

曲線桁の垂直補剛材の強度設計について

大阪府立大学 工学部 正員 中井 博 大阪府立大学 工学部 正員 北田 俊行
 川崎重工業技術研究所 正員 大南 亮一 大阪府立大学 工学部 学頭 岡本 和弘

1. まえがき

せん断を受けるプレート・ガダーの終局状態において、垂直補剛材はプラット・トラスの垂直部材的な挙動を呈し、おもに軸方向圧縮力を受ける。しかしながら、曲線プレート・ガダーにおいては、曲率の影響により、軸方向圧縮力のほか曲率中心に向う横荷重も受ける。このような垂直補剛材の耐荷力を、筆者らはすでに張力場理論に基づくはり-柱モデルで解析できることを提案した。ここでは、上述のはり-柱モデルを用い、曲線プレート・ガダーの終局状態における垂直補剛材の合理的設計法について考察するものである。

2. はり-柱モデルによる垂直補剛材の耐荷力

(A) はり-柱モデル 曲線プレート・ガダーが終局状態に至ったとき、垂直補剛材に作用する各種の荷重は、Fig. 1 のようになる。これらの力に抵抗するはり-柱モデルの断面としては、腹板の有効幅を考慮し、T型断面とした。このモデルの境界条件を両端単純支持と仮定して Galerkin 法を適用し、たわみによる付加曲げモーメントも考慮した断面力を算定した。

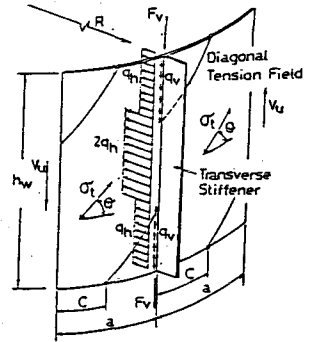


Fig. 1 Analytical Model of Transverse Stiffener

(B) 垂直補剛材の軸方向ひずみ分布 道路橋示方書(以下

JSHBとよぶ)規定の約0.5倍の垂直補剛材剛比を有する桁(No.1)、および、約1.0倍のものを有する桁(No.2)のせん断耐荷力実験結果と比較して、前述のはり-柱モデルによる解析法の妥当性を検討する。まず、No.1桁の各荷重段階における垂直補剛材の軸方向ひずみ分布と、はり-柱モデルによる解析結果とをFig. 2に示す。同図より定量的にもひずみ分布の一致がみられ、提案したはり-柱モデルによる解析法が妥当であることがわかった。

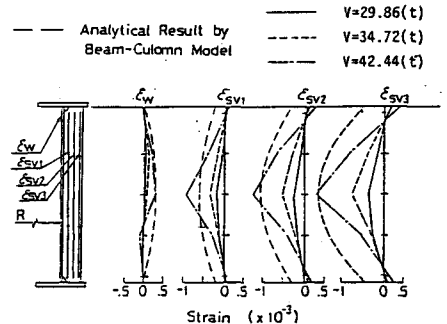
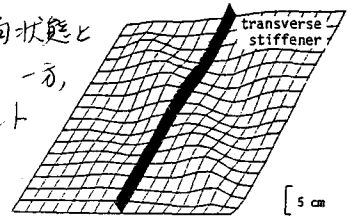


Fig. 2 Strain Distribution in Transverse Stiffener (Girder No.1)

(C) 垂直補剛材の耐荷力 No.2桁は、Fig. 3に示す実験後の残留たわみの実測値より垂直補剛材の崩壊が観

察された。また、実験結果と詳細に検討した結果、桁の終局状態とほぼ同時にこの垂直補剛材は崩壊していることがわかった。一方、No.2桁のはり-柱モデルに対する軸方向圧縮力と曲げモーメントの相関曲線 $M/M_p \sim P/P_s$ を示すと、Fig. 4 のようになる。図中には、同桁の垂直補剛材の終局状態におけるはり-柱モデルによる算定された M/M_p 値および P/P_s の値がプロットしてある。解析結果がほぼ降伏線上に位置していることから、Fig. 3 Collapse of Test Girder



(Girder No.2)

