鋼製補剛箱形断面橋脚の 延性き裂照査法における

ひずみ集中補正係数に関する一検討

藤江 渉1・田口 実季2・鈴木 元哉3・葛 漢彬4

 ¹正会員 名城大学大学院 理工学研究科社会環境デザイン工学専攻 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口 1-501)
E-mail: 183443503@ccmailg.meijo-u.ac.jp

²名城大学 理工学部社会基盤デザイン工学科 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口 1-501) E-mail: 150448069 @ccmailg.meijo-u.ac.jp

> ³学生会員 名城大学大学院 理工学研究科社会基盤デザイン工学専攻 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口 1-501) E-mail: 120437035 @ccmailg.meijo-u.ac.jp

⁴フェロー 名城大学教授 理工学部社会基盤デザイン工学科 (〒468-8502名古屋市天白区塩釜口 1-501) E-mail:gehanbin@meijo-u.ac.jp

補剛箱形断面を有する鋼製橋脚を対象に、耐震設計で用いられることの多い beam 要素を用いたファイ バーモデル解析による、延性き裂照査法について検討を行った.まず、beam 解析および shell 解析を実施 して基部の塑性ひずみ履歴を求め、ひずみ集中現象の比較を行った.次に、beam 解析および shell 解析の 塑性ひずみ履歴の比較からひずみ集中補正係数を求め、幅厚比パラメータ、板厚といった構造パラメータ がひずみ集中補正係数に及ぼす影響について検討した.さらに、補剛箱形断面に対して適用可能な、ひず み集中補正係数の一般式を導いた.そして、beam 解析結果に対し、新たに得たひずみ集中補正係数を導 入して損傷度の算出を行い、shell 解析と同等の精度で延性き裂発生評価が可能であることを示した.

Key Words: ductile crack, steel bridge pier, stiffened box section, seismic evaluation, beam elements

1. 序論

地震動による繰り返し荷重が作用した場合に、鋼構造物、例えば鋼製橋脚の基部や隅角部といった形状不連続部において、過大な塑性ひずみが生じ、延性き裂が発生・進展して脆性破壊にいたることが懸念される¹⁾⁻⁶⁾. これに対し、道路橋示方書・同解説^{¬)}では、ひずみ集中部における完全溶込溶接の推奨などがされているが、前述のような脆性的な破壊モードを考慮した照査法は示されていない.さきごろ改訂された土木学会の鋼・合成構造標準示方書⁸⁾(以降、学会示方書とする)では、エネルギー吸収部材のレベル2地震動に対する耐震性能Ⅱ,Ⅲの照査項目の一つに、低サイクル疲労に対する部材の安全性を挙げている.学会示方書では、座屈拘束ブレースなどの制振部材に対しては、累積塑性変形を用いた比較的簡易な低サイクル疲労照査法が示されている⁸⁾. 方,橋脚に対しては,Miner 則とManson-Coffin 則に基 づく累積疲労損傷度(以降,損傷度とする)を用いた照 査法が示されている⁸⁾.この手法では、き裂発生が懸念 される箇所の局所的なひずみを有限要素解析により求め る必要があり,形状不連続部の板組などを再現した高度 な解析が要求される.そのため、実際の設計において, 橋脚の低サイクル疲労照査を行うのは容易ではない.

現状の耐震設計では、beam 要素によるファイバーモ デルを用いた有限要素解析(以降,beam 解析とする) が用いられることが多い.一般に、beam 解析では局所 的なひずみを得ることは難しいが、近年、beam 解析を 用いた低サイクル疲労照査法、延性き裂照査法に関する 研究が行われている. Tateishi ら⁹は、無補剛箱形断面 鋼柱の基部における溶接部止端に着目し、beam 解析に よってひずみ履歴を得たうえで、止端におけるひずみ集 中を補正することで低サイクル疲労照査を行う手法を

