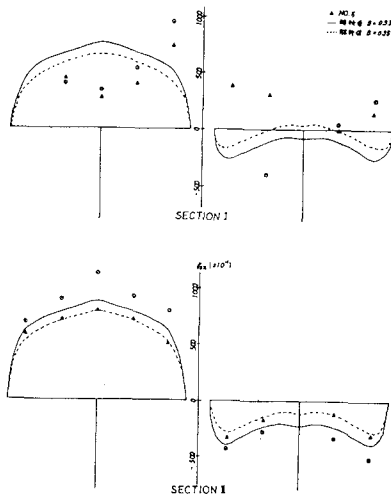


図-5 せん断ひずみ分布