

I-4 接合部特性のモデル化が鋼骨組柱の有効長係数に与える影響

室蘭工業大学 正 員 岸 徳光
 名古屋工業大学 正 員 後藤 芳顕
 室蘭工業大学 正 員 松岡 健一
 苫小牧高専 正 員 小室 雅人

1. はじめに

半剛結接合骨組を剛結接合骨組と同様 AISC-LRFD の設計基準¹⁾に基づいた設計を行うためには柱の有効座屈長係数(以後、K 値と呼ぶ)の算定が必要である。著者等はこのような背景のもとに半剛結接合骨組柱を対象として alignment chart 法の過程に従った座屈方程式の定式化を試み²⁾、この算定を可能にしている。一方、半剛結接合の $M-\theta_r$ 特性に関しては、これまで各接合タイプの特性把握のためのデータベースの作成や非線形な $M-\theta_r$ 特性評価に関する研究が行われている。著者等も三要素パワーモデルの利用を提案し、アングル系に限定して接合部の非線形特性を考慮した設計を可能にしている。それに対して鋼構造に関する Eurocode-3 (EC3)³⁾ では、非線形な $M-\theta_r$ 曲線をトゥリニア型の折線モデルに簡略化して規定している。半剛結接合を有する骨組の K 値の算定は、一般に接合部接線剛性を考慮して算定しなければならない。このため、EC3 の規定のように接合部 $M-\theta_r$ 特性を折線に近似する場合には、接合部接線剛性も急激に変化することとなり、K 値にも多大な影響を与えるものと推察される。

本論文では、このような観点より接合部の非線形な $M-\theta_r$ 特性を多折線モデルで評価した場合の柱の K 値の分布特性を検討することを目的として、EC3 の規定を基本にして数値的に検討を試みた。本研究では剛結接合に近い状態からヒンジ接合までの広範囲の接合部 $M-\theta_r$ 特性を対象としている。比較検討は門型骨組に対して EC3 の規定を基にして決定された折線モデルに対して、初期剛性 R_{ki} 、限界曲げ耐力 M_u が等しく折線モデルの中間部折線の中点を通るように決定された三要素パワーモデルを用いた場合について行っている。なお、本論文では特に横拘束骨組柱に限定して数値的検討を試みるものとした。

2. 有効座屈長係数 (K 値) の算定

半剛結接合横拘束骨組柱の K 値算定に関する座屈方程式は、AISC-LRFD の設計基準が剛結接合骨組に対して規定している alignment chart 法の過程に従って定式化を行っている。すなわち、半剛結接合部を線形バネ(バネ定数が接線剛性に等しい)にモデル化して剛結接合骨組と同様の部分構造モデルを仮定する。図-1 には alignment chart 法による剛結接合横拘束骨組の座屈モードを示している。座屈方程式は各部材の材端モーメントと変形の関係式を用いて A, B 点の節点方程式を求めることによって定式化することができる。各方程式の詳細は紙面の都合により文献 2) に譲ることとする。

3. 接合部 $M-\theta_r$ 特性のモデル化

接合部 $M-\theta_r$ 特性に関するモデルは、まえがきにも述べているように、
 1) EC3 の規定を基本とした折線にモデル化した場合と、2) この折線モデルと初期剛性 R_{ki} 、限界曲げ耐力 M_u が等しく、かつ中間部折線の中点を通るように仮定された三要素パワーモデルの 2 つである。