モデル名 $\overline{\lambda} - R_f - t$	$\overline{\lambda}$	R_f	<i>t</i> , <i>t</i> _s (mm)	α	γ/γ*	h (mm)	b (mm)	bs (mm)	$\overline{\lambda}_s$	$\overline{t_f}$ (mm)	$\bar{t_w}$ (mm)	P/P_y	Hy (kN)	δ_y (mm)
40-25-10			10			1,975	339	47		11	15		273	11.26
40-25-20		0.25	20			4,065	687	94	0.149	22	29		1,064	22.91
40-25-30			30			6,097	1,031	141		34	43		2,395	34.36
40-35-10			10			2,801	474	51		11	13		371	16.25
40-35-20	0.40	0.35	20	0.5	3.0	5,762	962	103	0.207	22	27	0.1	1,445	33.06
40-35-30			30			8,644	1,443	154		33	40		3,251	49.58
40-45-10			10			3,626	610	55		11	13		466	21.18
40-45-20		0.45	20			7,459	1,237	110	0.269	22	25		1,815	43.08
40-45-30			30			11,189	1,855	165		33	38		4,084	64.61

表-1 解析モデル諸元(細長比パラメータλ=0.40)

提案している.清水ら¹⁰は、無補剛箱形断面を対象に、 beam 解析によるひずみと溶接部止端の局所的なひずみ の関係を検討し、溶接部止端の曲率半径ごとに、ひずみ 集中補正係数を求めている. 著者らはこれまでに, 無補 剛箱形断面鋼柱に対して shell 要素を用いたモデルによ る有限要素解析(以降, shell 解析とする)を実施し, beam 解析結果のひずみとの比較から、幅厚比パラメー タ,細長比パラメータ,板厚といった構造パラメータが ひずみ集中に及ぼす影響を検討した 11). そして、これ らのパラメータの影響を考慮したひずみ集中補正係数の 一般式を考案し,これを導入した損傷度を用いた, beam 解析による延性き裂照査法を提案している¹¹⁾.こ のように、既往の研究では無補剛箱形断面に対して検討 されたものが多く、その他の断面形状に対して検討され た例が少ない. 学会示方書においても, beam 要素を用 いた解析に対して、ひずみ集中補正係数を導入した損傷 度による照査法が紹介されている⁸⁾. しかしながら, 無 補剛箱形断面に対する照査法が示されているのみであり, その他の断面に対しては言及されていない.

著者らのこれまでの研究で、無補剛箱形断面から得ら れたひずみ集中補正係数を、補剛箱形断面に対して適用 した場合、き裂発生を危険側に予測することが分かって いる¹²⁾.したがって、無補剛箱形断面で得られたひず み集中補正係数の一般式¹¹⁾を補剛箱形断面に適用する のは困難であると考えられる.また、補剛箱形断面に対 するひずみ集中補正係数として 6.90 を提案している¹²⁾ が、導出にあたり検討した供試体は2体のみであり、さ まざまな構造パラメータに対する検討が不足している.

実際の構造物,特に橋脚においては,補剛断面がほとんどと考えられ,実用的な照査法を確立するには,補剛 断面に対する検討をより詳しく行う必要がある.そこで, 本研究では,鋼製補剛箱形断面橋脚を対象に,ひずみ集 中補正係数について再検討し,beam 解析を用いた,延 性き裂照査法の適用範囲の明確化と拡大をはかる.

2. 解析方法

(1) 損傷度による延性き裂発生の評価法

延性き裂の発生・進展を起点とした脆性的な破壊モードにおいて、著者らは、脆性破壊の防止を目的に延性き裂発生を終局ととらえ、延性き裂発生を評価する手法を検討してきた¹¹⁾⁻¹⁵⁾.この手法では、Miner 則とManson-Coffin 則に基づく損傷度Dを用いて、延性き裂発生を評価する¹³⁾.損傷度は次式で表される.

