

中間横拘束されたはりの横ねじれ耐荷力の近似計算法

AN APPROXIMATION METHOD FOR ULTIMATE STRENGTH OF Laterally Continuous Beams

前川幸次* 福本晴士**

By Kohji MAEGAWA and Yuhshi FUKUMOTO

One method of calculating lateral-torsional strength of a laterally continuous I-beam under moment gradient is to use a computer program based on the finite displacement theory. However such programs are not yet available to usual design offices. Another method is to use an effective length concept and more appropriate design curves of beams subjected to unequal end bending. This paper shows that an effective length concept is available to calculate the ultimate strength of laterally continuous I-beams. Then an approximation method for calculating the ultimate loads for such beams is developed.

1. まえがき

中間横拘束されたはり(はりのスパン内に横ねじれ拘束点を設けたはり)の横ねじれ安定性を初めて扱った Salvadori¹⁾は、拘束点間のはり要素(以後、セグメントという)を個々に取り出し、それらのセグメントが両端で横ねじれ変形に対して単純支持されているものとして、与えられたモーメント勾配に対する横ねじれ座屈荷重を計算した。そのようにして得られる各セグメントの座屈荷重のうち、最小値がはりの横ねじれ座屈荷重を表すものとした。しかし、Salvadoriの方法ではセグメント相互の連続性が無視されており、相互の拘束効果を考慮していないため横ねじれ座屈強度の下限値を与えることになる。より合理的な設計を行うためにはその拘束効果を取り入れる必要があり、設計においては一般に有効長の概念が用いられる。そこで有効長を算定するための近似計算法^{2), 3), 4), 5)}が提案されているが、次のような問題が残されている。

- ① それらの近似計算法では基準強度式において座屈強度を基礎としているが、耐荷力を基礎とした場合における有効長の概念の有効性についての確認。
- ② 非弾性域でのモーメント勾配の影響をより合理的に評価できる基準強度式の採用。

本研究では、はりの横ねじれ耐荷力においても有効長の概念を適用できることを示し、著者らが先に提案したモーメント勾配を考慮した横ねじれ基準強度式⁶⁾と Dux⁵⁾の方法を改良した近似計算法により耐荷力をベースとした中間横拘束はりの横ねじれ耐荷力の算定方法を提案する。

2. 横ねじれ耐荷力と有効長

中間横拘束はりの横ねじれ耐荷力解析は剛性法を用いた非弾性有限変位解析法⁷⁾を用いて行う。その手法は円弧ばりを対象として定式化されており、はりの初期横たわみを半径Rの円弧で近似する。図1は著者らが行った実験値(桁GF)⁸⁾について、分割要素数を21として行った数値解析における最高荷重P₀の直前お

* 工博 石川工業高等専門学校助教授 土木工学科 (〒929-03 石川県河北郡津幡町北中条)

** 工博 大阪大学教授 工学部土木工学科 (〒565 大阪府吹田市山田丘2番1号)

よび70%時の桁の変形モードを表している。初期横たわみを表すパラメータ $L/8R$ は横拘束点間をアーチと考えたときのライズ比に相当している。実測した初期横たわみの形状は円弧ではないが、その最大たわみは近似的に拘束点間で $L/8R=1/4000$ であった。その他に解析に用いた断面諸量および残留応力等については文献6)を参照されたい。図1の変形モードから、最高荷重の約70%程度では1半波の円弧で仮定した初期横たわみの影響が大きいが、変形の絶対量はごくわずかであり最高荷重近くにおいては横ねじれ座屈モードを呈している。このような解析から得られた最高荷重と実験におけるそれとは極めてよく一致した⁶⁾。

図1のように載荷点で横ねじれを拘束した2点載荷桁では一様モーメント状態にある中央のセグメントが一般に横ねじれ不安定現象を生じ易く、それを着目セグメントといい、外側のセグメントを拘束セグメントという。すなわち、着目セグメントは拘束セグメントによる拘束を受けている。この効果は通常弾性状態における有効長 ($\ell=kL$) を用いて考慮され、理想弾性横ねじれ座屈モーメント M_E は次式で表される。

$$M_E = \frac{\pi}{k_y L} \sqrt{E I_y G K_T \left[1 + \frac{\pi^2 E I_\omega}{G K_T (k_z L)^2} \right]} \quad (1)$$

