

じん性を付加して構造物を地震に対して強化する エネルギー吸収デバイスの検討

高井 俊和
九州工業大学

概要：本研究では、高力ボルト継手の部材構成を参考として、既存の構造物にじん性を付加して地震に対して強化するエネルギー吸収デバイスの開発に対し基礎的な知見を得るための検討を行った。複数の終局モードが複合する諸元の供試体の引張実験を行ってエネルギー吸収挙動を確認し、さらにパラメトリック解析により、エネルギー吸収量が大きくなる諸元の傾向を明らかにした。

1. はじめに

構造物が地震動にさらされたとき、場合によって損傷や倒壊などの被害が生じる。九州地区で記憶に新しいものに 2016 年の熊本地震の被害が挙げられる。震度 7 の巨大地震が約 1 日の間隔で 2 度発生し多くの被害が生じた。2023 年にはトルコにおいて 9 時間の間隔で 2 度の巨大地震が発生し多くの建物の倒壊が発生した。これらの事例は短期間のうちに 2 度の巨大地震が発生することが、極めてまれなことではなく起こりえる事象であることを示している。また、本研究の実施期間中である 2024 年 1 月 1 日には能登半島地震が発生し、石川県を中心に構造物に甚大な被害が生じた。

地震時の構造物の倒壊や損傷を抑制して被害を軽減する方法の 1 つとして、構造物のじん性の向上が考えられる。研究代表者は、これまでに高力ボルト継手の基礎的な視点から、引張荷重作用下の終局挙動におけるエネルギー吸収や破断などの力学挙動を実験的に確認してきた [1, 2]。また、近年では FEM 解析により継手の終局挙動を検討してきた [3]。その検討では、図 1 にイメージを示す高力ボルト継手の荷重－伸び関係で囲まれる面積でエネルギー吸収量を求め、特に終局時の最大荷重までのエネルギー吸収量を評価している。高力ボルト継手の終局モードは、図 2 に示すように母材純断面の引張破断、ボルト軸部のせん断破断、端抜け破断があり、各モードに着目して挙動を整理している。母材純断面の引張破断は伸びが大きくエネルギー吸収量が大きい一方で、ボルト軸部のせん断破断や端抜け破断は、最大荷重が大きい最大荷重時点の伸びが小さいため、結果的にエネルギー吸収量が母材純断面破断よりも小さくなる事が分かっている。ただし、複数のモードが複合する遷移領域におけるエネルギー吸収量が不明なため、本研究で確認することにした。

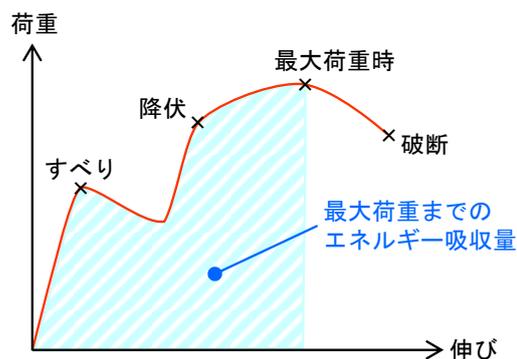


図 1 継手の荷重－伸び関係のイメージ

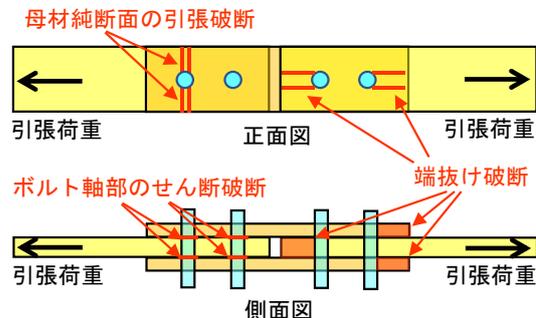


図 2 高力ボルト継手の破断モード

本研究では、高力ボルト継手の部材構成を参考として、既存の構造物に後付けすることを想定したエネルギー吸収デバイスの開発に対して基礎的な知見を得るための検討を行った。まず、高力ボルト継手の複数の終局モードが複合する諸元を FEM 解析により確認した。その諸元をもとに実験供試体を作成し、引張載荷実験を行い、エネルギー吸収挙動を確認した。その後、事後解析として実験との整合性を向上させ、その条件をもとにパラメトリック解析を実施し、エネルギー吸収量が大きくなる諸元の傾向を確認した。