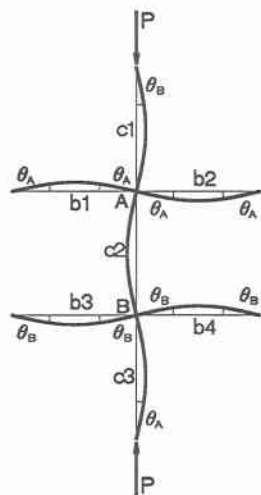


図-1 座屈モード

3.1. EC3 の規定に基づいた折線モデル

剛結接合からヒンジ接合までの広範囲の $M - \theta_r$ 特性に関する折線モデルは、EC3 の剛結・半剛結接合の境界線と後藤・宮下等の方法⁴⁾を参考に以下のように決定した。すなわち、半剛結接合の領域では EC3 の規定における折点をすべて同一 ($\bar{\theta} = 1/12, 1/5$: ただし、 $\bar{\theta}$ は接合部相対回転角の梁の塑性回転角に対する比である) とし、EC3 の折線勾配に比例定数 μ を乗じて変化させる。また EC3 の剛結接合の領域では、折点の無次元モーメント $\bar{m}$ を EC3 と等しく一定 ($\bar{m} = 2/3$: ただし、 $\bar{m}$ は接合部モーメントの梁の塑性曲げモーメントに対する比である) とする。勾配は半剛結接合の場合と同様 EC3 のそれに定数 μ を乗じて変化させる。以上を式で整理すると式 (1) のように示される。図-2 にはその概略を示している。

$\mu \leq 1$ の場合

$$\bar{m} = \begin{cases} 8\mu\bar{\theta} & \bar{\theta} \leq 1/12 \\ \mu(20\bar{\theta} + 3)/7 & 1/12 < \bar{\theta} \leq 1/5 \\ \mu & 1/5 < \bar{\theta} \end{cases} \quad (1a)$$

$\mu > 1$ の場合

$$\bar{m} = \begin{cases} 8\mu\bar{\theta} & \bar{\theta} \leq 1/12\mu \\ (20\mu\bar{\theta} + 3)/7 & 1/12\mu < \bar{\theta} \leq 1/5\mu \\ 1 & 1/5\mu < \bar{\theta} \end{cases} \quad (1b)$$

$$\bar{m} = M/M_p, \quad \bar{\theta} = \theta_r/\theta_p, \quad \theta_p = \frac{M_p}{EI_b/L_b}$$

ここで、 M_p 、 θ_p は梁の塑性曲げモーメントおよび塑性回転角、 L_b 、 I_b はそれぞれ梁の長さおよび断面 2 次モーメント、 E は弾性係数である。

3.2. 三要素パワーモデルについて

三要素パワーモデル⁵⁾は、接合部初期剛性 R_{ki} 、限界曲げ耐力 M_u 、形状指数 n の三つのパラメータから構成される接合部剛性評価モデルである。無次元化された三要素パワーモデルは式 (2) のように示される。

$$m = \frac{\theta}{(1 + \theta^n)^{1/n}} \quad (2)$$

ただし、 $m = M/M_u$ 、 $\theta = \theta_r/\theta_0$ であり、 M : 接合部モーメント、 M_u : 接合部限界曲げ耐力、 θ_r : 接合部相対回転角、 θ_0 : 塑性回転角 (M_u/R_{ki})、 R_{ki} : 初期剛性、 n : 形状指数である。図-3 に式 (2) の概形図を示す。

本研究では、3.1. で規定した折線モデルに対して、初期剛性 R_{ki} 、限界曲げ耐力 M_u が等しく、かつ中間部折線の中点を通るように決定された形状指数 n から構成される三要素パワーモデルを用いることとした。各パラメータを具体的に定義すると、初期剛性 R_{ki} は、

$$R_{ki} = \frac{M}{\theta_r} = \frac{8\mu M_p}{\theta_p} = \frac{8\mu EI_b}{L_b} \quad (3)$$

限界曲げ耐力 M_u は、

$$M_u = \begin{cases} \mu M_p & \mu \leq 1 \\ M_p & \mu > 1 \end{cases} \quad (4)$$

形状指数 n は図-4 において $\bar{m}_c$ 、 $\bar{\theta}_c$ を求め、これを式 (2) に代入することによって式 (5) より求めることができる。すなわち、