ここに、 E =弾性係数、 G =せん断弾性係数、 I_y =弱軸まわりの断面二次モーメント、 K_T =St. Venant のねじり定数、 I_ω =そり二次モーメント、 L =横拘束点間距離である。また、 k_y 、 k_z =有効長係数であり、弾性座屈解析プログラムあるいは近似計算法²⁾から求めることができる。たとえば実験桁GFタイプについての弾性座屈解析による座屈モーメント M_E を式(1)に用いて k ($=k_y=k_z$)について解くと弾性有効長係数は $k_e \approx 0.85$ となり、文献2)の近似手法でもほぼ同じ値が得られる。

ところが、荷重の増加に伴う各セグメントの降伏領域の進展によって拘束セグメントによる拘束効果は変化し、実際の有効長は弾性座屈解析による値より小さくなると考えられる。ここでは非弾性有限変位解析で求めた最高荷重近くの変形モードの変曲点間距離を有効長と考える。なお解析では各有限要素の変位を3次式で近似している⁷⁾、横たわみ(v)あるいは断面回転角(ϕ)の曲率の符号が変化する位置を変曲点とした。図2の縦軸にはそのようにして得られた有効長係数 k と弾性有効長係数 k_e の比をとり、横軸には最高荷重 P_u と全塑性モーメント M_p に対応する塑性崩壊荷重 P_p の比をとってある。図の各点は桁GF⁶⁾と同じ断面を持つ桁で、8種類の部材長について行った有限変位解析結果である。図2では水平変形モードから求まる有効長係数 $k_y = \ell_y/L$ を記号 Δ で示し、断面回転角モードから求まる有効長係数 $k_z = \ell_z/L$ を記号 $\circ$ で示した。ここに、 ℓ_y および ℓ_z はそれぞれ変形モード v および ϕ から求まる変曲点間距離を表し、 L は拘束点間距離である。数値解析における最高荷重近くでの変形の収束は悪く誤差を含むが、 P_u/P_p の増加に伴って有効長係数比 k/k_e は明らかに小さくなっているのがわかる。一方、 P_u/P_p の小さいところでは有

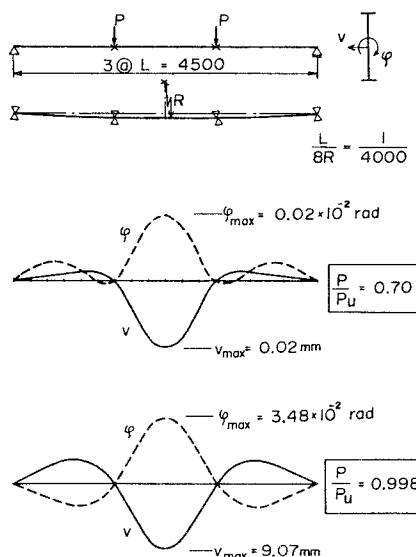


図1 数値解析における変形モード

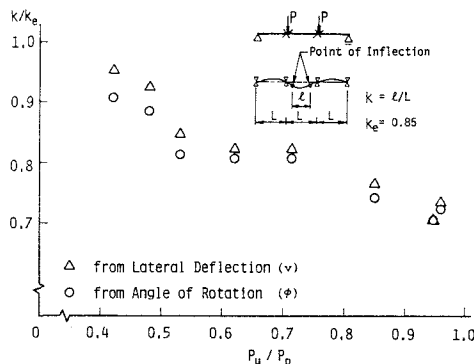


図2 最高荷重による非弾性有効長係数の変化

効長係数比は1.0に近づいているのがわかる。

実験桁（桁GE～GH）⁶⁾と同じ断面諸量で、両端に等しいモーメント荷重が作用する桁の非弾性有限変位解析結果を図3に実線で示す。この場合、横軸の修正細長比 $\lambda = \sqrt{M_p/M_E}$ における M_E は式(1)で $k_y = k_z = 1.0$ として評価した。また記号○で示した実験値⁶⁾および破線で示した実験のモデル解析結果のプロットに際しては拘束効果を考慮するために式(1)に弾性の有効長係数 $k_y = k_z = 0.85$ を用いて評価してある。そうすると実験値(○)は解析値(実線)よりも6～12%高くなっている。この差は降伏領域の進展によって変化する拘束効果による拘束効果を弾性の有効長係数では正しく評価できないためと考えられる。一方、各実験点について図2で得られた有効長係数 k （図2の結果から簡単のため $k = k_y \approx k_z$ とする）を式(1)に用いて修正細長比 λ を評価し、プロットした実験値（記号●）はほぼ実線上に分布している。これは横ねじれ耐荷力に対しても有効長の概念を用いることの妥当性を示すものである。