$$D = C \sum \left(\epsilon_{pr} \right)^m \tag{1}$$

ここで、 $C \ge m$ は単柱式鋼製橋脚の実験結果から得られ た係数であり、SM490 鋼材では、C = 9.69、m = 1.86 で ある¹³⁾. ε_{pr} は塑性ひずみ範囲で、算出にはレンジ法を 用いている¹³⁾. 損傷度が 1.0 に達したときを、延性き裂 発生ととらえる.著者らのこれまでの検討で、鋼製橋脚 基部および隅角部を対象に shell 解析を行い、溶接未溶 着内部からき裂が発生する場合を除き、損傷度による評 価法の適用性を示してきた¹³⁾⁻¹⁵.

さらに、前述したように、beam 解析によるより簡易 的な手法を提案している^{11),12)}.式(1)中の、塑性ひずみ 範囲にひずみ集中補正係数を乗ずることで、shell 解析 におけるひずみ集中現象を模擬する手法である.提案し ている損傷度は次式のように表される^{11),12)}.

$$D = C \sum \left(\beta \cdot \varepsilon_{pr}\right)^m \tag{2}$$

ここで、 β =ひずみ集中補正係数であり、無補剛箱形断 面に対する既往の研究により、以下の一般式を提案して いる¹¹⁾.本研究では、後で検討する補剛箱形断面に対 するひずみ集中補正係数と区別するため、次式のように β_{μ} と表示する.

$$\beta_u = 11.1R_f + 1.18\left(\frac{t}{t_0}\right) - 1.34\overline{\lambda} - 0.0751$$
 (3)

11	一【 1917年秋(似序 1000 不间)
σ_y (MPa)	Ey (%)	E (GPa)	v
365	0.17	206	0.3
σ_u (MPa)	Eu (%)	Est (GPa)	Est (%)
490	25	6.86	1.2

お割字粉 (指面 16mm 土津)

衣	-3 竹科庄剱(似字 10000 以上)
σ_y (MPa)	Ey (%)	E (GPa)	v
355	0.17	206	0.3
σ_u (MPa)	Eu (%)	Est (GPa)	Est (%)
490	25	6.86	1.2

表-3 材料定数(板厚16mm以上)

Note: σ_y =降伏応力, ε_y =降伏ひずみ, E=弾性係数, v=ポアソン 比, σ_u =引張強さ, ε_u =破断ひずみ, E_{st} =ひずみ硬化開始時の硬 化係数, ε_{st} =ひずみ硬化開始時のひずみ



ここで, $R_f = 幅厚比パラメータ$, $\lambda = 細長比パラメータ$, t = 板厚, toは板厚の無次元化量で to = 9mm である¹¹⁾. 幅厚比パラメータ R_f , 細長比パラメータ λ は次のように 表される.

$$R_f = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-v^2)}{\pi^2 \cdot k}} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$
(4)

$$\overline{\lambda} = \frac{2h}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \tag{5}$$

ここで、b=フランジ幅(B-t)、h=橋脚高さ、 $\sigma_y=降伏応$ 力、E=弾性係数、v=ポアソン比、k=フランジ板の座屈係数= $4n^2$ (nはサブパネル数であり本研究ではn=3)、r=断面 2次半径である.

前述したように、無補剛箱形断面のひずみ集中補正係 数は、補剛箱形断面に対しては適用できない.本研究で は、補剛箱形断面に対して、比較的影響の小さいと考え られる細長比パラメータは一定とし、幅厚比パラメータ、 板厚がひずみ集中補正係数に及ぼす影響を検討し、補剛 箱形断面に適用可能な、ひずみ集中補正係数の一般式の 提案を試みる.