$$(1 + (17/15)^n)^{1/n} - 34/25 = 0 \quad (5)$$

これより、 $n = 2.897$ となる。以上を整理すると、表-1 のようになる。

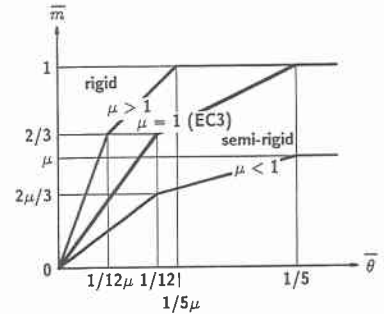


図-2 $\bar{m} - \bar{\theta}$ 曲線

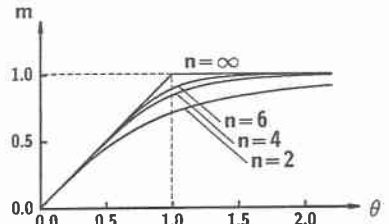


図-3 無次元三要素パワーモデル

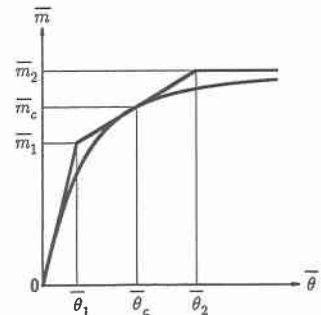
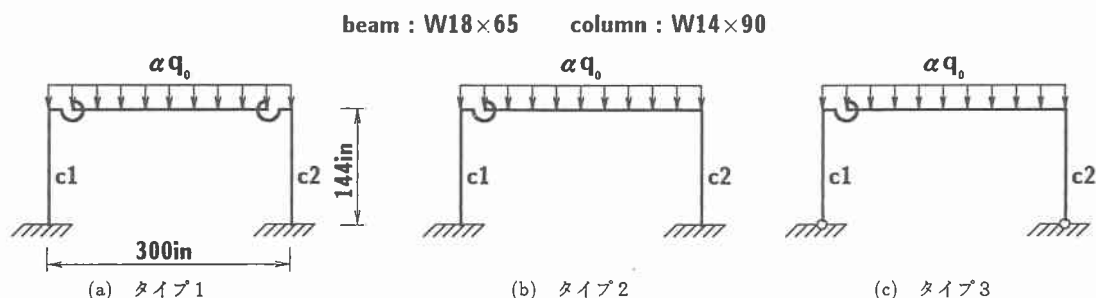


図-4 n の決定について

表-1 パラメーター一覧

	$\mu \leq 1$	$\mu > 1$
M_u	μM_p	M_p
R_{ki}	$8\mu \frac{EI_b}{L_b}$	
n	2.897	



図－5 解析に用いた骨組

4. 数値解析

4.1. 解析条件

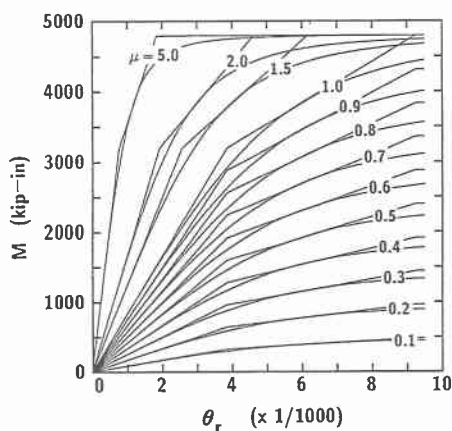
接合部のモデル化が半剛結接合骨組柱の K 値に与える影響を数値的に検討するために、横拘束骨組に限定して接合部・支持条件の異なる 3 種類の骨組を設定した。本解析に用いた骨組を図－5 に示す。骨組の部材断面は各タイプともすべて同一とし、柱材として W14×90、梁材として W18×65 を用いた。また部材長は、柱、梁材それぞれ 144 in (3.66m), 300 in (7.62m) とし、骨組の奥行き中心間隔を 300 in (7.62m) としている。本解析では AISC-LRFD の設計基準に従うこととしていることより、寸法は米国の慣用単位に、形鋼の呼称は AISC-LRFD の設計基準書に従っている。作用荷重に関しては、死荷重として $D = 68 \text{ psf}$ 、活荷重として $L = 40 \text{ psf}$ ($1 \text{ psf} = 4.89 \text{ kgf/m}^2$) を仮定し、終局限界状態として $1.2D + 0.5L$ の組み合わせ荷重を選び、これを基本荷重 $q_0 = 0.2117 \text{ kip/in}$ (3.78 tf/m) とした。

半剛結接合部に適用する $M - \theta_r$ 特性は、剛結接合からヒンジ接合の広範囲について検討するため、 $0.1 < \mu < 1.0$ まで 0.1 刻みと $\mu = 1.5, 2.0, 5.0$ の合計 13 ケースとした。図－6 にこれらの各 $M - \theta_r$ 特性に関する折線モデルと三要素パワーモデルによる分布曲線を比較して示している。