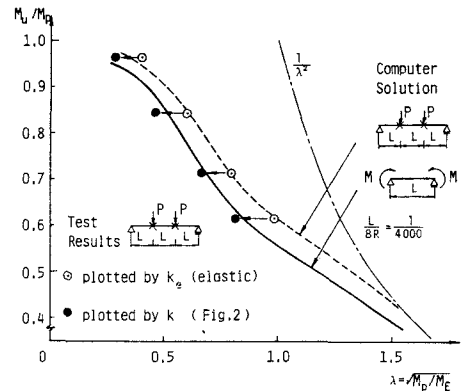


図3 非弾性有効長係数を用いた耐荷力の評価方法

3. モーメント勾配を考慮した横ねじれ基準強度式

はりの横ねじれ安定性に対する設計は示方書によって規定された安全側の設計式（通常、一様曲げが作用する桁を対象とし、長い桁では線形座屈曲線で表され、非常に短い桁では全塑性モーメント M_p あるいは降伏モーメント M_y になり、それらの中間では、経験的な非弾性座屈遷移曲線で表される基準強度 M_u 。）によって行われている。また、モーメント勾配のあるはりの基準強度 M_u は次式で評価されている。

$$M_u = m M_{u0} \leq M_p \text{ or } M_y \quad (2)$$

ここに、 m = モーメント修正係数である。

Salvadori¹⁾, Massonnet⁸⁾, Austin⁹⁾らによってそれぞれ提案されたモーメント修正係数 m の弾性域での妥当性はさまざまな数値計算により確認されている。しかし、弾塑性域での有効性については保証されていないにもかかわらず、Salvadoriらの式の簡便さのため式(2)のように適用されているのが現状である。一方、青島¹⁰⁾, 宇佐美¹¹⁾, Nethercot⁴⁾およびDux⁵⁾は非弾性域でのモーメント修正係数あるいはモーメント勾配を考慮した横ねじれ基準強度式を提案しているが、青島を除いて分岐座屈を基礎としている。そこで著者らは先に行った実験結果および有限変位解析結果を基にモーメント勾配を考慮した溶接I形桁の横ねじれ基準強度式を次のように提案した（詳細は文献6)参照）。

$$\frac{M_u}{M_p} = 1 - 0.657 (\lambda_0 - 0.2) + \beta_1, \quad (\lambda_0 \leq \lambda_{0s}) \quad (3a)$$

$$\frac{M_u}{M_p} = 1 - 0.309 (\lambda_0 + 0.59) + \beta_2, \quad (\lambda_0 > \lambda_{0s}) \quad (3b)$$

$$\beta_1 = 0.34 - 0.35\rho + 0.01\rho^2, \quad \beta_2 = 0.21 - 0.28\rho + 0.07\rho^2 \quad (4a, b)$$

ただし、

$$\lambda_0 = \sqrt{M_p/M_{ocr}}, \quad 0 \leq \lambda_0 \leq 2.0, \quad M_u/M_p \leq 1.0 \quad (4c)$$

$$\lambda_{0s} = 1.276 - 0.201\rho - 0.172\rho^2 \quad (4d)$$

ここに、 M_{ocr} = 式(1)において $k_y = k_z = 1.0$ として求まる弾性横ねじれ座屈モーメント、 ρ = モーメント勾配であり $\rho \geq 0$ は図9に示すように単一正の曲率を表す。

4. 中間横拘束ばりの横ねじれ耐荷力の近似計算法

(1) 近似計算法の概説

前述のように、横ねじれ耐荷力に対しても有効長の概念は有効であることがわかった。しかしながら、ここで問題となるのは有効長の評価方法である。ここでは図4に示すような中間横拘束ばりの横ねじれ耐荷力を算定するために Dux⁵⁾の近似計算法を改良した方法を提案する。基本的な手順は、まず、中間横拘束点での連続性を無視し、式(3)から得られる各セグメントの耐荷力からいわゆる Salvadori の下限解に相当する耐荷力を求め、着目セグメントおよび拘束セグメントを定める。通常、中央のセグメントが着目セグメントとなる。次に、拘束セグメントによる拘束効果を考慮するために、着目セグメントと拘束セグメントの弱軸まわりの曲げに関する剛比を弾性拘束柱の設計に用いられている有効長係数のノモグラフ(図5)に用いて、着目セグメントの有効長を求める。図5における剛比 G_R あるいは G_B は次式で求められる。

$$G_R = \frac{\alpha_c}{\alpha_{R_A}}, \quad G_B = \frac{\alpha_c}{\alpha_{R_B}} \quad (5)$$