(2) 解析モデル概要

解析対象は、柱頂部に上部工重量に相当する一定軸圧 縮力 Pと、変動変位振幅の繰り返し水平変位δを受ける、 一様断面の単柱式鋼製補剛箱形断面橋脚である. 解析に は、汎用解析プログラム ABAQUS(ver. 6.13)¹⁶⁾を使用し、 構成則として修正2曲面モデル¹⁷⁾を用いた.本研究で は、幅厚比パラメータが0.25、0.35、0.45、板厚が10mm、 20mm, 30mm, 細長比パラメータが 0.40 の場合につい て検討することとした.解析モデル諸元の詳細を表-1 に示す. \mathbf{z} -1 中、 t_{z} =補剛材板厚=t, b_{z} =補剛材長さであ る. 軸圧縮力 P と全断面降伏荷重 Pyの比である軸力比 P/P,は、すべての解析モデルにおいて 0.1 とした. また、 縦横比α(=a/b, a=ダイアフラム間隔, b=フランジ幅) は 0.5, 補剛材の剛比 γ/γ^* ($\gamma = 縦補剛材剛比, \gamma^* = 線形$ 座屈理論から求められる最適剛比) 18)は 3.0 で統一した. λ_s=補剛材の細長比パラメータであり,次に示す式(6) ~(8)で表される¹⁹⁾.

$$\bar{\lambda}_s = \frac{1}{\sqrt{Q}} \frac{a}{r_s \pi} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \tag{6}$$

$$Q = \frac{1}{2R_f} \left(\beta - \sqrt{\beta^2 - 4R_f} \right) \tag{7}$$

$$\beta = 1.33R_f + 0.868 \tag{8}$$

ここで、 $r_s=1$ 本の補剛材と隣接パネルからなる T型断面 において板パネルに平行な主軸周りの断面 2 次半径、Q= 縦補剛材で囲まれた板パネルの局部座屈強度である. 降伏水平荷重 H_y と降伏変位 δ_y は次のように求めた ²⁰. H_y は次の式(6)、(7)から求められたもののうち、小さい 方の値である.

$$H_{y} = \frac{M_{y}}{h} \left(1 - \frac{P}{P_{y}} \right) \tag{9}$$

$$H_{y} = \frac{M_{y}}{0.85h} \left(1 - \frac{P}{P_{E}}\right) \left(1 - \frac{P}{P_{u}}\right)$$
(10)

ここで, M_y =降伏モーメント, P_E =片持柱のオイラー座 屈荷重, P_u =中心軸圧縮柱の強度である. δ_y は次式より 求めた.

$$\delta_y = \frac{H_y h^3}{3EI} \tag{11}$$

解析モデルの材料定数を表-2,表-3に示す.使用鋼材は SM490YAとし、材料定数は道路橋示方書に示されてい る公称値を使用した.載荷パターンは図-1に示すよう に、1サイクルごとに 1δ,ずつ頂部変位を増加させる漸 増変位振幅繰り返し載荷である.



a) beam 解析モデル

beam 要素を用いた解析モデルの概要図を図-2 に示す. 既往の研究¹¹⁾と同様に,解析モデル全体を 20 分割とな るようにした.また,柱基部においては,有効破壊長領 域(本研究では0.5b)を5分割としている.断面は,図 -3 のように,等価な無補剛箱形断面¹⁹⁾に換算し設定し た.図-3中, t_f =フランジの換算板厚, t_w =ウェブの換 算板厚である.換算板厚の値は**表-1**に示している.

b) shell 解析モデル

shell 解析においては、図-4 に示すように、柱基部に 局部座屈が生じることや、柱基部角部付近の局所ひずみ を出力することを考慮して、柱基部から 3a の高さまで を、4 節点低減積分有限膜ひずみ shell 要素 S4R を用い てモデル化した.メッシュ分割については、既往の研究 ¹³⁾での知見に基づき、図-4に示すように、延性き裂が発 生すると考えられる基部角部を、最小サイズが 2×2mm になるように分割した.また、図-4 に示すように、 shell 要素から載荷点までは、Timoshenko はり理論に基 づく beam 要素 B31OS を用いてモデル化した.beam 要 素の断面は、図-3 に示すように、補剛箱形断面を等価



な無補剛箱形断面¹⁹⁾に換算して設定している.beam 要素下端と shell 要素上端は剛結合とした.解析モデルの 対称性および解析時間の短縮化のため、フランジ中心か ら半分をモデル化し対称条件を与えた.また、基部は完 全固定とした.なお、ベースプレートと柱の溶接部につ いては、既往の研究¹⁴⁾の知見に基づきモデル化は行っ ていない.

