

偏心梁付き外ダイアフラム形式柱梁接合部の耐力評価

石渡 光

1. 研究の背景と目的

兵庫県南部地震（1995年）で多く見られた柱梁接合部の溶接部近傍の被害軽減の一つの方法として、完全溶込み溶接が不要で梁端溶接部が柱から遠い外ダイアフラムが挙げられる。

実設計では、外壁の取り付けの簡易化や内部空間の効率化等の理由から、梁芯を柱芯からずらして取り付ける偏心梁の採用が多い。外ダイアフラムの偏心に関して、上場らは出寸法の大きな外ダイアフラムの局部耐力は偏心率の増大に伴い低減することを報告している¹⁾。また、伊藤らは出寸法の小さい外リングダイアフラムの局部耐力は偏心率の増大に伴い増大することを報告しており²⁾、これらは逆の傾向を示している。

そこで、本研究では既往の研究の中間的な出寸法で直交梁の取り付けも想定した任意形状の偏心梁付き外ダイアフラム形式柱梁接合部の力学性状を明らかにし、耐力評価法を構築することを目的とする。

2. 耐力評価式

2.1 塑性解析モデル

外柱タイプの柱梁接合部に地震時応力が作用する想定で、図1に示す鋼管柱に外ダイアフラムに相当する鋼板と梁フランジが取り付けられたモデルを考える。既往の研究³⁾で仮定している無偏心のモデルを基に、図2のように偏心を考慮したモデルを考える。図3の節点

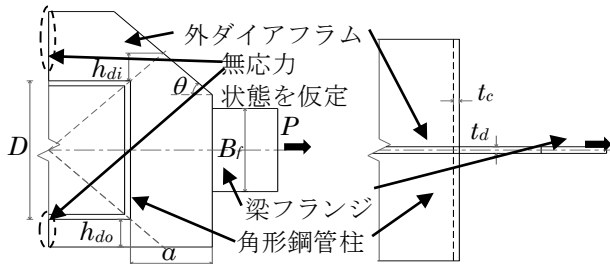


図1 接合部のモデル化

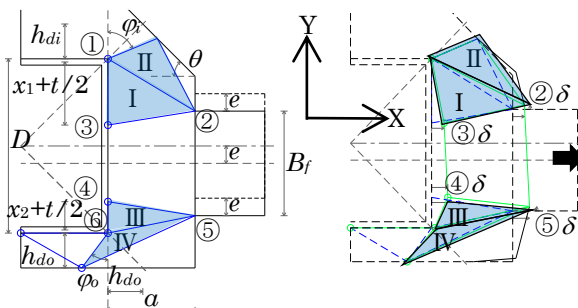


図2 外ダイアフラムの崩壊機構

②③④⑤から成る四角形領域は剛体とする。なお、鋼管フランジには図3右のような崩壊機構を仮定する。ダイアフラムの領域ⅠⅡⅢⅣに一樣歪、平面応力状態を仮定し、von Misesの降伏条件と塑性流れの法線則を用いて応力仕事 W_{in} を求め、鋼管フランジの応力仕事 W_{cf} と合計し、外力仕事 W_{ex} と仮想仕事の原理で等値して崩壊荷重 P_p を得る。

$${}_m W_{in} = \int_{mV} ({}_m \sigma_X \cdot {}_m \varepsilon_X + {}_m \sigma_Y \cdot {}_m \varepsilon_Y + {}_m \tau_{XY} \cdot {}_m \gamma_{XY}) dV \quad (1.1)$$

$$P_p = ({}_I W_{in} + {}_{II} W_{in} + {}_{III} W_{in} + {}_{IV} W_{in} + {}_{cf} W_{in}) / \delta \quad (1.2)$$

ただし、 ${}_m \sigma_X$: X方向の応力、 ${}_m \sigma_Y$: Y方向の応力、 ${}_m \tau_{XY}$: 面内せん断応力、 ${}_m \varepsilon_X$: X方向の歪、 ${}_m \varepsilon_Y$: Y方向の歪、 ${}_m \gamma_{XY}$: 面内せん断歪、 ${}_m V$: 領域の体積である。

