

I - 52

end-plate 系接合の $M - \theta_r$ 曲線に関する四要素パワーモデルの適用性

室蘭工業大学	正員	岸 徳 光
パシフィックコンサルタンツ	正員	Rafiq Hasan
室蘭工業大学	正員	小 室 雅 人
室蘭工業大学	学生員	村 田 浩 一

1. はじめに

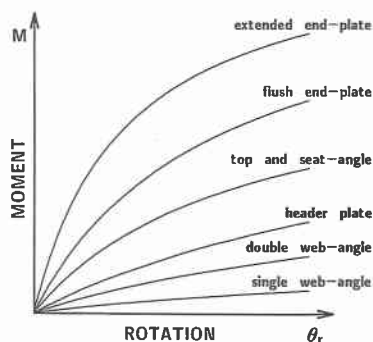
現在、構造設計法は世界的に限界状態設計法が主流となりつつある。限界状態設計法において、部材の断面設計は終局限界状態における断面力を用いて行うため、非線形解析を用いることを前提としている。しかしながら、梁-柱の接合部に関しては、非線形な剛性特性を有する半剛結接合であることが過去の研究成果から明らかになっているにもかかわらず、接合部を剛結接合あるいはピン接合と理想化して構造解析を行っているのが現状のようである。この仮定は構造解析が簡易であることより工学的には有用であると考えられるが、より実状に即した設計を行うためには、接合部の非線形な剛性特性を考慮して耐荷力、変形等に対する検討を行わなければならないものと考えられる。このような背景のもとで梁-柱接合部の $M - \theta_r$ 曲線の評価に関する研究が世界的に行われており、Frye - Morris の多項式モデル¹⁾、岸 - Chen による修正 exponential モデル²⁾等の接合部剛性評価モデルが提案されている。しかしながら、これらの各接合部剛性評価モデルは、Frye - Morris の評価式モデルを除き、非線形特性を有する半剛結接合の設計に適用することはできない。Frye - Morris の多項式モデルは実験結果に基づいて接合部パラメータから構成される定数値を決定するものである。従って、接合部の各パラメータを決定することにより、非線形な接合部剛性特性を決定することが可能である。一方、岸 - Chen は angle 系接合に限定して簡略な力学モデルに基づき接合部初期剛性や限界曲げ耐力を決定し、三要素パワーモデル³⁾を適用することにより簡易に半剛結接合を設計できることを示している^{3),4)}。

しかしながら、end-plate 系接合に関しては、そのメカニズムが複雑であることや、歪硬化に対応するほぼ線形な塑性勾配が存在すること等より、未だ angle 系接合と同様の設計手法は確立されていない。

このような観点より、本論文では end-plate 系接合に対する接合部剛性評価モデルとして、塑性勾配を考慮することが可能な四要素パワーモデル⁵⁾の利用を提案し、データベース⁶⁾に収納されている 144 個の end-plate 系接合に関する実験データを用いその適用性の検討を行った。

2. end-plate 系接合の概要

図-1 に代表的な接合形式の $M - \theta_r$ 曲線を示す。end-plate 系接合は、一般に最も剛結接合に近い接合形式であるといわれている。end-plate 系接合は、一般に工場で梁の端部にプレートを溶接し、現場においてボルトを用いて柱と連結させる接合形式で、extended end-plate 接合、flush end-plate 接合の 2 種類に分類される。なお extended end-plate 接合は、flush end-plate 接合のプレート部分を引張側、もしくは引張・圧縮の両方向に拡張し剛性を向上させた接合形式である。図-2 に end-plate 系接合の概形図を示す。それぞ