表 1 継手の諸元

破断タイプ		ボルト破断	端抜け破断	
ボルト	ボルト列数 (本)	2		
	等級	F10T		
	耐力 (N/mm ²)	1097		
	引張強さ (N/mm ²)	1115		
	呼び	M16		
	軸直径 (mm)	16		
	設計ボルト軸力 (kN)	106		
	摩擦面数 (面)	2		
	設計すべり係数	0.5		
	設計すべり荷重 (kN)	212		
	ボルト軸部せん断最大荷重 (kN)	518		
	母板・	鋼種	SM490Y	
		降伏点 (N/mm ²)	433	
連結板	引張強さ (N/mm ²)	547		
	板幅 (mm)	80~100	75~95	
	ボルト孔径 (mm)	18		
	ピッチ (mm)	60		
	縁端距離 (mm)	50	30	
	純幅 (mm)	62~82	57~77	
	母板厚 (mm)	16	9	
	連結板厚 (mm)	9	6	
	純断面引張最大荷重 (kN)	543~718	281~379	
	端抜け最大荷重 (kN)	930	345	

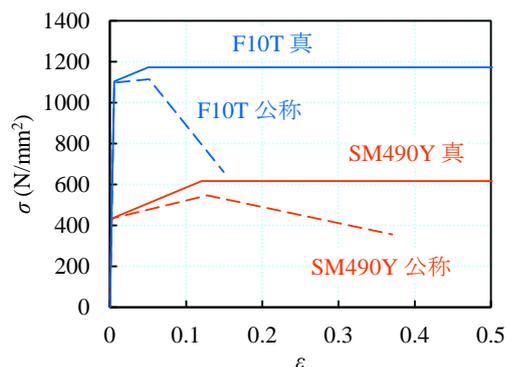


図 4 応力-ひずみモデル

2. 事前解析による実験供試体の検討

2.1 解析ケース

九州工業大学の万能試験機で実験をすることを想定し、引張最大荷重が 500 kN 程度で最大でも 1,000 kN 以下となるよう設計した。表 1 に解析を実施した継手の諸元を示す。実際の鋼材の降伏点、引張強さの値は規格下限値よりも高い。過去の調査 [4] で、規格下限値との比で平均値が示されており、その比を規格下限値に乗じて実際の鋼材の降伏点や引張強さに近づけた値を用いて設計した。

破断モードは、板幅を調整することにより変化させた。表 2 に板幅と想定破断モードを示す。純断面とは母材純断面の引張破断、ボルトとはボルト軸部のせん断破断、端抜けとは端抜け破断のことを示している。

表 2 解析ケースと想定破断モード

破断タイプ	解析ケース名	板幅 (mm)	想定破断モード
ボルト破断	B_80	80	純断面
	B_85	85	純断面
	B_90	90	複合モード
	B_95	95	ボルト
	B_100	100	ボルト
端抜け破断	H_75	75	純断面
	H_80	80	純断面
	H_85	85	複合モード
	H_90	90	端抜け
	H_95	95	端抜け

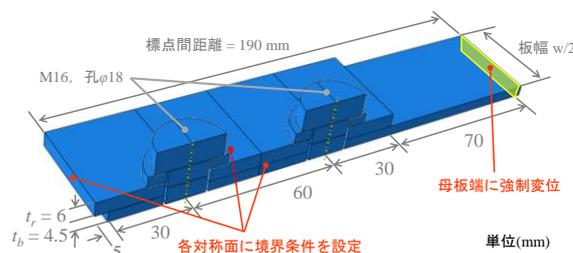


図 3 解析モデルの概要

表 3 応力-ひずみモデルの値

		公称		真	
		σ (N/mm ²)	ε	σ (N/mm ²)	ε
SM490Y	降伏点	433	0.0022	434	0.0022
	引張強さ	547	0.1280	616	0.1204
	破断点	356	0.3706	—	—
F10T	降伏点	1097	0.0055	1103	0.0055
	引張強さ	1115	0.0516	1173	0.0503
	破断点	661	0.1494	—	—

2.2 解析方法

解析プログラム Abaqus Standard 6.13 を使用して 3次元弾塑性 FEM 解析を実施した。図 3 に解析モデルの概要を示す。母板、連結板、ボルト、ワッシャをソリッド要素でモデル化した。対称性を考慮して 3 方向とも半分とし、全体の 8 分の 1 をモデル化した。要素サイズは約 2 mm とした。はじめに所定のボルト軸力を導入し、次に母板端に与えた強制変位により、継手に引張荷重を作用させた。図 4 に応力-ひずみモデルを、表 3 にその値を示す。降伏点、引張強さの応力の値以外は、文献 [5] を参照してトリリニア型のモデルとした。ヤング率は 200,000 N/mm²、ポアソン比は 0.3 とした。延性破断は、図 5 に示す破断ひずみと応力 3 軸度の関係 [3, 6] を設定した。