また、降伏時に図4の応力伝達を仮定し、伝達される応力の総和を降伏耐力 P_y と考える。なお、各領域の応力には塑性解析により得られた応力を用いる。

$$P_y = {}_I \sigma_X (x_1 + t_c / 2) t_d + {}_i \sigma_X l_{di} t_d + {}_{III} \sigma_X (x_2 + t_c / 2) t_d + {}_o \sigma_X l_{do} t_d \quad (1.3)$$

$${}_i \sigma_X = {}_II \sigma_X \cos \varphi_i - {}_II \tau_{XY} \sin \varphi_i \quad (1.4)$$

$${}_o \sigma_X = {}_{IV} \sigma_X \cos \varphi_o - {}_{IV} \tau_{XY} \sin \varphi_o \quad (1.5)$$

ただし、 $l_{di} = (1 + \tan \theta) / (\cos \varphi_i + \tan \theta \sin \varphi_i) h_{di}$ 、 $l_{do} = h_{do} / \tan \varphi_o$ である。

なお、既往の降伏耐力評価式は無偏心の結果に対して、反偏心側に偏心率に応じた低減係数 $r_e (=1-2e/D)$ （偏心率0で1、偏心率0.5で偏心の影響が最大となり0）を乗ずることで偏心の影響を表現している³⁾。また、 P_y 、 P_p の降伏点を引張強さに置き換えて最大耐力 P_m 、設計用最大耐力 P_u を得る。

$$P_y = P_{y0} + r_e \cdot P_{yi} \quad (1.6)$$

$$P_{yi} = {}_I \sigma_X (x_1 + t_c / 2) t_d + {}_i \sigma_X l_{di} t_d \quad (1.7)$$

$$P_{y0} = {}_{III} \sigma_X (x_2 + t_c / 2) t_d + {}_o \sigma_X l_{do} t_d \quad (1.8)$$

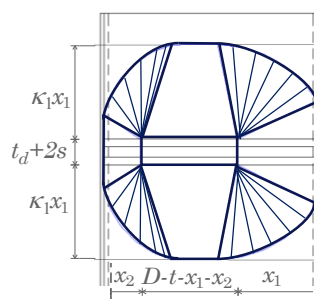


図3 鋼管の崩壊機構

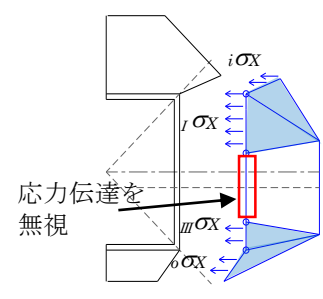


図4 降伏時の応力伝達

3. 接合部の要素引張実験

3.1 実験概要

図5に試験体の一例、表1に試験体一覧を示す。実験変数は偏心率 e/D 、鋼管壁厚比 D/t_c 、外壁側の外ダイアフラムせい h_{do} 、水平ハンチ角度 θ (出寸法 a) である (記号の定義は図1, 2を参照)。

3.2 荷重方法および計測概要

2000kN 万能試験機を用いて試験体が最大耐力に達するまで単調引張荷重を行った。図6に示すように変位計、計測治具を設置し、接合部の局部変形を測定する。鋼管内部の変位計の値を鋼管局部変形 u_c 、ダイアフラム上の変位計の値を u_d と定義する。

3.2 実験結果

3.2.1 荷重—変形関係

図7にパラメータ別の荷重 P —局部変形 u 関係、表2にパラメータ別の降伏耐力を示す。各記号の定義は、 $P_{y(1/3)}$: 接線剛性が初期剛性の1/3となるときの荷重、 $P_{y(0.15)}$: 梁せい/鋼管幅が1.5とした際、鋼管局部変形による梁端の残留回転角が $1/500\text{rad}$ に留まる荷重、 P_p : General Yield Point 法により求める全塑性耐力、 P_u : 試験時のピーク荷重である。

図7(a), (b)から、No.1AB, 2, 3では降伏時、大変形時ともに偏心による耐力低下が確認された。図7(c)から、No.4AB, 5ABでは降伏時に偏心による耐力低下が見られるが、一部 No.5AがNo.4Aを上回っている。これは鋼管ウェブの面外変形により側面ダイアフラムの回転が生じ、変位計の固定位置が移動したことで変位 u_{di} が減少したことが原因と考えられる。

表2から降伏耐力について、 $D/t_c=22, 33$ で偏心による低減率がほぼ等しいことが分かる。また、 $h_{do}=40$ よりも $h_{do}=25$ の試験体の方が低減率が高く、 h_{do} が小さいほど偏心の影響が大きいと考えられる。