Hiroshi NAKAI, Toshiyuki KITADA, Ryoichi OHMINAMI, Kazuhiro FUKUMOTO

はり-柱モデルの降伏線が折の終局状態に対して必要な垂直補剛材の剛度を決める一つの重要な指標になると考えられる。

3. 垂直補剛材の設計法の検討

a) 弾性歪理論に基づいて設計された垂直補剛材の耐力 $JSHB$

より設計した垂直補剛材のはり-柱モデルによる相関曲線の一例を

Fig. 5に示す。図には、腹板パネルの中心角 $\Phi = 0$ (直線折), 0.0313

(曲率半径 $R = 35m$ に相当), 0.0547 (曲率半径 $R = 20m$ に相当)の

場合に対応する荷重状態がプロットしてある。同図より, $\Phi = 0.0547$

の折の場合には垂直補剛材が全塑性曲線を大きく上回る

ことになる, 折の終局状態では垂直補剛材は崩壊して,

フランジとともに桁組作用を果さず, 十分な張力場が期待

できないことになる。

b) 曲線プレートガーの垂直補剛材剛度に対

する一提案 はり-柱モデルが降伏線に位

置するよう垂直補剛材断面を設計し,

その断面の剛度を曲線プレートガーにわ

ける所要剛比 $\bar{r}_{req}$ と定義する。つまり,

$\bar{r}_{req}$ と $JSHB$ による必要最小剛比 $\bar{r}_{req}^{JSHB}$

との比, すなわち

$$\beta = \bar{r}_{req} / \bar{r}_{req}^{JSHB}$$

を求める。そして, 実橋の諸元に基づいて数値計算を行い,

この β 値を無次元曲率パラメータ $\alpha (= a/R \cdot t_w \cdot \sqrt{1-\mu^2})$ とアスペクト

比 b の関数として表わしたものを Fig. 6 に示す。同図から α

値および b 値の大きい範囲では, $\beta > 1$ としたければならぬ β

値がわかる。終局状態まで垂直補剛材が桁組作用の機能

をはたすために, 曲線折の垂直補剛材剛度は $\bar{r}_{req}^{JSHB}$ より大き

くする必要がある。そこで, Fig. 6 の結果を基にして曲線プ

レートガーの終局状態における垂直補剛材の所要剛度を決

る式として, 次式が提案できる。

$$\bar{r}_{req}^c = \beta \cdot \bar{r}_{req}^{JSHB}$$

$$\beta = 1.0 + (\alpha - 0.69) \{ 9.38\alpha - 7.67 - (1.49\alpha - 1.78)Z \} \\ (0.69 \leq \alpha \leq 1.0)$$

$$\beta = 1.0, (\alpha < 0.69)$$

参考文献 1) 中井他: せん断を受ける曲線折腹板の垂直補剛材の挙動に関する実験的研究, 第37回年講, I-192, pp. 383~384, 1982年

4月

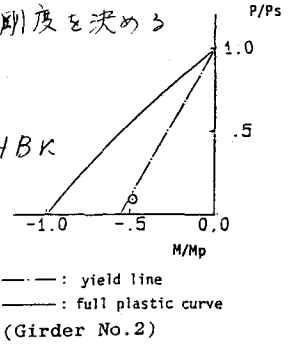


Fig. 4 M/Mp-P/Ps Interaction for Beam-Column Model of Transverse Stiffener in Test Girder

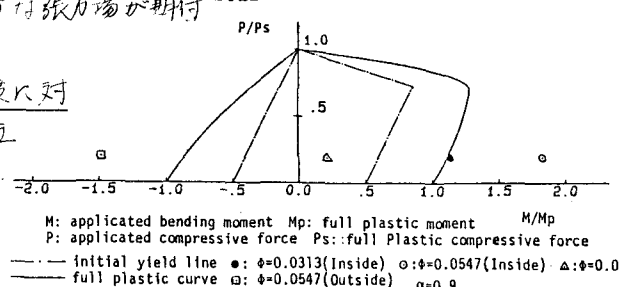


Fig. 5 Strength of Transverse Stiffener designed by JSHB under Conditions $A_f/A_w=0.2$ and $b/t_w=152$

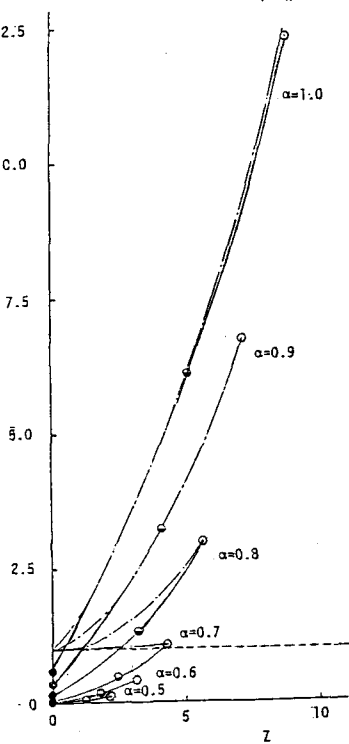


Fig. 6 β -Z Curve