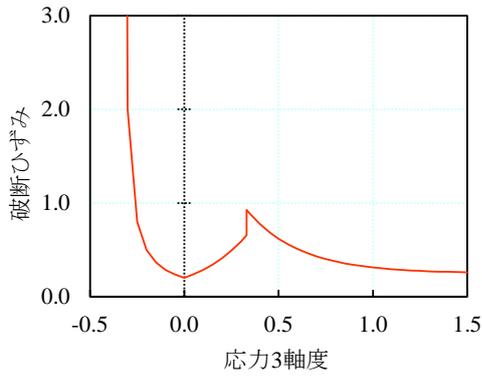


図5 破断ひずみと応力3軸度の関係

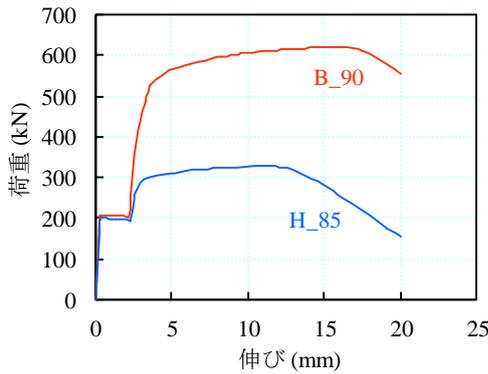


図6 荷重－伸び関係の一例

2.3 解析結果

表4に解析で得られた結果をまとめる。破断モードは設計時で想定したモードと一致した。

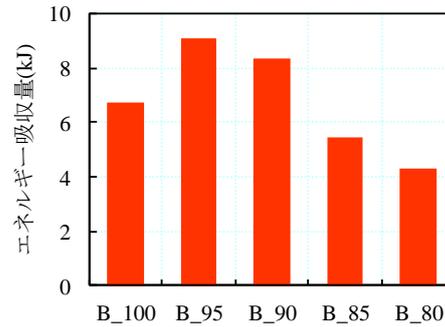
図6に荷重－伸び関係の一例を示す。エネルギー吸収量は最大荷重時までの荷重－伸び関係で囲まれる面積で求めた。

図7にエネルギー吸収量の比較を示す。ボルト破断タイプでは、複合モードよりも板幅が1段階広い95 mmのケースでエネルギー吸収量が最も高くなったが、複合モードである板幅90 mmのケースと近い結果となった。端抜け破断タイプは複合モードの板幅85 mmが最も高い結果となった。このように、両タイプとも複合モードに近いとエネルギー吸収量が高くなる傾向が見られた。

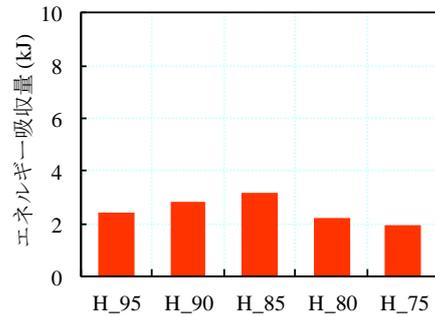
以上を踏まえ、実験ではばらつきが想定され、破断モードの違いで比較できるように、板幅の変化量を5 mmではなく10 mmと大きく確保し、複合モードのケースと、両端のケースの3水準で実施することとした。すなわち、ボルト破断タイプは板幅80, 90, 100 mm, 端抜け破断タイプは板幅75, 85, 95 mmとして実験を進めた。

表4 事前解析結果

破断タイプ	解析ケース	最大荷重 (kN)	伸び (mm)	エネルギー吸収量 (kJ)	破断モード
ボルト破断	B_80	551	9.9	4.3	純断面
	B_85	588	11.5	5.5	純断面
	B_90	621	15.9	8.4	複合モード
	B_95	647	16.7	9.1	ボルト
	B_100	641	12.9	6.7	ボルト
端抜け破断	H_75	286	7.8	1.9	純断面
	H_80	308	8.5	2.2	純断面
	H_85	328	11	3.2	複合モード
	H_90	336	9.8	2.9	端抜け
	H_95	341	8.4	2.4	端抜け



(a) ボルト破断タイプ



(b) 端抜け破断タイプ

図7 エネルギー吸収量

3. 構造実験

3.1 実験ケースと供試体

表5に実験ケースと供試体名を示す。ボルト破断タイプと端抜け破断タイプとも板幅を3水準とし、合計6ケースとした。ボルト破断タイプは、板幅によりボルト軸部のせん断破断、母材純断面の引張破断またはその複合モードが生じるようにした。端抜け破断タイプは、板幅により端抜け破断、母材純断面の引張破断またはその複合モードが生じるようにした。供試体は、各ケース3体ずつとし合計18体準備した。

ルトの飛散が予想されたため、図 10 に示した供試体の前後に木製の板をついたてとして設置して载荷を行った。

3.3 実験結果

表 8 に実験結果をまとめる。図 11 に実験後の供試体の破断状況を示す。载荷終了後にラチェットレンチとトルクレンチでボルトをゆるめて解体した。

ボルト破断タイプは、母材純断面の引張破断の単モードは生じず、ボルト軸部のせん断破断か、ボルト軸部のせん断破断と母材純断面の引張破断の複合モードとなった。この理由として、図 11 (b)