また、水平ハンチ角度、出寸法について、 $\theta=45$ ($a/D=0.65$)、 $\theta=31$ ($a/D=0.95$)の試験体で偏心による低減率はほぼ等しい。

3.2.2 歪性状

図8に一軸歪ゲージ貼付位置と降伏耐力 ($P_{y(1/3)}$, $P_{y(0.15)}$) 時のダイアフラム前面の荷重方向の垂直歪分布を示す。図8中の横の点線は降伏歪を、網掛け部分は計算上の降伏領域を表す。図8(a), (b)から、無偏心の試験体では降伏領域は概ね一致しており、想定した崩壊機構が形成されていることが確認された。図8(c), (d)から、偏心率0.25の試験体では、偏心側鋼管角部付近で降伏歪に達しているが、反偏心側では全ての歪

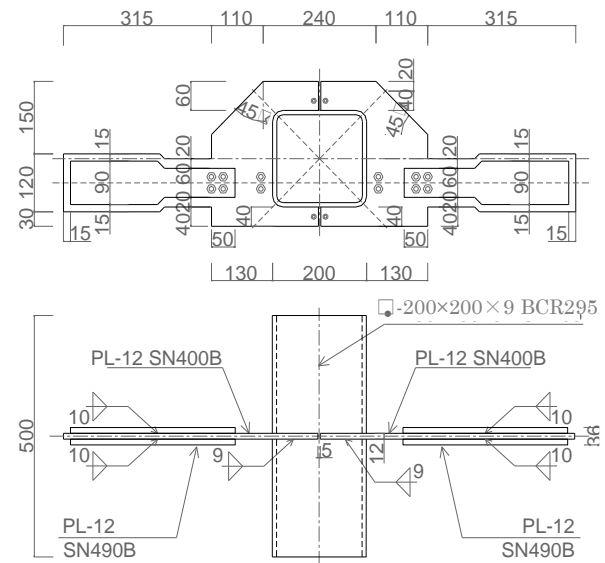


図5 試験体の一例 (No. 2)

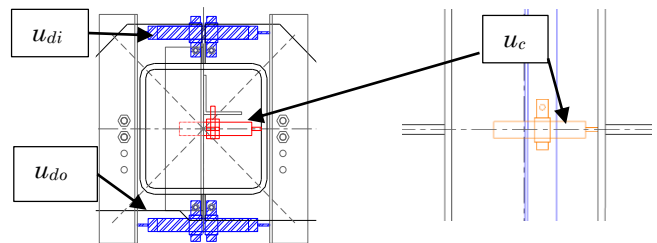


図6 変位計測

表1 試験体一覧

No.	試験体名称	角形鋼管柱 (BCR295)		外ダイアフラム (SN400B)						梁フランジ*							
		幅	板厚	せい		板厚	出寸法	幅	水平ハンチ角度	溶接脚長	幅	偏心量					
				反外壁	外壁								t_d	a			
		D	t_c	h_{di}	h_{do}	t_d	a	B_d	θ	s	B_f	e					
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	deg	mm	mm	mm							
1	1A dt22-h40-e0	200	9 (22)	40 (0.2)	40(0.2)	12	190	45	9	100	0						
	25(0.125)				175		(0)										
2 dt22-h40-e25	40(0.2)				190		50										
3 dt22-h25-e25	25(0.125)				175		(0.25)										
4	4A dt33-h40-e0				6 (33)		40(0.2)				40(0.2)	190(0.95)	190	31			0
	4B dt33-h40-e25											130(0.65)		45			(0)
5	5A dt33-h40-e0-31	130(0.65)	45	50													
	5B dt33-h40-e25-31	190(0.95)	31	(0.25)													

*梁フランジはダイアフラムと一体 (SN400B), 上下にカバープレート (SN490B) を溶接

が弾性域であり、想定した崩壊機構が形成されていない。したがって、偏心のある試験体の降伏挙動はほぼ偏心側のみで決定したと推測されるため、評価モデルの改善が必要である。

3.2.3 実験値と計算値の比較

表 3, 4 に実験値と計算値の比較を示す。表 3 から、既往の降伏耐力評価式は実験値の傾向を概ねとらえている。表 4 から、本論文で提案する評価式は、降伏耐力は実験値を過大評価するが、偏心による低減を示した。崩壊荷重、最大耐力については偏心により増大しており、実際の傾向を再現していない。前節の降伏領域の差異の他、後述する鋼管角部の変位を考慮することで精度を上げることができると考えられる。