ここに、 α_c および α_R はそれぞれ着目セグメント(サフィックス C)の剛性および拘束セグメント(サフィックス R)の剛性であり、次式で表わされる。

$$\alpha_c = \left(\frac{2jEI_y}{L} \right)_c, \quad \alpha_R = \left(\frac{n\gamma jEI_y}{L} \right)_R \quad (6)$$

また、 n は、図6(a), (b), (c) の各境界条件によって決まる定数で、それぞれ $n=2, 3, 4$ である。 γ は拘束セグメント自らの横ねじれ座屈現象に伴う拘束力の低減を表す安定低減係数であり、 j は非弾性剛性を表す剛性修正係数である。これまで提案されている各々の手法^{(4), (5)}においては安定低減係数 γ および剛性修正係数 j の決定方法が異なっており、ここでは剛性修正係数 j および安定低減係数 γ を次のような考えのもとに決定する。

まず図7のように、不等モーメント荷重が作用して部分的に降伏しているはりにおいて、長手方向に一樣でない弱軸まわりの曲げ剛性を一樣で等価な曲げ剛性に換算する係数が剛性修正係数 j であると考ええる。また近似的にそり剛性および St. Venant のねじり剛性についても弱軸まわりの曲げ剛性と同様に低減されると仮定すると⁵⁾、非弾性横ねじれ座屈強度 M_{in} と弾性横ねじれ座屈強度 M_{ocr} には次式の関係が成り立つ。

$$M_{in} = m \frac{\pi}{L} \sqrt{jEI_y jGK_T \left(1 + \frac{\pi^2 jEI_y}{L^2 jGK_T} \right)} = j m M_{ocr} \quad (7)$$

ここに、 $m = 1.75 - 1.05\rho + 0.3\rho^2$ ($=$ Salvadori¹⁾ のモーメント修正係数) である。

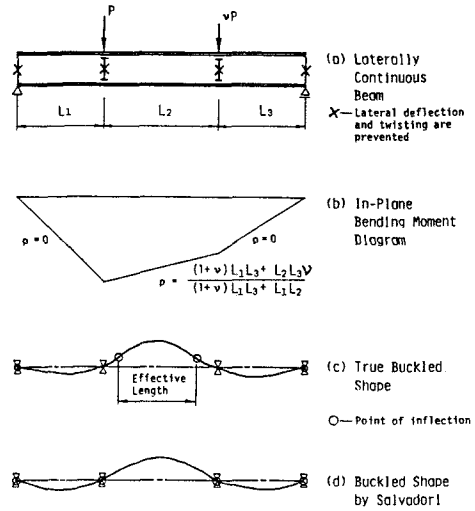


図4 中間横拘束はり

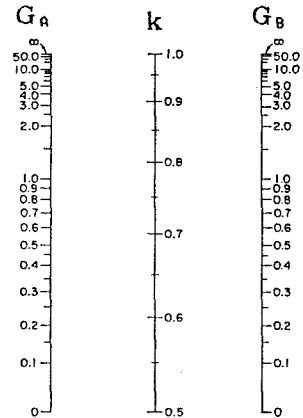


図5 拘束部材の有効長さ係数⁽³⁾

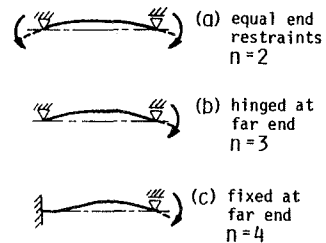


図6 拘束セグメントの境界条件⁽³⁾

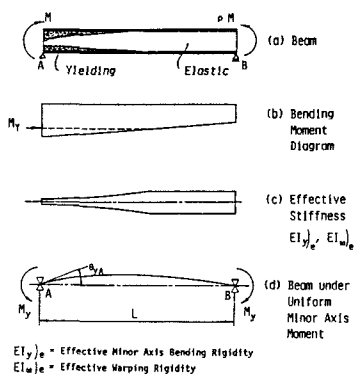


図7 部分降伏したはりの有効剛性

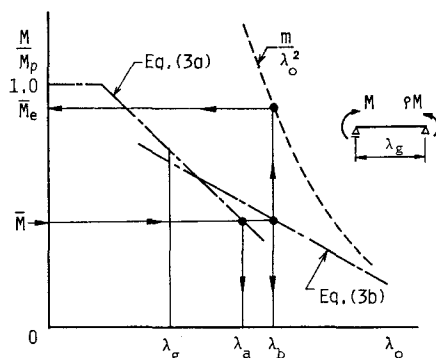


図8 剛性修正係数 j の評価方法

はりの横ねじれ耐力の問題においては、長いはりの場合は弾性状態で不安定現象を生じることから $j \approx 1.0$ であり、また耐力解析結果の経験的判断から横ねじれ耐力 M_u と弾性横ねじれ座屈強度 M_{oe} は近似的に等しいと考えてよい。そこで式(7)と同様な次式が近似的に成り立つ。