3. 解析結果

(1) 基部におけるひずみ集中現象

単柱式鋼製橋脚においては、基部においてひずみ集中 が起き、き裂発生が懸念される.ここでは、shell 解析 と beam 解析それぞれから基部の塑性ひずみ履歴を出力 し、比較を行う.ここでは、細長比パラメータ $\overline{\lambda}$ =0.40、 板厚 t=20 の解析モデルにおいて、幅厚比パラメータ R_f =0.25~0.45 の場合を例にとり検討する.

a) 塑性ひずみ履歴の比較

図-5 に beam 解析から得られた塑性ひずみ履歴を示す. beam 解析の塑性ひずみは、基部最下部の1 要素から出 力した.図-5 からわかるように、幅厚比パラメータの 値に関わらず、同様の塑性ひずみ履歴を示している.

図-6 に shell 解析から得られた塑性ひずみ履歴を示す. 塑性ひずみは、初載荷時に圧縮側となるフランジの、基 部最下部の角部において、もっともひずみが集中してい る1要素から出力した.図-6からわかるように、塑性ひ ずみは圧縮側に偏る傾向がある.これは軸力による影響 と考えられる.また、幅厚比パラメータが大きくなるほ



図-5 beam 解析による塑性ひずみ履歴



図-7 beam 解析による損傷度履歴

ど、圧縮側に載荷されたときに塑性ひずみが増大する傾向があることがわかる. 図-5 に示した beam 解析結果に比べ、塑性ひずみを大きく評価しているが、これは基部角部のひずみ集中現象によるものと考えられる.

b) 損傷度履歴の比較

図-7にbeam解析結果の塑性ひずみ履歴に対し,式(1) を適用した場合の損傷度履歴を示す.図-7からわかる ように、幅厚比パラメータに関わらず、同様の損傷度履 歴を示している.また、損傷度の増加は非常に小さく、 1.0に達していない.一方、図-8には shell 解析結果の塑 性ひずみ履歴について、式(1)を適用し求めた損傷度履 歴を示している.図-8からわかるように、幅厚比パラ メータが大きくなるほど、損傷度の増加が著しくなって いる.また、3ケースとも損傷度が 1.0に達している.

(2)構造パラメータがひずみ集中補正係数に およぼす影響

前節では、beam 解析では、shell 解析のような基部角 部のひずみ集中や構造パラメータの影響の評価が困難で あることを確認した.本研究では beam 解析結果に、ひ ずみ集中補正係数を導入することにより、shell 解析に おけるひずみ集中現象を模擬することを試みる.ここで は、ひずみ集中補正係数が、幅厚比パラメータ、板厚に よってどのような影響を受けるか検討する.まず、ひず



図-6 shell 解析による塑性ひずみ履歴



表-4 ひずみ集中補正係数βの算出(40-25-20の場合)

	塑性ひっ	塑性ひずみ		
Half Cycle	Epr, shell	Epr, beam	範囲比	
0	0.000	0.000	-	
1	0.019	0.000	-	
2	0.019	0.000	-	
3	0.098	0.007	14.6	
4	0.080	0.010	8.1	
5	0.182	0.009	19.6	
6	0.096	0.014	7.1	
7	0.193	0.020	9.8	
		合計	59.2	
		β	11.8	