図 9 供試体の組み立ての様子
(トルクレンチによるボルト締付け)



図 10 供試体設置状況



(a) 供試体 B_1



(b) ボルト破断部位拡大 (供試体 B_1)

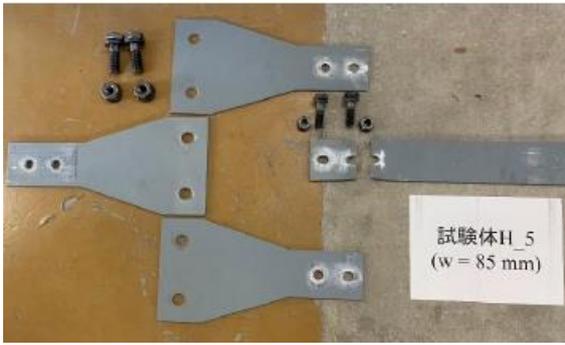
図 11 実験後の供試体 (続く)

に示すように、ボルトのねじ部でせん断破断が生じたため、ボルト軸の一般部より断面積が小さく、せん断耐力が低いことから、母材純断面の引張破断が先行しなかったと考えられる。端抜け破断タイプでは、母材純断面の引張破断および複合モードが生じた。なお、供試体 H_4 は载荷時の不具合により欠測となった。

図 12 に荷重-伸び関係を示す。伸びは図 8 に示した測定部の標点間の伸びのことである。図 13 に最大荷重までのエネルギー吸収量の比較を示す。エネルギー吸収量は荷重-伸び関係の面積として求めた。結果として、事前解析のような明瞭な傾向や違いは見られなかった。その理由として、それぞれの破断タイプの各ケースとも最大荷重があまり異ならなかったこと、伸びが供試体によりばらついたことが挙げられる。エネルギー吸収量の大きさも事前解析と異なったため、事後解析として解析の整合性向上の検討を進めることとした。

表 8 実験結果

供試体名	最大荷重 (kN)	伸び (mm)	エネルギー吸収量 (kJ)	破断モード
B_1	490	7.31	2.86	ボルト(複合)
B_2	488	9.37	3.55	ボルト(複合)
B_3	481	7.57	2.78	ボルト(複合)
B_4	482	6.85	2.57	ボルト(複合)
B_5	489	6.43	2.43	ボルト(複合)
B_6	497	8.62	3.27	ボルト(複合)
B_7	475	4.95	1.81	ボルト
B_8	486	5.47	1.93	ボルト
B_9	490	7.18	2.54	ボルト
H_1	273	13.90	3.37	純断面
H_2	274	12.27	2.98	純断面
H_3	274	13.71	3.27	純断面
H_4	欠測			純断面(複合)
H_5	314	17.49	4.73	純断面(複合)
H_6	312	18.66	5.05	純断面(複合)
H_7	317	14.36	3.71	端抜け(複合)
H_8	324	17.43	5.05	端抜け(複合)
H_9	319	17.29	5.00	端抜け(複合)



(c) 母板純断面引張破断 (供試体 H_5)



(d) 破断部位拡大 (供試体 H_5)

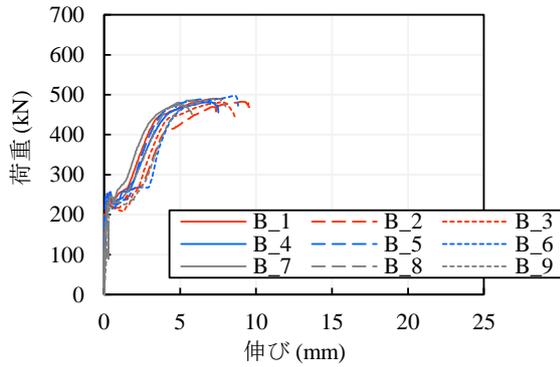


(e) 端抜け破断 (供試体 H_7)

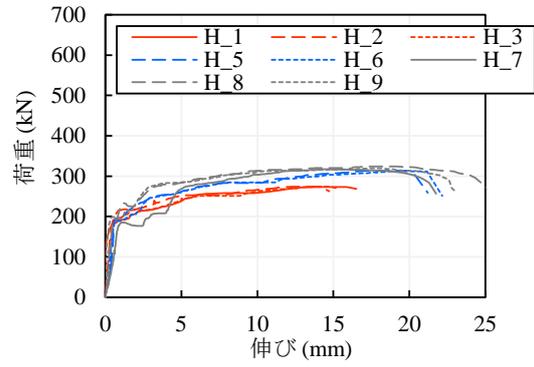


(f) 破断部位拡大 (供試体 H_7)

図 11 実験後の供試体 (続き)