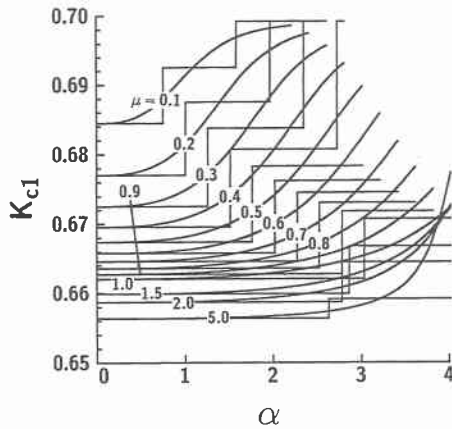
本解析では載荷荷重の大きさによる K 値の分布性状についても検討するため、荷重係数 α を導入して載荷荷重を変化させている。なお、荷重係数 α は梁材に塑性ヒンジが発生し梁材が崩壊するまでの載荷荷重を考慮するように、各タイプ毎の μ に対して前もってその最大値を決定している。その結果、荷重係数 α の最大値の中で最も小さい値は、 $\mu = 0.1$ の時でタイプ 1 では $\alpha = 2.211$ 、タイプ 2, 3 では $\alpha = 3.049$ となる。また、各荷重状態における接合部接線剛性は、微小変形理論から誘導された剛性方程式と接合部の非線形性を組み合わせた解析法を用いて評価している。

4.2. 解析結果

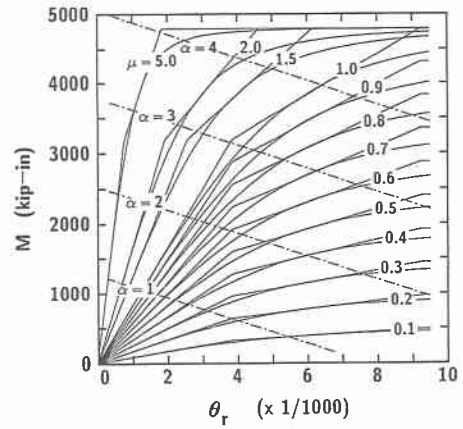
図－7～9 には、各タイプの柱の K 値を荷重係数 α を横軸にとりて整理した図と各荷重係数 α に対する beam-line 図を示している。図－7 はタイプ 1 の構造形式に関する結果である。この場合は構造系が対称であることより、c1 柱に関してのみ示している。図より、折線モデルの場合には荷重係数 α によって K 値が 3 段階の階段状の分布性状を示していることがわかる。これは荷重増加に対応して接合部の相対回転角が増加していくものの、 $M - \theta_r$ 特性において直線部の接線剛性が同一であること、折点で接線剛性が急激に変化することに起因しているものと考えられる。また荷重係数 α が小さい場合における K 値の一定値となる荷重係数 α の領域は μ の増大とともに広がっている。