み集中補正係数の算出方法について述べる.例として、 幅厚比パラメータ $R_f=0.25$ 、板厚 t=20mmのとき、beam 解析と shell 解析それぞれから得られた塑性ひずみ範囲 の比較を表-4 に示す.このモデルでは、shell 解析にお いて損傷度が 1.0 に達する 7 Half Cycle までの塑性ひず み範囲を比較している.同表では、shell 解析から得ら れた塑性ひずみ範囲を $\varepsilon_{pr, shell}$, beam 解析から得られた 塑性ひずみ範囲を $\varepsilon_{pr, shell}$, beam 解析から得られた 型性ひずみ範囲を $\varepsilon_{pr, shell}$, beam 解析から得られた 型性ひずみ範囲を $\varepsilon_{pr, shell}$, beam 解析で 得られた タームので いる.各 Half Cycle に おいて、shell 解析で得られた 愛性ひずみ範囲を、beam 解析で得られた 愛性ひずみ範囲で除して、 塑性ひずみ範 囲比を求める。そして、損傷度が 1.0 に達した Half Cycle までの相加平均をひずみ集中補正係数とする.



a) 幅厚比パラメータがひずみ集中補正係数に およぼす影響

図-9は、細長比パラメータ λ =0.40、板厚 t=10~30mm のとき、縦軸にひずみ集中補正係数 β 、横軸に幅厚比パ ラメータ R_f をとりプロットしたものである。同図から、 幅厚比パラメータ R_f とひずみ集中補正係数 β には正の相 関があることがわかる。同図には、後で提案する補剛箱 形断面に対するひずみ集中補正係数の一般式 β_sによる 近似線を併記している.

b) 板厚がひずみ集中補正係数におよぼす影響

図-10 は、細長比パラメータ λ =0.40、幅厚比パラメー タ R_f =0.25~0.45のとき、縦軸にひずみ集中補正係数 β 、 横軸に板厚 t をとりプロットしたものである. 同図には、 β_s による近似線を併記している. 板厚は、後述する to



図-12 提案手法と shell 解析結果の比較

で無次元化している. 同図から, 板厚 t とひずみ集中補 正係数βには正の相関があることがわかる.

(3) 補剛箱形断面に対するひずみ集中補正係数の一般式

前節での検討で,補剛箱形断面においても,幅厚比パ ラメータ,板厚によって,ひずみ集中補正係数が影響を 受けることが分かった. beam 解析および shell 解析の結 果得られたひずみ集中補正係数と,幅厚比パラメータ, 板厚について重回帰分析を行い,以下の近似式を得た.

$$\beta_s = 47.8R_f + 4.49\left(\frac{t}{t_0}\right) - 9.63\tag{12}$$

 β_s は、前述したように、補剛箱形断面に対するひずみ 集中補正係数の一般式であることを示している.板厚の 無次元化量である to は 10mm とした.式(12)の適用範囲 は、 $0.25 \le R_f \le 0.45$ 、 $1 \le t/t_0 \le 3$ である. β_s を導入 した損傷度は次のように表される.

$$D = C \sum \left(\beta_s \cdot \epsilon_{pr} \right)^m \tag{13}$$

式(13)を用いることで、補剛箱形断面に対しても、 beam 解析によって延性き裂発生の評価が可能となる.

(4) 提案手法と shell 解析による損傷度の比較

beam 解析と式(13)による延性き裂発生の評価方法 (以降,提案手法とする)の妥当性を検証する.図-11 に,提案手法および shell 解析による損傷度履歴の比較 を示す.同図からわかるように,提案手法の損傷度は, shell 解析の損傷度と概ね同様の履歴を描いている.同 図をみると,40-25-10では,損傷度が1.0に達するのが, shell 解析結果では8 Half Cycle であるのに対し, beam 解 析による提案手法では9 Half Cycle であり,1 Half Cycle 遅 い評価となっている. 40-25-20 では, shell 解析結果と提 案手法とも7 Half Cycle で損傷度が 1.0 に達している. 40-25-30 では, 損傷度が 1.0 に達するのが, shell 解析結果で は7 Half Cycle であるのに対し, 提案手法では6 Half Cycle であり, 1 Half Cycle 早い安全側の評価となっている. そ の他のケースについても, 提案手法と shell 解析結果の, 損傷度 D = 1.0時の Half Cycle の差は, ±1 Half Cycle の範 囲にあることがわかる.