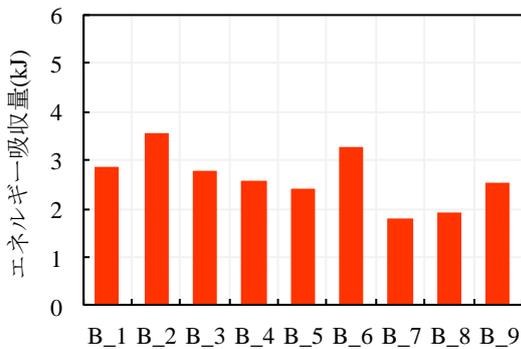


(a) ボルト破断タイプ

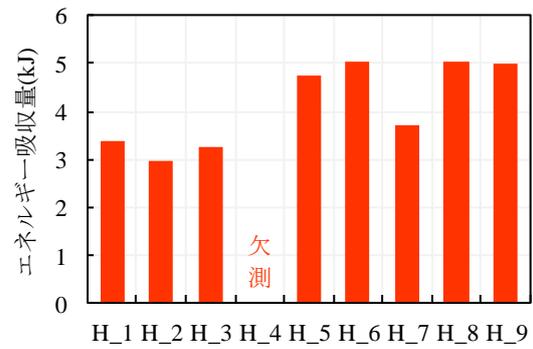


(b) 端抜け破断タイプ

図 12 荷重-伸び関係



(a) ボルト破断タイプ



(b) 端抜け破断タイプ

図 13 エネルギー吸収量

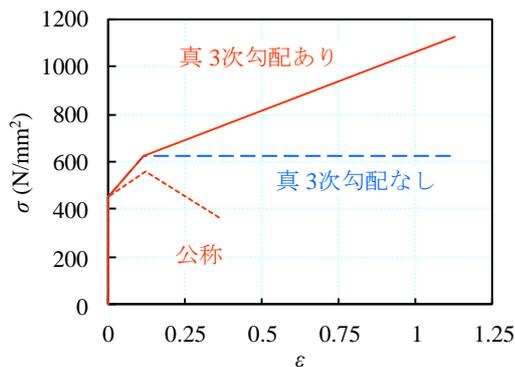


図14 応力-ひずみモデル

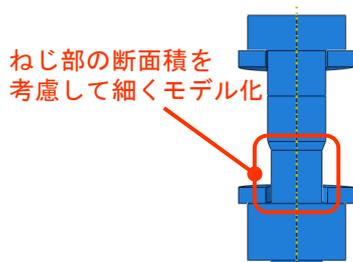


図15 ボルトねじ部の断面積を考慮したモデル



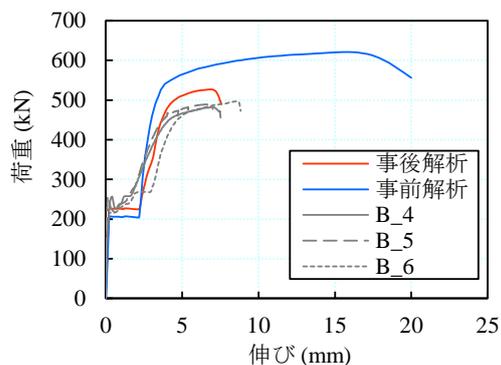
図16 ボルト孔縁の要素細分化

4. 事後解析

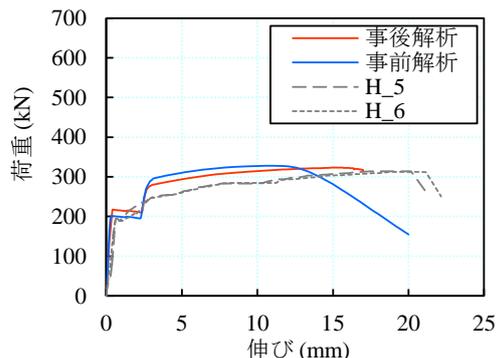
4.1 解析方法

実験終了後、事後解析として解析と実験の整合性を向上させるための検討を行った。

具体的には、真応力-真ひずみモデルで、事前解析は引張強さ以降の3次勾配を0としていたが、実際特性に近づけるため、図14に示すように3次勾配を付与した。また、ボルト破断タイプでは、実験でボルトのねじ部でせん断破断が生じたため、一般部より小さいねじ部の断面積を考慮して、図15に示すようにボルト軸部を細くモデル化した。さらに、ボルト軸部との接触により局所的な変形により要素のゆがみが大きくなるボルト孔縁の要素を図16のように1mm程度に細分化した。母板と連結板の摩擦係数を0.5、ボルト軸部とボルト孔縁の摩擦係数を0.2、それ以外の摩擦係数を0.005に調整。延性破断のモデル化で破断時の変位[10]をSM490Yは0.2、F10Tは0.5に調整した。