図-1 各接合形式の $M - \theta_r$ 曲線

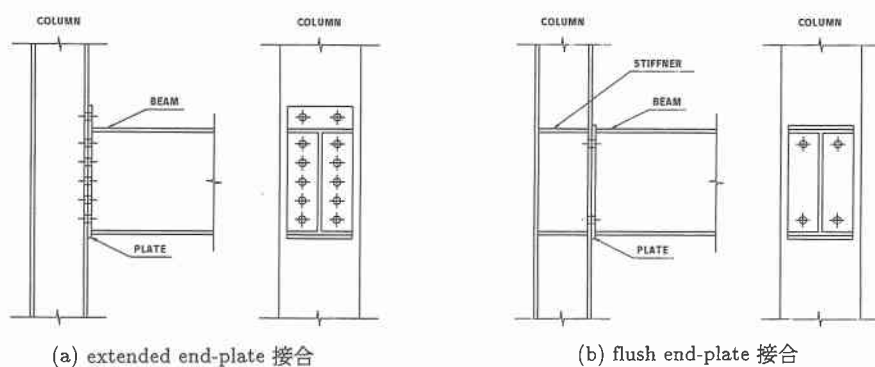


図-2 end-plate 系接合部の概形図

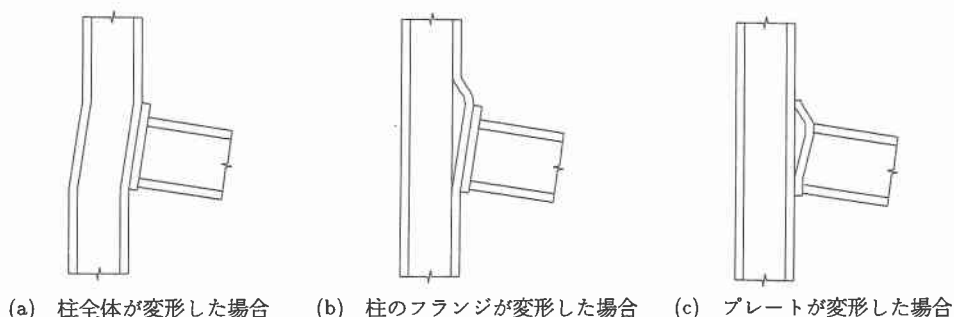


図-3 end-plate 系接合の崩壊形式

れ (a) は引張側のみプレートに拡張した extended end-plate 接合, (b) は flush end-plate 接合を示している. end-plate 系接合の利点としては, 製作が容易であり溶接の正確さを保証しやすいこと, 現場における梁と柱の連結が容易であること等が挙げられる.

一方, 接合部の崩壊形式に着目すると angle 系接合や header plate 接合の場合には, 接合形式ごとにほぼ一様な崩壊形式を示すのに対し, end-plate 系接合の場合には複数の崩壊形式を有している. 図-3 に end-plate 系接合の一般的な崩壊形式を示す. (a) は柱全体が変形した場合, (b) は柱のフランジが変形した場合, (c) はプレートが変形した場合を示している. この他にも, ボルトが破断する場合およびこれらの複合した崩壊形式もある. これは end-plate 系接合の剛性特性が接合部自体の形状・寸法だけではなく, 柱部材における補剛材 (stiffner) の有無や柱フランジの剛性の程度に大きく影響を受けることに起因している. このため, 接合部の形状パラメータ (プレート厚, ボルト位置等) のみを用いて任意の end-plate 系接合の $M-\theta_r$ 曲線をモデル化することは非常に困難な問題である.

3. end-plate 系接合のモデル化

上述のように end-plate 系接合の $M-\theta_r$ 曲線には初期曲げモーメントが存在する場合や線形な接合部塑性勾配を有する場合がある. このような曲線特性を有する場合, 三要素パワーモデルを適用することは困難である. 本研究では三要素パワーモデルに塑性勾配を考慮した四要素パワーモデルの利用を提案し, その適用性について検討することとする.

3.1. 四要素パワーモデル

四要素パワーモデルは接合部初期剛性 R_{ki} 、接合部塑性剛性 R_{kp} 、初期モーメント M_o 、形状指数 n の 4 つのパラメータから構成されるもので、一般に次式のように示される。

$$M = \frac{R_1 \theta_r}{\left[1 + \left(\frac{\theta_r}{\theta_o} \right)^n \right]^{\frac{1}{n}}} + R_{kp} \theta_r \quad (1)$$

ここで、 M : 接合部曲げモーメント

R_1 : $= R_{ki} - R_{kp}$

θ_r : 接合部相対回転角

θ_o : 塑性回転角 ($= M_o/R_1$)

図-4 に四要素パワーモデルの概形図を示す。図より、接合部の $M - \theta_r$ 曲線は形状指数 n を変化させることにより放物線形状からバイリニア型 ($n = \infty$) の状態まで制御可能であることがわかる。また、四要素パワーモデルは 4 つのパラメータを力学的に決定することが可能であれば、実験値に依存することなく、接合部の非線形な剛性特性を評価できることより、設計への適用性に優れているものと考えられる。