$$M_u \approx j m M_{oe} \quad (8)$$

短いはりの耐力の場合は降伏によって有効断面が2軸対称にならないため、厳密には式(8)の妥当性について問題は残るが、ここでは短いはりにも式(8)が成り立つものと仮定する。式(3)を式(8)の M_u に用いれば、剛性修正係数 j を横ねじれ基準強度と弾性座屈強度の比として求めることができる。同様な手法を Yura¹²⁾ は柱の非弾性有効長に関する研究に用いている。したがって図8を参照して、細長比が λ_g でモーメント勾配が ρ であるはりの端モーメントの大きい方が $\bar{M}$ ($=M/M_p$) のとき、 j は次式で評価できる。

$$j = \bar{M}/\bar{M}_e \leq 1.0, \quad \bar{M}_e = m/\lambda_r^2, \quad \lambda_r = \max\{\lambda_o, \lambda_b\} \quad (9a, b, c)$$

$$\lambda_a = \frac{1 - \bar{M} + \beta_1}{0.657} + 0.2, \quad \lambda_b = \frac{1 - \bar{M} + \beta_2}{0.309} - 0.59 \quad (10a, b)$$

ここに、記号 $\max\{A, B\}$ はAおよびBの大きい方を選ぶことを意味し、上付き指標 $\bar{\quad}$ は全塑性モーメント M_p による無次元量であることを示す。式(9c)および式(10)は端モーメントレベル $\bar{M}$ がモーメント勾配 ρ を持つはりの横ねじれ基準強度 M_u/M_p に等しくなるような細長比 λ_r を式(3)から逆算することを意味している。また式(9a, b)から、そのようにして得られた細長比 λ_r に対する弾性座屈モーメント $\bar{M}_e$ と端モーメントレベル $\bar{M}$ の比として剛性修正係数 j を得る。したがって、図7のように、はりの長手方向の有効剛性の分布形がモーメント勾配とモーメントレベルによってのみ決まるものとすれば、 j は与えられたはりの細長比 λ_g によらず、モーメント勾配 ρ および端モーメントレベル $\bar{M}$ のみで決定できることになる。

このようにして得られる剛性修正係数 j と端モーメントレベル $\bar{M}$ の関係は、モーメント勾配 ρ をパラメータとして、溶接I形桁について図9に実線で示した。 $\rho \geq 0$ の場合、端モーメントレベルがかなり低くなくても j は1.0にならず、逆に1.0より小さくなる傾向を示している。これは式(3)が直線式であること、弾性座屈曲線 (m/λ_o^2) への接続を考えていないこと、および式(3)の有効な範囲を越えているためである。しかし、式(3)の有効な範囲は荷重レベル $\bar{M}$ で0.5

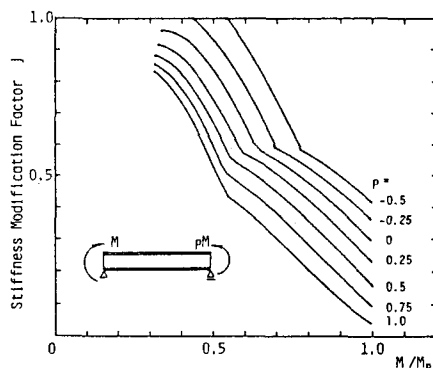


図9 荷重レベル $\bar{M}$ - 剛性修正係数 j

以上と考えると実用上は十分であり、上述した傾向による影響はないと考えてよい。

一方、安定低減係数 γ は拘束セグメントの作用モーメントと座屈モーメントの比によって表される合理的な係数であるが、理論的なものではない。Duxら⁵⁾は2次式を用い、Nethercotら⁴⁾は1次式を用いているが、ここでは解析解と本近似計算法の比較検討から経験的により良い近似解が得られた次式を用いる。

$$\gamma = 1 - (M/M_0)^4 \quad (11)$$

ここに、 M は端モーメント、 M_0 は式(3)で与えられる拘束セグメントの横ねじれ基準強度である。式(3)においては基準強度式の意味合いから $M_0 \leq M_p$ を適用範囲としたが、モーメント勾配 ρ をもつ短いりの横ねじれ座屈現象による崩壊に着目した場合、端モーメントが M_p を超えるとすぐに崩壊すると考える必要はない。そのような拘束セグメントの場合に、式(11)において $M_0 \leq M_p$ とすることは、安定低減係数 γ の物理的意味からすれば、端モーメントが M_p に近いときの拘束効果を過小評価することになる。そこで、式(11)における M_0 に対しては適用範囲の制限を設けず、式(3)から得られる値を用いる。