(a) ボルト破断タイプ



(b) 端抜け破断タイプ

図17 荷重-伸び関係

4.2 解析結果

図17に荷重-伸び関係を示す。ボルト破断タイプでは、事前解析が実験と比べて最大荷重、最大荷重時の伸びとも大幅に超過していたのに対し、事後解析では、整合性が改善され、実験とおおむね整合した結果が得られた。端抜け破断タイプでは、事前解析の時点で実験と最大荷重がよく一致していた一方で、最大荷重時の伸びが実験より小さかった。事後解析により、最大荷重の整合性は維持したままで、最大荷重時の伸びの整合性が向上した結果が得られた。

両破断タイプとも1ケースずつの結果を示したが、残りの4ケースも同様に事後解析を実施して、実験結果とおおむね整合していることを確認した。

ボルト破断タイプのケースでは、実験との相対誤差が最大荷重で4~9%程度、最大荷重時の伸びで0~7%程度、エネルギー吸収量で1~9%程度となった。端抜け破断タイプのケースでは、実験との相対誤差が最大荷重で2~9%程度、最大荷重時の伸びで5~15%程度、エネルギー吸収量で6~11%程度となった。

以上のように、事後解析により実験結果と解析結果の整合性が改善し、一定程度の整合が見られたことから、事後解析の解析モデル化条件をもとに後のパラメトリック解析を実施した。

表 9 継手の諸元

設定母板厚 (mm)		16	12	9
ボルト	ボルト列数 (本)	2		
	等級	F10T		
	呼び	M16		
	設計ボルト軸力 (kN)	106		
	摩擦面数 (面)	2		
	設計すべり係数	0.5		
	設計すべり荷重 (kN)	212		
母板・ 連結板	鋼種	SM490Y		
	板幅 (mm)	60~155		
	ボルト孔径 (mm)	18		
	ピッチ (mm)	60		
	縁端距離 (mm)	30 または 50		
	母板厚 (mm)	16	12	9
	連結板厚 (mm)	9	9	6

表 10 解析ケース

縁端 距離 (mm)	母板 厚 (mm)	連結 板厚 (mm)	上段：板幅 (mm)													
			下段：想定破断モード													
30	16	9	60	70	75	80	85	90	95	105	純断面		ボルト			
			70	80	85	90	85	100	105	115	純断面		端抜け			
	12	9	65	75	80	85	90	95	100	110	純断面		端抜け			
			純断面										ボルト			
	9	6	純断面										端抜け			
			純断面										ボルト			
50	16	9	60	65	70	75	80	85	90	95	純断面		ボルト			
			75	85	90	85	100	105	110	120	純断面		ボルト			
	12	9	105	115	120	125	130	135	145	155	純断面		ボルト			
			純断面										ボルト			
	9	6	純断面										ボルト			
			純断面										ボルト			

表 11 応力-ひずみモデルの値

		公称		真	
		σ (N/mm ²)	ϵ	σ (N/mm ²)	ϵ
SM490Y t6	降伏点	423	0.0021	424	0.0021
	引張強さ	527	0.1236	592	0.1165
	破断点	345	0.3738	1073	1.1341
SM490Y t9	降伏点	400	0.0020	401	0.0020
	引張強さ	516	0.1345	585	0.1262
	破断点	339	0.3814	1057	1.1365
SM490Y t12	降伏点	426	0.0021	427	0.0021
	引張強さ	534	0.1260	602	0.1186
	破断点	349	0.3729	1083	1.1324
SM490Y t16	降伏点	454	0.0023	455	0.0023
	引張強さ	560	0.1203	627	0.1136
	破断点	363	0.3634	1120	1.1268
F10T	降伏点	1038	0.0052	1043	0.0052
	引張強さ	1081	0.0608	1147	0.0591
	破断点	643	0.1690	1780	1.0187

5. パラメトリック解析

5.1 解析ケース

継手の諸元が変化したときの挙動を詳細に確認するため、実験の継手の諸元を基本としたパラメトリック解析を実施した。表 9 に解析対象の継手の諸元をまとめる。F10T M16 高力ボルトを片側に 2 本配置したのは、実験供試体と同様である。

表 10 に解析ケースをまとめる。縁端距離を 2 水準 (30, 50 mm)、母板厚を 3 水準 (9, 12, 16 mm) とし、その組合せで 6 パターンとし、それぞれで板幅を 60~155 mm の間で 8 水準で変化させて、合計で 48 ケースとした。なお、板幅は、母板純断面の引張破断、ボルト軸部のせん断破断、端抜け破断が含まれるように調整したため、縁端距離と母板厚の組合せの 6 パターンでそれぞれ異なる。また、連結板で破断しないよう、連結板厚は母板厚の半分より厚い板厚を選択した。