図－6 解析に用いた $M - \theta_r$ 曲線

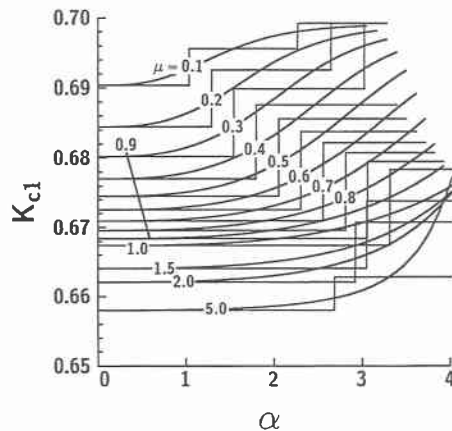


(a) c1 柱の K 値

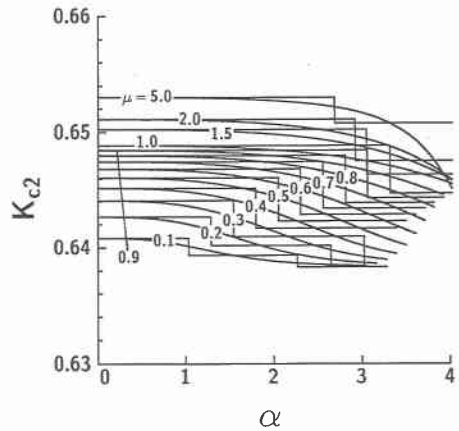


(b) $M - \theta_r$ 曲線

図-7 タイプ1における K 値の分布



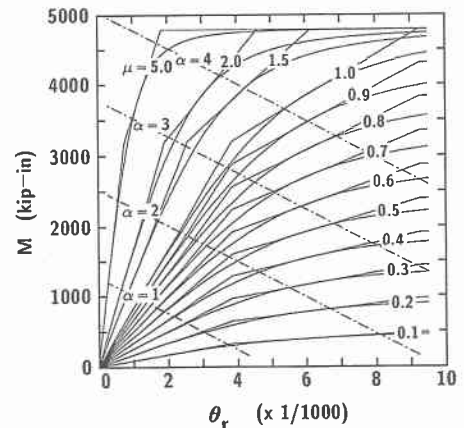
(a) c1 柱の K 値



(b) c2 柱の K 値

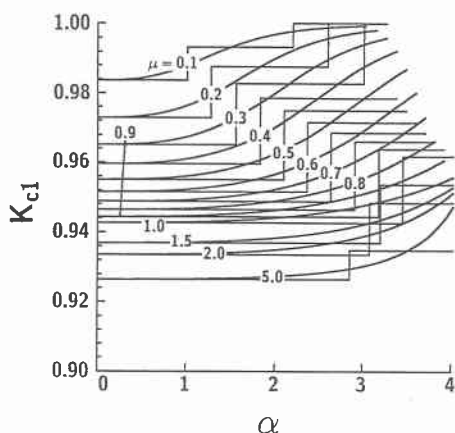
図-8 タイプ2における K 値の分布

これは (b) 図でも明らかなように μ が大きい場合 ($\mu \geq 1.0$, 接合部剛性が大きい場合) には $\alpha \approx 2.5$ まで初期剛性の状態が維持されるためである。これに対して三要素パワーモデルの場合には、 α が零近傍の場合には折線モデルの最小の K 値に漸近し、 α の増大とともになめらかな分布曲線を示している。これは、折線モデルの接線剛性が段階的に変化するのに対し、三要素パワーモデルの場合には初期剛性から限界状態における零剛性まで連続的に変化するためであると考えられる。荷重係数 $\alpha < 0.5$ ではいずれの μ に対しても折線モデルと三要素パワーモデルの結果は等しい値を示していることがわかる。これは (b) 図より明らかなように荷重係数 $\alpha < 0.5$ で両モデルともに類似の接線剛性を有していることを意味している。また、設計の立場