4. 有限要素法解析

4.1 解析概要

図 9 に解析モデルを示す。解析には汎用非線形解析ソルバー MSC.Marc2017 を用いる。8 節点ソリッド要素を用い、対称性を考慮して 1/2 モデルとした。また、材料特性は素材試験の結果を真応力—等価塑性歪関係に換算して得る。ポアソン比は 0.3 とし、塑性域における構成則は、von Mises の降伏条件と等方硬化則に基づいている。梁フランジ端の X, Y, Z 方向の変位、Z 軸回りの回転を拘束し、反対の梁フランジ端に強制変位を与える単調荷重の解析を行う。

また、局部変形の値は実験の u_c , u_{di} の変位計の固定点と計測点に対応する節点間の相対変位とした。

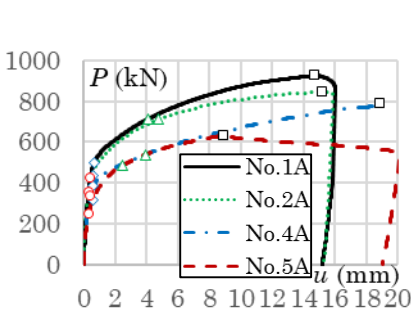


図 7(a) P- u_c 関係 (D/t_c , e/D)

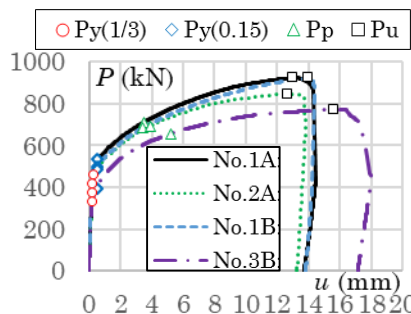


図 7(b) P- u_a 関係 (h_{do} , e/D)

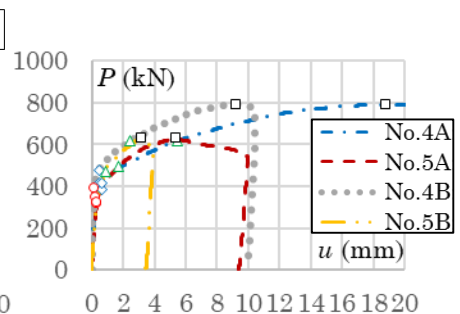


図 7(c) P- u_{di} 関係 (θ , a/D , e/D)

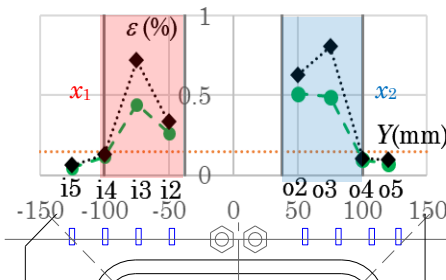


図 8(a) 前面歪分布 (No.1A)

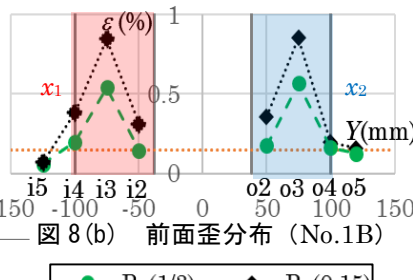


図 8(b) 前面歪分布 (No.1B)

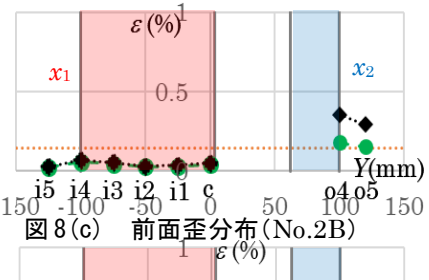


図 8(c) 前面歪分布 (No.2B)

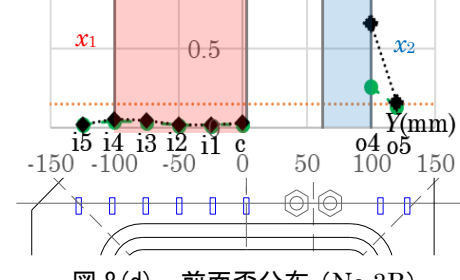


図 8(d) 前面歪分布 (No.3B)