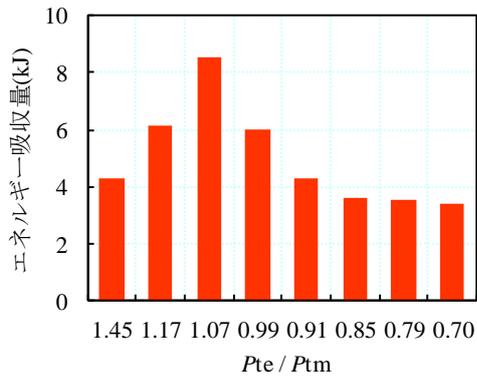
5.2 解析方法

解析モデルは、4 章の事後解析で実験との整合性を向上させたモデル化方法をもとに作成した。表 11 に応力-ひずみモデルの値を示す。降伏点と引張強さの応力の値は、3 章の実験で用いた鋼材の製品検査証の値を用いた。板厚 12 mm は、実験で用いなかったため、降伏点、引張強さは、他の板厚の値を平均した値を用いた。4 章と同様に、引張強さ以降の 3 次勾配のあるトリリニア型の応力-ひずみモデルとした。

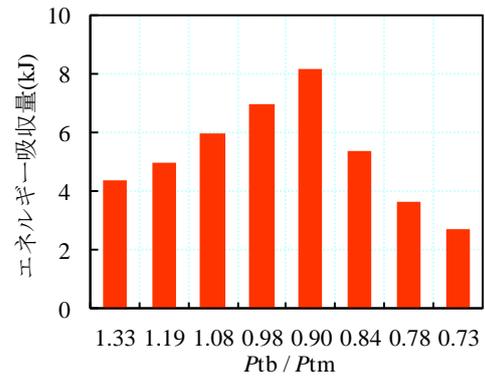
5.3 解析結果

図 18 に解析で得られたエネルギー吸収量を示す。縁端距離が 30 mm のケースの横軸は、端抜けの設計最大荷重 P_{te} を、母材純断面の設計引張最大荷重 P_{tm} で割り無次元化している。縁端距離が 50 mm のケースは、ボルト軸部の設計せん断最大荷重 P_{tb} を、母材純断面の設計引張最大荷重 P_{tm} で割り無次元化している。

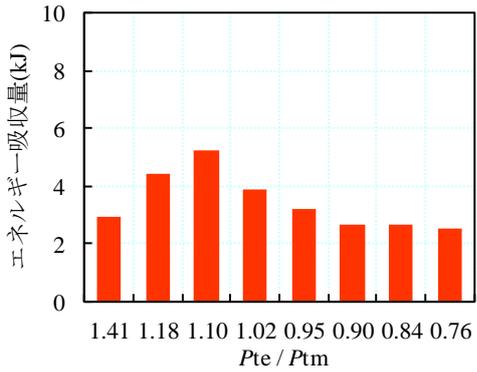
縁端距離 50 mm、母板厚 9 mm のケースを除き、いずれのケースともエネルギー吸収量のピークが見られた。そのピークとなった横軸の値は、ケースにより若干の前後はあるもののおおむね 1 程度ととなった。このことから、部材をつなぐ一般的な高力ボルト継手は寸法の調整代は多くないが、エネルギー吸収デバイスとして板厚、板幅等の設計の自由度が大きい場合は、母板純断面の引張耐力とボルト軸部のせん断耐力または端抜け耐力の比を 1 に近づけることで、エネルギー吸収量が高くなることが期待される。なお、段落冒頭で挙げた縁端距離 50 mm、母板厚 9 mm のケースのみ横軸が 1.0 付近で最大とならなかった。この点については精査が必要である。