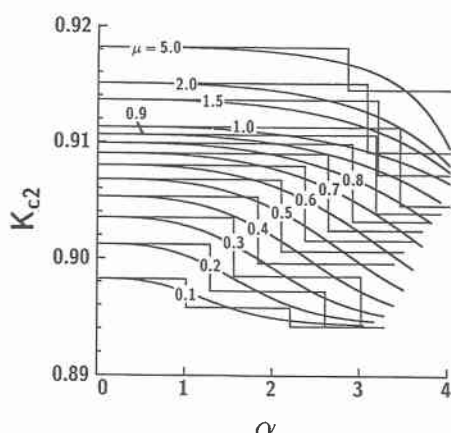


(c) $M - \theta_r$ 曲線

図-8 — 続 き —



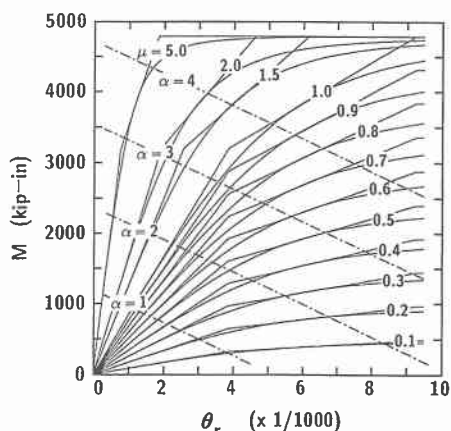
(a) c1 柱の K 値



(b) c2 柱の K 値

図-9 タイプ3における K 値の分布

から K 値の評価について考えると、荷重レベルの小さい (α が小さい) 場合には、K 値は両モデルとも等しい値を示しているが、荷重レベルが徐々に大きくなると、折線モデルの場合の K 値は三要素パワーモデルの場合の K 値より小さく評価され危険側の評価となる。さらに荷重が大きくなると折線モデルの K 値は逆に大きく評価され安全側に、その後また危険側に推移していることがわかる。これは、接合部 $M - \theta_r$ 特性に折線モデルを用いた場合には、任意の荷重レベルに対して常に設計的に安全側の K 値を評価することができない危険性があることを意味している。これより、半剛結接合部の非線形な $M - \theta_r$ 特性を簡略な折線モデルを用いて評価することは、変形能あるいは 2 次項を考慮した曲げモーメントの算定のためには有効であるものと考えられるが、柱の K 値算定時にはその適用に細心の注意が必要であるものと考えられる。



(c) $M - \theta_r$ 曲線

図-9 — 続 き —

図-8 はタイプ2に関する結果を示したものである。c1 柱の K 値に着目すると、c2 柱側の接合部が剛結接合されていることにより、K 値はタイプ1の場合に比べて全体的に大きくなっていることがわかる。その他の分布特性は、タイプ1の場合と類似なものとなっているようである。c2 柱の K 値に関しても、折線モデルを用いて評価した場合には、階段状の分布性状を示している。両モデルの K 値を比較すると、 α が小さい場合には両モデルの結果は一致しているが、 α の増大に伴って折線モデルの場合の K 値は三要素パワーモデルの場合より大きく評価され安全側に、さらに α が増加すると逆に小さく評価され危険側に、その後また安全側に推移していることがわかる。その推移状況は c1 柱の場合と逆の関係になっている。

図-9 はタイプ3における c1, c2 柱に関する結果である。その分布性状は、タイプ2の c1, c2 柱に関する結果と比較すると、ピン支持となっていることよりタイプ2の結果より大きな値となっているものの、両タイプとも類似な性状を示している。

5. まとめ

接合部の非線形な $M - \theta_r$ 特性を多折線モデルで評価した場合の半剛結接合骨組柱の K 値の分布特性を検討することを目的として、EC3 の半剛結接合に関する規定を基本にして数値的に検討を試みた。比較検討は非線形な $M - \theta_r$ 曲線として初期剛性 R_{ki} 、限界曲げ耐力 M_u が折線モデルと等しく、折線モデルの中間部折線の中点を通るように決定された三要素パワーモデルを用いた場合について行った。数値解析は、門型骨組を対象として剛結接合からヒンジ接合に近い状態までの各接合特性に対し、載荷荷重の大きさを変化させて柱の K 値の分布性状に関する検討を行った。

本数値解析により、接合部 $M - \theta_r$ 特性を折線モデルで評価した場合の K 値は階段状の分布性状を示すことが明らかになった。折線モデルは折点で K 値が階段状に変化するため、設計レベルで三要素パワーモデルを用いる場合の結果と比較すると、荷重の大きさにより危険側や安全側に推移することが明らかになった。

これより、非線形な半剛結接合部の $M - \theta_r$ 特性の簡略な折線モデルは、変形能あるいは 2 次項を考慮した断面力を評価するためには有効であるものと考えられるが、 K 値算定のために適用する場合には、荷重レベルによって必ずしも常に安全側の評価を与えるものではないことに留意しなければならないものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) American Institute of Steel Construction, Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Buildings 2nd Edition, Chicago, IL., 1993.
- 2) 岸 徳光, 後藤芳顕, R. Hasan, 小室雅人: 半剛結横拘束骨組柱の有効座屈長の算定, 土木学会北海道支部論文報告集 第 50 号, pp.54-59, 平成 6 年 2 月
- 3) Eurocode NO.3, Design of Steel Structures, Draft Issue, Commission of European Communities, April 1990.
- 4) Goto, Y., Miyasita, S. and Chen, W.F.: Classification of Semi-Rigid Connections Based on the Elastic-Plastic Mechanical Behavior of Frames, Structures Congress VII, ASCE, pp.1191-1196, 1994.
- 5) Chen, W.F. and Kishi, N.: Semi-rigid steel beam-to-column connections: Data base and modeling, Journal of Struct. Engng., ASCE, 116(ST7), pp.1813-1834, 1990.