表 2 パラメータ別の降伏耐力

パラメータ	D/t_c	h_{do}	θ	a/D	P_y		偏心/無偏心
					無偏心	偏心	
dt22-h40	22	40	45	0.65	421	351	0.83
dt22-h25		25			417	316	0.76
dt33-h40	33	40	31	0.95	385	316	0.82
dt33-h40-31					417	353	0.85

表 3 既往の評価式と実験値の比較

No.	パラメータ	実験値	計算値	計算値/実験値
		P_y	$calP_y$	$calP_y/P_y$
		kN	kN	-
No.1A	dt22-h40-e0	421	484	1.15
No.1B	dt22-h40-e25	417	436	1.05
No.2	dt22-h25-e0	351	363	1.03
No.3	dt22-h25-e25	316	315	1.00
No.4A	dt33-h40-e0	385	388	1.01
No.4B	dt33-h40-e0-31	417	430	1.03
No.5A	dt33-h40-e25	316	291	0.92
No.5B	dt33-h40-e25-31	353	323	0.92

表 4 本研究で提案する評価式と実験値の比較

No.	パラメータ	実験値			計算値			計算値/実験値		
		降伏耐力	全塑性耐力	最大耐力	降伏耐力	全塑性耐力	最大耐力	降伏耐力	全塑性耐力	最大耐力
		P_y	P_p	P_u	$calP_y$	$calP_p$	$calP_m$	P_y	P_p	P_u
		kN	kN	kN	kN	kN	kN	-	-	-
No.1A	dt22-h40-e0	421	714	924	502	589	818	1.19	0.82	0.89
No.2	dt22-h25-e0	351	709	844	470	614	924	1.34	0.87	1.09
No.1B	dt22-h25-e25	417	683	924	438	557	771	1.05	0.82	0.83
No.3	dt22-h25-e25	316	642	769	406	582	898	1.28	0.91	1.17
No.4A	dt33-h40-e0	385	539	790	406	509	732	1.05	0.94	0.93
No.5A	dt33-h40-e25	316	483	630	394	529	832	1.25	1.10	1.32
No.4B	dt33-h40-e0-31	417	619	790	431	649	935	1.03	1.05	1.18
No.5B	dt33-h40-e25-31	353	523	630	418	665	982	1.18	1.27	1.56

4.2 解析結果

図 10 に荷重 P —局部変形 u 関係, 図 11 に 1/3 接線剛性耐力時の前面ダイアフラムの X 方向垂直歪分布を示す. 図 10(a) から, No.4A では実験値と解析値は概ね一致した. No.5 では解析値が若干下回るが, No.5 の実験変位は前述の計測の不具合により低減したため, 解析値の方が本来の値に近いと考えられる. 図 11 から, 偏心のある No.5 の偏心側の降伏領域は計算値と概ね一致していることが確認された.

また, 鋼管角部の節点 (図 2 の①, ⑥) の X 方向変位を局部変形 $u_c (= \delta)$ で除した値を①: β_o , ⑥: β_i と定義し, $P_y(1/3)$, $1.5P_y(1/3)$ 時のそれぞれの値を表 5 に示す. 表 5 から, 無偏心の No.4AB では外壁側と反外壁側の変位がほぼ等しいのに対し, 偏心のある No.5AB では外壁側の変位が増大し, 反外壁側の変位が減少している. したがって, 節点⑥に偏心率の増加に伴って増大するような変位を定義することで, より現実の挙動に近いモデルを構築できると推測できる.

5. まとめ

本研究では偏心梁付き外ダイアフラム形式柱梁接合部を対象として要素引張実験を実施し, 耐力評価式を提案した. 以下に得られた知見を示す.

- 1) 外壁側の外ダイアフラムせい h_{do} が小さいほど偏心の影響が大きく現れ, 耐力が顕著に低下する.
- 2) 今回の検討範囲において ($D/t_c=22, 33$), 幅厚比の大小による偏心の影響の変化は小さかった.
- 3) 中間的な出寸法 ($a/D=0.65, 0.95$) の範囲で, a/D の大小による偏心の影響の変化は小さかった.
- 4) 既往の評価式による降伏耐力計算値は実験値と精度よく一致した.
- 5) 提案する降伏耐力評価式は実験値を 20%程度過大評価するが, 偏心による耐力低下を表現した.
- 6) 偏心率 0.25 の試験体の降伏時において, 反偏心側のダイアフラム前面はほぼ弾性域に留まる.