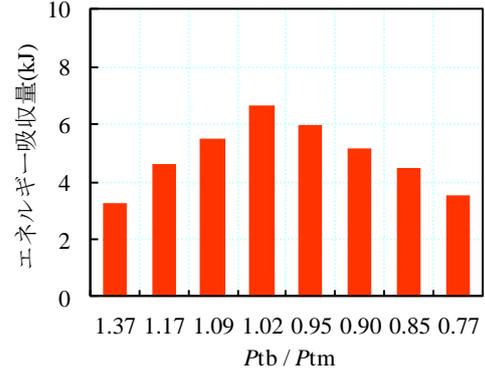
(a) 縁端距離 30 mm, 母板厚 16 mm



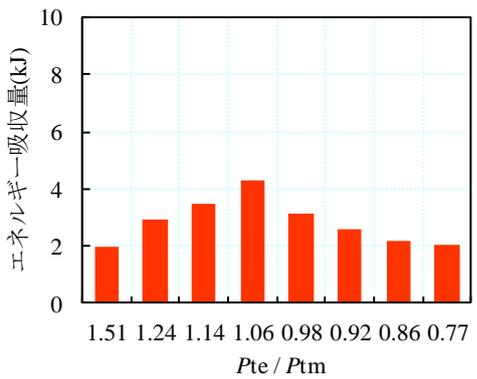
(b) 縁端距離 50 mm, 母板厚 16 mm



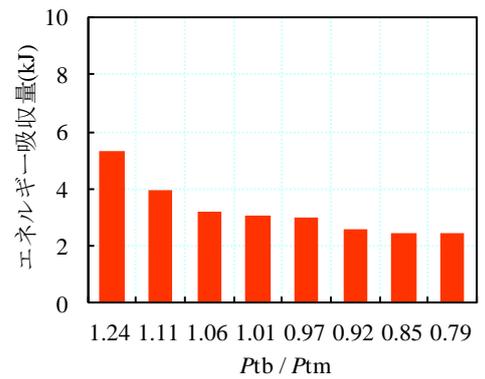
(c) 縁端距離 30 mm, 母板厚 12 mm



(d) 縁端距離 50 mm, 母板厚 12 mm



(e) 縁端距離 30 mm, 母板厚 9 mm



(f) 縁端距離 50 mm, 母板厚 9 mm

図 18 エネルギー吸収量の比較

6. まとめ

本研究では、構造物にじん性を付加して地震に対して強化するためのエネルギー吸収デバイスの開発に対して基礎的な知見を得るために検討を行った。特に、エネルギー吸収デバイスの部材構成の参考とした高力ボルト摩擦接合継手の終局モードが複合する場合のエネルギー吸収の挙動を確認した。

まず、構造実験の前に事前解析として FEM 解析を実施し、母板純断面の引張破断とボルト軸部のせん断破断または端抜け破断が複合する諸元を確認した。その諸元をもとに実験供試体を設計して、万能試験機で引張载荷してエネルギー吸収量を得

た。さらに、事後解析として実験の再現解析を実施して実験結果との整合性の向上を試み、11%程度以下の差でエネルギー吸収量の結果が得られることを確認した。最後に、事後解析の解析条件をもとに、諸元を調整し各種の破断モードを含んだケースを設定したパラメトリック解析を実施し、母板純断面の設計引張最大荷重とボルト軸部の設計せん断最大荷重または端抜けの設計最大荷重との比を 1 に近づけることで高いエネルギー吸収量が期待されることが分かった。

以上のように、高力ボルト継手の構成を参考としたエネルギー吸収デバイスの開発にあたって、実験との整合が高い解析条件や、エネルギー吸収

量が高くなる条件など示唆に富んだ基礎的な知見が得られた。

謝辞

本研究は九州建設技術管理協会の研究開発助成を受けて行いました。実験と FEM 解析による検討にあたって九州工業大学 構造工学研究室の谷井健信君の協力を得ました。また、実験の実施にあたって同研究室の学生の皆さんの協力がありました。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- [1] 高井 俊和, 山口 隆司, 三ツ木 幸子, 西川 真未: 高力ボルト継手の終局挙動における孔変形に着目した 2, 3 の考察, 構造工学論文集 A, Vol. 60A, pp. 694-702, 土木学会, 2014.3
- [2] 高井 俊和, 舟山 耕平, 三ツ木 幸子, 山口 隆司: 高力ボルト継手の変動を考慮した終局荷重およびエネルギー吸収量に関する基礎的研究, 構造工学論文集 A, Vol. 62A, pp. 715-725, 土木学会, 2016.3
- [3] 谷井 健信, 高井 俊和: FEM 解析による高力ボルト継手のエネルギー吸収に関する研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 30 巻, pp. 728-741, 日本鋼構造協会, 2022.11
- [4] 土木学会: 補修・補強のための高力ボルト摩擦接合技術 ―当て板補修・補強の最新技術―, 鋼構造シリーズ 37, 第 1 版, 2021.11
- [5] 高井 俊和, 大塚 貴広: 鋼材の真応カーブひずみ関係の簡易なモデル化方法の 1 提案, 鋼構造年次論文報告集, 第 29 巻, pp. 158-167, 日本鋼構造協会, 2021.11
- [6] Dongxu Li, Brian Uy, Jia Wang, Yuchen Song: Behaviour and design of Grade 10.9 high-strength bolts under combined actions, Steel and Composite Structures, Vol. 35, No. 3, pp. 327-341, 2020
- [7] 香戸 瞭太郎, 高井 俊和, 本間 小百合: ボルト孔を千鳥配置した継手母材の引張降伏線と破断線に関する基礎的検討, 令和 4 年度土木学会西部支部研究発表会講演概要集, I-13, pp. 25-26, 2023.3
- [8] 原川 進平, 高井 俊和, 山本 秀平: 曲げ作用下における高力ボルト摩擦接合継手のボルト取替えの検討, 令和 4 年度土木学会西部支部研究発表会講演概要集, I-18, pp. 35-36, 2023.3
- [9] 原川 進平, 高井 俊和: 小型の偏心した高力ボルト摩擦接合継手の曲げ引張挙動に関する基礎的検討, 令和 5 年度土木学会全国大会第 78 回年次学術講演会講演概要集, I-327, 2p., 2023.9
- [10] Dassault Systemes: Abaqus, 6.13, CD-ROM, 2013

2024. 05. 07受理