(2) 計算手順ならびに適用例

前節に概説した手法はこれまで提案されている手法と基本的には同じであるが、耐力レベルに基づいていること、それによって剛性修正係数 j の決定方法が従来の手法と異なる点が特徴である。その計算手順は次のようであるが、ここに提案する手法は繰り返し計算を要するのでポケットコンピュータを用いると便利である。

1. 各セグメントの弾性剛性 $E I_y$ 、 $E I_\omega$ 、 $G K_T$ を計算する。
2. 荷重面内の曲げモーメント分布から各セグメントのモーメント勾配 ρ を決める。
3. 各セグメントの有効長係数を $k=1.0$ に仮定し、細長比 λ を式(4c)より求める。式(3)から耐力 M_0 を求め、対応する荷重係数 $F=P/P_p$ を各セグメントについて計算する。ここに、 P =最大曲げモーメントを生じる位置に作用する荷重強さ(基準荷重とよぶ)および P_p =基準荷重の作用点ではりに塑性ヒンジを発生させる荷重強さである。最も小さな荷重係数 F_m を持つセグメントを着目セグメントとし、その他を拘束セグメントとする。一般的には中央のセグメントが着目セグメントになる。
4. 得られた最小荷重係数 F に対応するモーメントレベル M を各セグメントに対して求め、式(9)、式(10)および式(11)を用いて剛性修正係数 j および安定低減係数 γ を求める。
5. 得られた j および γ を式(5)および式(6)に用いて、 G_a および G_b を求める。それらを図5に用いて着目セグメントの有効長係数 k を求める。
6. 着目セグメントの有効長を kL とし、細長比 λ (式(4c))を修正する。得られた細長比 λ に対する耐力 M_0 (式(3))と対応する荷重係数 F を計算し、Step 4へ戻る。荷重係数 F が前回のStepの値と差がなくなるまでStep 4~6を繰り返す。

☆ 図10の溶接桁 ($I - 520 \times 110 \times 4.3 \times 8 \text{ mm}$)
を用いてその適用例を示す。

1. $I_y = 182 \text{ cm}^4$ 、 $I_\omega = 118600 \text{ cm}^6$ 、 $K_T = 5.2 \text{ cm}^4$
2. $\rho_{1-2} = 0.0$ 、 $\rho_{2-3} = 0.7$ 、 $\rho_{3-4} = 0.0$
3. $\lambda_{0.1-2} = \lambda_{0.2-3} = \lambda_{0.3-4} = 0.699$ 、 $F_{1-2} = 1.01$ 、 $F_{2-3} = 0.772$ 、 $F_{3-4} = 1.44$
4. セグメント(2-3)が着目セグメントとなり、 $F_m = 0.772$ となる。各セグメントのモーメントレベルは $M_{1-2} = M_{2-3} = 0.772 M_p$ 、 $M_{3-4} = 0.540 M_p$ となり、式(9)、式(10)および式(11)より、 $j_{1-2} = 0.5$ 、 $j_{2-3} = 0.325$ 、 $j_{3-4} = 0.768$ 、 $\gamma_{1-2} =$

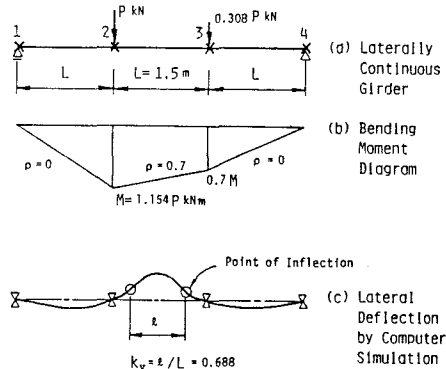
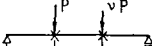
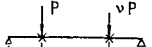


図10 近似計算法(適用例)