【参考文献】

- 1) 上場輝康他: はりが偏心して取付く鋼管柱・はり接合部に関する研究-その 1. 外ダイアフラム形式接合部の局部破壊-, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 30 巻, p.197-200, 1990.05
- 2) 伊藤綾那他: 外リングダイアフラム形式角形鋼管柱梁接合部の局部耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻, 第 668 号, p.1855-1864, 2011.10
- 3) 松尾真太郎: 外ダイアフラムを用いた角形鋼管柱梁接合部の耐力と設計法 京都大学大学院工学研究科学学位論文, 2009.03

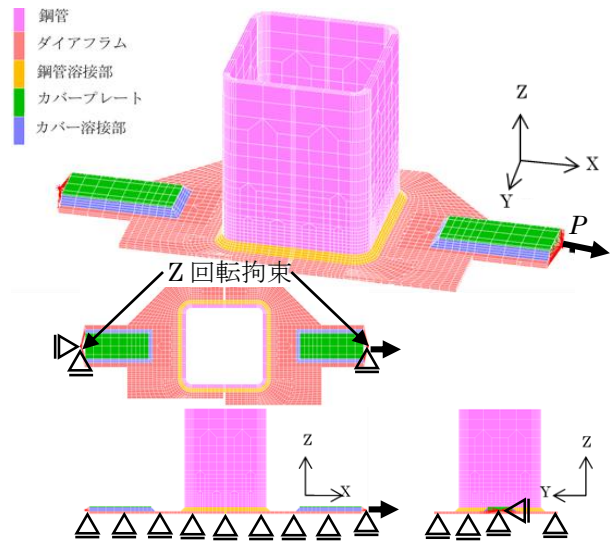


図 9 解析モデル

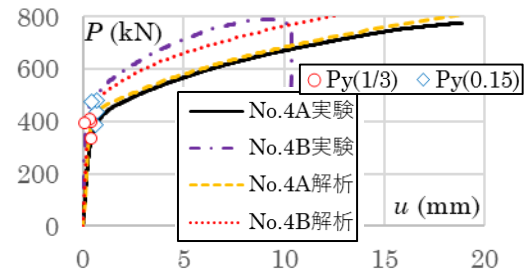


図 10(a) P-u 関係 (No.4)

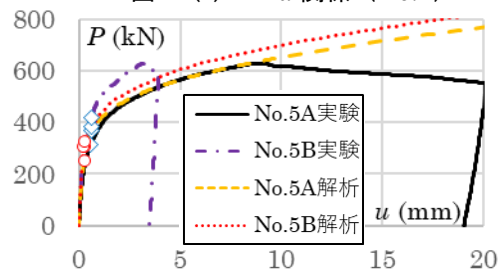


図 10(b) P-u 関係 (No.5)

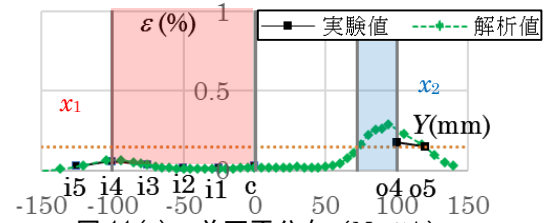


図 11(a) 前面歪分布 (No.5A)

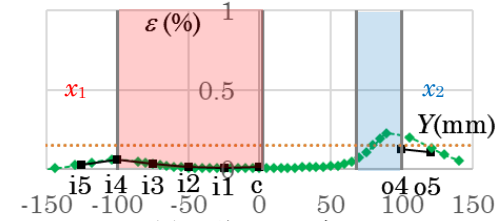


図 11(b) 前面歪分布 (No.5B)

表 5 鋼管角部の節点変位

No.	パラメータ	外壁側 β_o		反外壁側 β_i	
		P_y 時	$1.5P_y$ 時	P_y 時	$1.5P_y$ 時
No.4A	dt33-h40-e0	0.33	0.12	0.30	0.13
No.5A	dt33-h40-e25	0.52	0.34	0.18	0.09
No.4B	dt33-h40-e0-31	0.44	0.36	0.39	0.15
No.5B	dt33-h40-e25-31	0.59	0.40	0.21	0.12