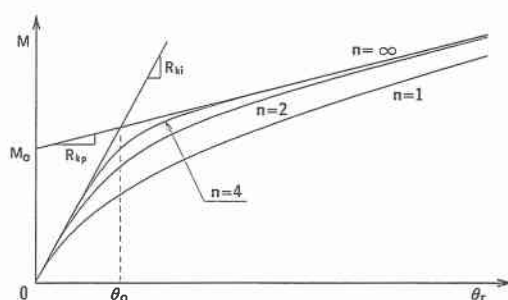


図-4 四要素パワーモデル

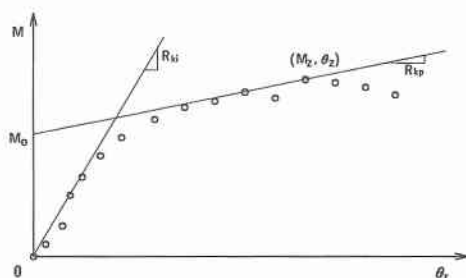


図-5 パラメータの決定方法

3.2. パラメータ決定方法

end-plate 系接合は前述の通り崩壊形式が複雑であるため、パラメータを力学的に決定することは非常に困難な問題となっている。本論文では接合部初期剛性 R_{ki} 、接合部塑性剛性 R_{kp} 、初期モーメント M_o の 3 つのパラメータに関しては実験値により決定することとした。以下に各パラメータの決定方法について説明する。なお、図-5 にパラメータ決定方法に関する概念図を示している。

1) 接合部初期剛性 R_{ki} :

接合部初期剛性 R_{ki} は載荷開始直後の接合部の剛性であり、実験データから算定する場合、実験値における最初の曲げモーメントと相対回転角から得られる割線剛性がそれに相当するものと考えられる。しかしながら、図-5 に示すように載荷と同時に滑りが生じ、初期の段階で相対回転角が急激に増加する実験データも存在する。一方、理想化された接合部の $M - \theta_r$ 曲線を考えた場合、 R_{ki} はその曲線上において、最大の剛性を与えるものと考えられる。このことから、本論文では全ての実験値に対し割線剛性を求め、その最大値を接合部初期剛性 R_{ki} としている。なお、表-1 中に R_{ki} の算定式を示す。また式中 M_i および θ_i はそれぞれ実験値における i 番目の曲げモーメント、相対回転角を表している。

2) 接合部塑性剛性 R_{kp} :

過去の研究から、接合部の剛性は相対回転角の増大とともに塑性勾配に漸近し、最終的に降伏に至ることが明らかになっている。これより、本論文では実験値における最大の曲げモーメント (図-5 中の M_z) を

表-1 パラメータ算定式一欄

	算定式
R_{ki} (1)	$R_{ki} = \left[\frac{M_i}{\theta_i} \right]_{\max}$
R_{kp} (2)	$R_{kp} = \left[\frac{M_z - M_i}{\theta_z - \theta_i} \right]_{\min}$
M_o (3)	$M_o = M_z - R_{kp} \times \theta_z$

降伏モーメント、そのときの相対回転角（図-5中の θ_z ）を降伏時の相対回転角と仮定し、表-1中の R_{kp} 算定式により接合部塑性剛性 R_{kp} を求めることとした。ただし、 $i < z$ である。

3) 初期モーメント M_o ：

図-4に示されるように初期モーメント M_o は、接合部塑性剛性の漸近線の M 軸切片である。したがって M_o は表-1中(3)式により算定される。

なお、以上の手法は個々の実験値に依存することより、1) 相対回転角が減少する、2) モーメントが増加・減少を繰り返すなどの実験値が存在する場合は適宜視覚的にそのパラメータの修正を行っている。

4) 形状指数 n ：

形状指数 n に関しては前述のように決定した3つのパラメータと実験値との間に最小自乗法を適用し決定することとした。

表-2 実験データ

	実験者名	実験数
extended end-plate	S.A.Ioannides	6
	R.J.Dews	3
	A.N.Sherbourne	5
	J.R.Baily	26
	J.O.Surtees et al.	6
	J.A.Packer et al.	3
	P.Grundy et al.	2
	L.G.Johnson et al.	1
	N.D.Johnstone et al.	8
	A.Mazroi	24
	Y.L.Yee	16
	J.B.Davison	1
flush end-plate	D.B.Moore et al.	2
	R.Zandonini et al.	9
	J.R.Ostrander	24
	J.B.Davison et al.	3
	J.Phillips et al.	5