表1 近似計算結果と数値解析結果の比較（モーメント勾配 $\rho=1.0$ ， 0.7 ）

Welded Girders 1-520 x 110 x 4.3 x 8	ν	Critical Segment			Load Factor $F=P/P_p$ and Effective Length Factor k			
					Computer Simulations (Ultimate Strength)	$F =$ estimated by Eq. (3)		
		ρ	L (m)	$\bar{\alpha}_0$		Proposed Manual Method k	Elastic k	Salvadori's k ($k=1.0$)
	1.0	1.0	1.5	0.699	$F=0.844$ $k=0.650$	$F=0.820$ (-2.9%) $k=0.675$	$F=0.738$ (-13%) $k=0.85$	$F=0.672$ (-20%)
	0.308	0.7	1.5	0.699	$F=0.943$ $k=0.688$	$F=0.915$ (-3.0%) $k=0.685$	$F=0.840$ (-11%) $k=0.85$	$F=0.772$ (-18%)
	1.0	1.0	1.5	0.699	$F=0.894$ $k=0.604$	$F=0.867$ (-3.0%) $k=0.572$	$F=0.827$ (-7.5%) $k=0.66$	$F=0.672$ (-25%)
	0.478	0.7	1.5	0.699	$F=0.948$ $k=0.556$	$F=0.965$ (+1.8%) $k=0.57$	$F=0.928$ (-2.1%) $k=0.66$	$F=0.772$ (-19%)

() = represents difference from computer simulation.

0.659， $\gamma_{3-4}=0.918$ 。

5. 式(5)および式(6)より $G_a=0.655$ ， $G_b=0.307$ を得，図5から着目セグメント(2-3)の有効長係数 $k=0.68$ が求まる。

6. $k=0.68$ としたときの $\lambda_{0.2-3}=0.478$ に対して基準強度式(3)から求まる荷重係数は $F=0.917$ となる。

7. $F=0.917$ について，各セグメントのモーメントレベルは $M_{1-2}=M_{2-3}=0.917M_p$ ， $M_{3-4}=0.642M_p$ となり， $j_{1-2}=0.373$ ， $j_{2-3}=0.180$ ， $j_{3-4}=0.585$ ， $\gamma_{1-2}=0.325$ ， $\gamma_{3-4}=0.838$ ， $G_a=0.993$ ， $G_b=0.245$ となる。

8. 図5から $k=0.685$ となり，これに対する $\lambda_{0.2-3}=0.481$ から荷重係数は $F=0.915$ を得る。前回の荷重係数に比べて-0.2%である。

中間横拘束点間の初期たわみを $L/1000$ として剛性法による耐荷力解析から得られる荷重係数は F （理論値） $=0.943$ であり，本手法は約-3%の精度で近似解を得る。また，解析から得られた水平変位の変曲点間距離から求まる有効長係数は $k=0.688$ である。このように，剛性修正係数 j を計算する上での大胆な仮定はあるものの，2～3回の繰り返し計算で得られる結果の精度は満足できるものである。

表1および表2は種々の適用例を示している。表における"Computer Simulation"の欄には，有限変位解析により得られた最高荷重係数 $F=P_u/P_p$ および水平変位の変曲点間距離から求めた有効長係数を示した。横ねじれ基準強度式(3)は安全側を期待して初期たわみを $L/1000$ とした解析結果を基礎としたので⁶⁾，本数値解析においても初期横たわみとしては $L/8R=1/1000$ なる円弧を仮定した。"Elastic k "の欄にはNethercotらの手法²⁾により得られた

弾性有効長係数 k を用いて，基準強度式(3)から算定した荷重係数 F を示した。同様に"Salvadori's k "の欄には $k=1.0$ を用いたときの荷重係数 F を示した。なお，係数 F の横には()内に数値解析結果に対する誤差も示した。

表1は耐荷力レベルの高いはりの例であり，降伏による影響を考慮した本手法はモーメント勾配のある場

表2 近似計算結果と数値解析結果の比較（細長比による影響）

		Load Factor $F=P/P_p$ and Effective Length Factor k			
		Computer Simulations (Ultimate Strength)	F = estimated by Eq. (3)		
			Proposed Manual Method k	Elastic $k=0.85$	Salvadori's k ($k=1.0$)
L (m)	$\bar{\alpha}_0$				
1.0	0.469	$F=0.947$ $k=0.597$	$F=0.942$ (-0.5%) $k=0.615$	$F=0.868$ (-8.3%)	$F=0.824$ (-13%)
1.5	0.699	$F=0.844$ $k=0.650$	$F=0.820$ (-2.9%) $k=0.675$	$F=0.738$ (-12.6%)	$F=0.672$ (-20%)
2.0	0.926	$F=0.690$ $k=0.690$	$F=0.693$ (+0.4%) $k=0.720$	$F=0.610$ (-11.6%)	$F=0.532$ (-23%)
2.5	1.147	$F=0.585$ $k=0.700$	$F=0.578$ (-1.1%) $k=0.725$	$F=0.513$ (-12.3%)	$F=0.463$ (-21%)
3.5	1.571	$F=0.465$ $k=0.740$	$F=0.443$ (-4.5%) $k=0.755$	$F=0.398$ (-14.3%)	$F=0.332$ (-29%)
4.0	1.772	$F=0.388$ $k=0.771$	$F=0.389$ (+0.3%) $k=0.765$	$F=0.343$ (-11.6%)	$F=0.270$ (-30%)

() = represents difference from computer simulation.