図-12 に、すべての解析ケースについて、提案手法と shell 解析の結果の比較を示す. 同図は、縦軸に提案手 法による延性き裂発生(D = 1.0)時の Half Cycle である H.C.*dci. pre*、横軸に shell 解析による延性き裂発生(D = 1) 時の Half Cycle である H.C.*dci*, shell をとったものである. 同図より、提案手法は、 $\pm 20\%$ 程度の誤差で shell 解析 結果を模擬していることがわかる. 以上のように、提案 手法により、shell 解析と概ね同等の精度で、延性き裂 発生の評価が可能であることを示した.

4. 結論

本研究では、補剛箱形断面鋼製橋脚を対象に、beam 解析による簡易的な延性き裂照査法について検討した. 幅厚比パラメータが0.25~0.45、板厚が10~30mm,細長 比パラメータが0.40で一定の場合について、beam 解析 および shell 解析を実施し、ひずみ集中現象の比較を行 った.次に、幅厚比パラメータと板厚の違いがひずみ集 中補正係数におよぼす影響について検討した.さらに、 補剛箱形断面に対して適用可能な、ひずみ集中補正係数 の一般式とその適用可能性を検証した.以下に、本研究 で得られた知見をまとめる.

- a) 補剛箱形断面において、ひずみ集中補正係数は, 幅厚比パラメータと正の相関,板厚と正の相関があ ることを確認した.
- b) 補剛箱形断面に適用可能な,幅厚比パラメータ,板厚の影響を考慮した,ひずみ集中補正係数の一般式 β。を提案した.
- c) 新たに求めたひずみ集中補正係数βsを導入した損傷 度を用いることで、beam 解析によって、±20%程 度の誤差で、shell 解析結果を模擬できることをを 示した.

今後の課題

本研究では細長比パラメータが0.40の場合について検討したが、既往の研究 ¹¹⁾により、ひずみ集中補正係数は細長比パラメータによってもある程度の影響を受けることが指摘されている.細長比パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響については現在検討を進めており、

今後報告したい.また、本研究では軸力比を 0.1 に統一 し検討を行った.既往の研究^{11),12)}も含め、軸力比の違 いがひずみ集中補正係数に影響を及ぼすか否かは確認で きていない.橋脚において上部工重量が異なる場合や、 部材軸力の変動が大きいと考えられているアーチ橋やト ラス橋などに対する提案手法の適用を考えたとき、軸力 比の違いがひずみ集中補正係数に影響するかどうか検討 しておく必要がある.さらに、鋼製補剛箱形断面橋脚の 繰り返し載荷実験の結果と、提案手法の比較を行い、提 案手法の妥当性を検証する必要があると考えている.

参考文献

- 岡下勝彦,大南亮一,道場康二,山本晃久,冨松実, 丹治康行,三木千壽:兵庫県南部地震による神戸港 港湾幹線道路P75橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因 調査・検討,土木学会論文集,No.591/I-43, pp.243-261, 1998.
- 三木千寿,四十沢利康,穴見健吾:鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊,土木学会論文集, No.591/I-43, pp.273-281, 1998.
- 坂野昌弘,三上市蔵,鷹羽新二:鋼製橋脚隅角部の 低サイクル疲労挙動,土木学会論文集,No.563,I-39, pp.49-60,1997.
- 64) 陵城成樹,足立幸郎,猪瀬幸太郎,杉浦邦征,渡邊 英一:鋼製橋脚基部の地震時低サイクル疲労挙動に 関する実験的研究,構造工学論文集,Vol.48A, pp.649-655,2002.
- 葛漢彬,大橋正稔,田島僚:鋼製厚肉断面橋脚にお ける延性き裂の発生とその進展に関する実験的研究, 構造工学論文集,Vol.53A,pp.493-502,2007.
- 6) 鈴木俊光,葛漢彬,小野恵亮:完全溶け込み溶接部 に未溶着を有する鋼厚肉部材の延性き裂発生・進展 に関する実験的研究,構造工学論文集,Vol.57A, pp.479-489,2011.
- 日本道路協会:道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 2017.
- 2018 年制定鋼・合成構造標準示方書,耐 震設計編,2018.