4. 四要素パワーモデルによるモデル化の結果

本論文では、半剛結接合に関するデータベースに収納されている extended end-plate 接合 112 個、flush end-plate 接合 32 個の計 144 個のデータに対して、四要素パワーモデルの適用性に関する検討を行った。表-2に実験者名および実験数を示す。なお、解析結果の検討は extended end-plate 接合と flush end-plate 接合、および補剛材の有無により4つのケースに分けて行っている。

図-6、7にそれぞれ四要素パワーモデルを extended end-plate 接合、flush end-plate 接合の $M - \theta_z$ 曲線に適用した結果の一例を示す。ここで(a)は補剛材のない場合、(b)は補剛材を有する場合の結果を示している。図中の○印は実験結果を、実線は四要素パワーモデルによるモデル化の結果を示している。また、図には実験者名、使用した梁材、柱材、プレート厚および接合部初期剛性 R_{ki} 、接合部塑性剛性 R_{kp} 、初期モーメント M_o 、形状指数 n の値を付記している。

図-6 (a), (b)より、extended end-plate 系接合に関しては補剛材の有無にかかわらず、四要素パワーモ

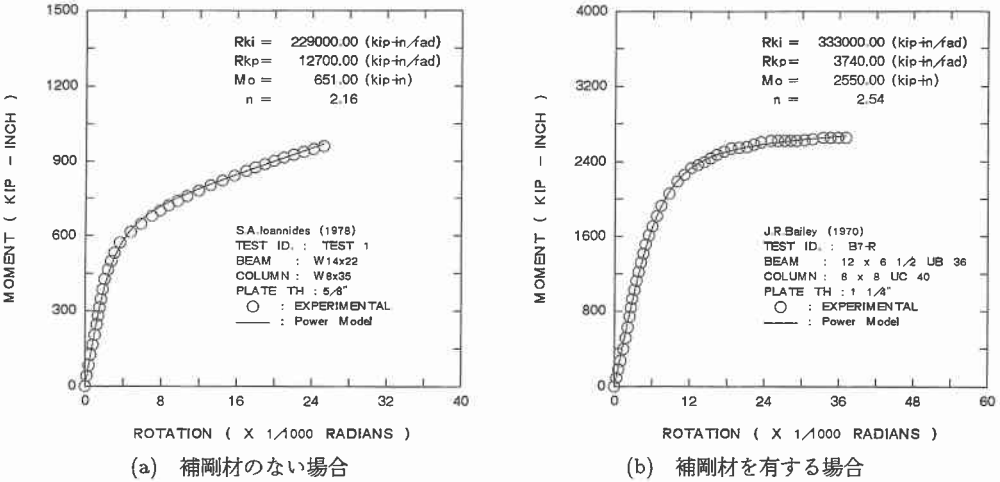
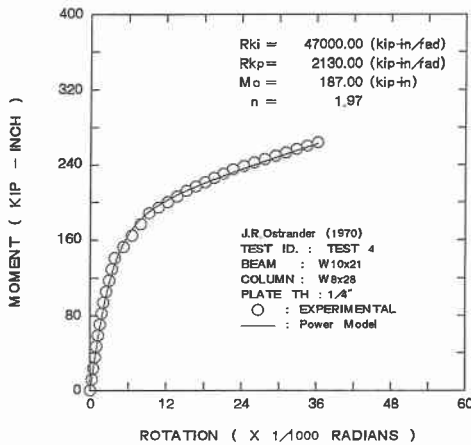
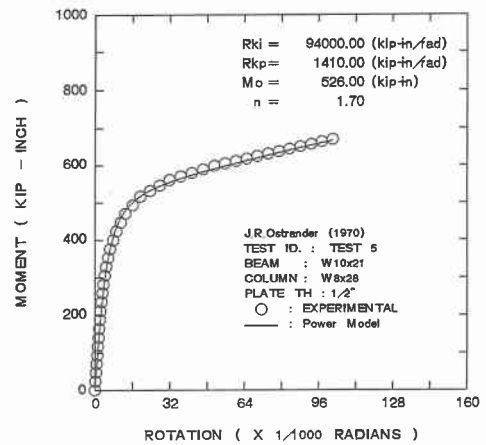


図-6 extended end-plate 接合



(a) 補剛材のない場合



(b) 補剛材を有する場合

図-7 flush end-plate 接合

デルは実験結果を良く回帰していることがわかる。また、図-7より flush end-plate 接合においても補剛材の有無にかかわらず extended end-plate 接合の場合と同様に、四要素パワーモデルは実験結果をよく回帰している。