合も含めて、数値解析結果の2～3%の誤差で近似解を与えている。これに比べて、“Elastic k”を用いた場合は2～13%の誤差となっている。

表2は細長比を変化させた場合の本近似計算手法の精度を示している。本手法は細長比入。にかかわらず数%内の近似解を与えている。近似解の精度には、有効長係数を求めるための種々の仮定の影響だけでなく、提案した基準強度式(3)の精度も影響していると考えられる。

5. まとめ

本研究では、はりの横ねじれ耐力においても有効長の概念を適用できることを示し、先に提案したモーメント勾配を考慮した単一溶接ばりの横ねじれ基準強度式⁶⁾と Duxら⁵⁾の方法を改良した近似計算法により耐力をベースとした中間横拘束ばりの横ねじれ耐力の近似計算手法を示した。そこでは有効長係数の算定において部材の降伏による拘束 ψ と着目 ψ の剛比の変化を考慮するために、単一ばりの横ねじれ基準強度と弾性横ねじれ座屈強度の関係を利用した。提案した近似計算手法は一部に理論的根拠を欠く点もあるが、有限変位解析により求めた解析値に対して数%の誤差で、しかも一部を除いて安全側に評価できることがわかった。また、用いた横ねじれ基準強度式は溶接I形桁を対象としているが、圧延桁に対する合理的な横ねじれ基準強度式が得られれば、同様に本近似計算手法を適用することが可能である。

参考文献

- 1) Salvadori, M. G. : Lateral Buckling of I-Beams, Transactions, ASCE, Vol.120, 1955, pp.1165-1177.
- 2) Nethercot, D. A. and Trahair, N. S. : Lateral Buckling Approximations for Elastic Beams, The Structural Engineer, Vol.54, June, 1976, pp.197-204.
- 3) Nethercot, D. A. and Trahair, N. S. : Inelastic Lateral Buckling of Determinate Beams, Journal of the Structural Division, Proc. of ASCE, Vol.102, No. ST4, April, 1976, pp.701-717.
- 4) Dux, P. F. and Kitipornchai, S. : Elastic Buckling of Laterally Continuous I-Beams, Journal of the Structural Division, Proc. of ASCE, Vol.108, No. ST9, September, 1982, pp.2099-2116.
- 5) Dux, P. F. and Kitipornchai, S. : Buckling Approximations for Inelastic Beams, Journal of the Structural Division, Proc. of ASCE, Vol.110, No. ST3, March, 1984, pp.559-574.
- 6) 福本 晴士, 前川幸次, 伊藤義人, 浅里芳行: モーメント勾配による溶接I形桁の横ねじれ座屈実験, 土木学会論文集, No.362/I-4, 1985年10月, pp.323-332.
- 7) 前川幸次: 鋼薄肉I形桁の横ねじれ耐力に関する研究, 名古屋大学提出学位論文, 1985年10月.
- 8) Campus, F. and Massonnet, C. : Recherches sur le flambement de colonnes en acier A37, à profil en double T, sollicitées, obliquement, C.R. Rech., IRSIA, April, 1956.
- 9) Austine, W. J. : Strength and Design of Metal Beam-Columns, Journal of the Structural Division, Proc. of ASCE, Vol.87, No. ST4, April, 1961, pp.1-32.
- 10) 青島泰之: 圧延H型钢ばりの横倒れ座屈公式, 土木学会論文報告集, 第267号, 1977年11月, pp.1-8.
- 11) Usami, T. : Inelastic Lateral Buckling Strength of Monosymmetric I-Girders, Research Bulletin of the Faculty of Engineering, Gifu University, No.23, March, 1973, pp.81-94.
- 12) Yura, J. A. : The Effective Length of Columns in Unbraced Frames, Engineering Journal of AISC, Vol.8, April, 1971, pp.37-42.
- 13) Galambos, T. V. (福本 晴士, 西野文雄 共訳): 鋼構造部材と骨組—強度と設計—, 丸善, 1970年.

(昭和62年10月16日受付)