- Tateishi, K., Chen, T., and Hanji, T.: Extremely low cycle fatigue assessment method for un-stiffened cantilever steel columns, Doboku Gakkai Ronbunshuu A, Vol.64, No.2, pp.288-296, 2008.
- 清水優, 舘石和雄, 判治剛, 本田直也:溶接継手に 生じる局部ひずみの簡易推定法, 鋼構造論文集, Vol.97, pp.61-66, 2018.
- 11) 森翔吾, 葛漢彬, 萩野勝哉, 康瀾: 無補剛断面鋼製 橋脚の延性き裂に対する簡易照査法の再検討-構造 パラメータがひずみ集中補正係数に及ぼす影響-, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.69, No.4, pp.I_517-I_527, 2013.
- 12) 葛漢彬,藤江渉,津村康裕:鋼製橋脚の延性き裂照 査法の開発に関する一検討,土木学会論文集 A1(構 造・地震工学), Vol.65, No.1, pp.368-377, 2009.
- 13) 葛漢彬,津村康裕:鋼製厚肉断面橋脚における延性 き裂発生の評価に関する実験的および解析的研究, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.605-616, 2009.
- 14) 葛漢彬,藤江渉,田島僚:鋼構造物の延性き裂発生の評価法の実験データによる検証,構造工学論文集, Vol.55A, pp.617-628, 2009.
- 15) 鈴木俊光, 葛漢彬, 小野恵亮:未溶着を有する鋼厚 肉部材の延性き裂発生評価に関する解析的検討, 土 木学会論文集 A1(構造・地震工学), Vol.66, No.1, pp.148-161, 2010.
- ABAQUS, Inc, ABAQUS/Analysis user's manual, version 6.13-4.
- 17) Shen, C., Mamaghani, I. H. P., Mizuno, E., and Usami, T.: Cyclic Behavior of Structural Steels. II: Theory, J. of Eng. Mech., ASCE, Vol.121, No.11, pp.1165-1172, 1995.
- 18) 土木学会:座屈設計ガイドライン(改定第2版), 2005.
- 19) 宇佐美勉, 鈴木森晶, Iraj H. P. Mamaghani, 葛漢彬: コンクリートを部分的に充填した鋼製橋脚の地震時 保有水平耐力照査法の提案, 土木学会論文集, No.525/I_33, pp.69-82, 1995.
- 20) 葛漢彬,宇佐美勉,高聖彬:鋼製補剛箱形断面橋脚の繰り返し弾塑性挙動に関する解析的研究,構造工学論文集,Vol.46A,pp.109-118,2000.

A STUDY ON STRAIN CONCENTRATION MODIFICATION COEFFICIENT IN EVALUATION METHOD OF DUCTILE CRACK INITIATION FOR STIFFENED BOX-SECTIONAL STEEL BRIDGE PIERS

Wataru FUJIE, Miki TAGUCHI, Motoya SUZUKI, and Hanbin GE

This study is aimed at proposing an evaluation method of ductile crack initiation for stiffened boxsectional steel bridge piers using beam element analysis. Through shell element analysis and beam element analysis, the difference of strain concentration phenomenon between them is investigated. The influence of structural parameters such as plate width-thickness ratio and plate thickness on strain concentration modification coefficient is discussed. As a result, a general expression of strain concentration modification coefficient for stiffened box-section steel piers is proposed. By applying the damage index with the proposed strain concentration modification coefficient, it is demonstrated that the beam element analysis could also evaluate ductile crack initiation having the same accuracy as the shell element analysis.