本論文では、四要素パワーモデルの end-plate 系接合に関する適用性を数値的に検討するために、以下の式によりその精度検討を試みた。

$$\text{誤差} = \frac{\sum |M_{EX} - M_{AN}|}{\sum M_{EX}} \quad (2)$$

ここで、誤差は各実験ごとに得られるものであり、 M_{EX} は実験値による曲げモーメントの値、 M_{AN} は四要素パワーモデルを用いて得られた値である。図-8は各実験ごとに得られる誤差を示した図であり、縦軸に誤差を取って整理している。(a)は補剛材のない flush end-plate 接合 (52 個)、(b)は補剛材を有する flush end-plate 接合 (59 個)、(c)は補剛材のない extended end-plate 接合 (14 個)、(d)は補剛材を有する extended end-plate 接合 (18 個) についての結果である。図中には、誤差の平均値および最大値を併記してある。図より、誤差の平均値はどのケースに関しても 2.0 ~ 2.6 % 程度、最大でも 5.9 % 程度の誤差であることがわかった。これより、四要素パワーモデルの end-plate 系接合の $M - \theta_r$ 曲線に関する適用は、工学的に十分可能であると考えられる。

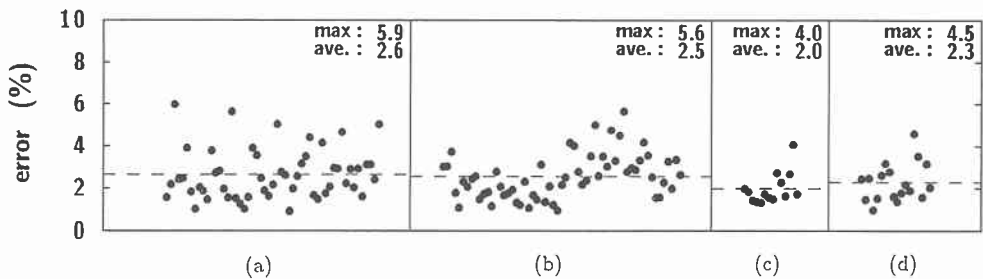


図-8 四要素パワーモデルによるモデル化の誤差

5. まとめ

本論文では end-plate 系接合における接合部剛性評価モデルの定式化のための基礎的な研究として、四要素パワーモデルの同接合に関する適用性の検討を行った。本研究ではその適用性に主眼をおくこととし、四要素パワーモデルの 4 つのパラメータのうち接合部初期剛性 R_{ki} 、接合部塑性剛性 R_{kp} 、初期モーメント M_0 は実験値により決定することとした。また、形状指数 n に関しては上記の 3 つのパラメータと実験値との間に最小自乗法を適用することにより決定することとした。四要素パワーモデルの適用性に関する検討はデータベースに収納されている extended end-plate 接合 (112 個) と flush end-plate 接合 (32 個) に対して、補剛材の有無により、4 つのケースに分類し行った。

検討結果、四要素パワーモデルは、補剛材の有無に関わらず end-plate 系接合の $M - \theta$ 曲線を比較的精度良く再現できることが明らかとなった。

なお、今後の研究課題としては、四要素パワーモデルの 4 つのパラメータを実験値に依存することなく接合部の形状、寸法や材質等の形状パラメータから算定する手法の確立が重要であると考えられる。

参考文献

- 1) Frye, M.J. and Morris, G.A. (1975), "Analysis of flexibly connected steel frames," Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.2, No.3, 280-291.
- 2) Kishi, N. and Chen, W.F. (1986), "Steel Connection Data Bank Program," Report No. CE-STR-86-18, School of Civil Engineering, Purdue Univ., W. Lafayette, IN
- 3) Kishi, N. and Chen, W.F. (1990), "Moment-rotation relations of semi-rigid connections with angles," Journal of structural division, ASCE, Vol.116, No.ST7, 1813-1834.
- 4) Kishi, N., Chen, W.F., Goto, Y. and Matsuoka, K.G. (1993), "Design Aid of Semi-rigid Connection for Frame Analysis," AISC, Engineering Journal, Vol.30, Third Quarter, 90-107.
- 5) Richard, R.M. and Abbott, B.J. (1975), "Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula," Journal of the Engineering Mechanics, ASCE, Vol.101, No.EM4, 511-515.
- 6) Hasan, R., Kishi, N., Chen, W.F. and Komuro, M. (1995), "Evaluation of rigidity of extended end-plate connections by utilizing updated data base," Report No. CE-STR-95-19, School of Civil Engineering, Purdue Univ., W. Lafayette, IN.