

K型筋違付架構の弾塑性挙動に関する実験的研究

若林 實・柴田 道生
今村 哲雄・西野 孝仁

EXPERIMENTAL STUDY ON THE HYSTERETIC BEHAVIOR OF K-TYPE BRACED FRAME

By *Minoru WAKABAYASHI, Michio SHIBATA, Tetsuo IMAMURA*
and *Takahito NISHINO*

Synopsis

An experimental study is made on the elastic-plastic behavior of K-type braced frame. Five specimens which are made of steel plates by welding, are subjected to alternately repeated horizontal load. The hysteretic behavior of a K-type braced frame is much dependent on the elastic-plastic behavior of the beam. If the brace is stubby, large restoring force is obtained, however the beam is seriously damaged plastically, and the hysteresis loop deteriorates significantly. If a slender brace is adopted, a little plastification of the beam yields stable hysteresis loop, although the obtained restoring force is not large.

1. 序

鋼構造物における重要な耐震要素である筋違は、通常 Fig. 1 に示すような配置形式が選択される。Fig. 1 (a) に示す分散型や Fig. 1 (b) に示すX型の筋違配置と Fig. 1 (c) に示す K 型の配置形式が根本的に異なるところは、前者では、各筋違が必ず柱とはりの節点間を結んでおり、たとえ圧縮筋違が座屈して、ほとんどその機能を発揮しなくなった場合でも、架構全体としてはトラスとしての抵抗機構を保持し、引張筋違が有効に働くので大きな復元力を保ちうるのに対し、K型筋違付架構では圧縮筋違が座屈すると、剛節ラーメンとしての抵抗機構となり、はりの横方向の耐力が小さいと、引張筋違に除荷を生じ、その機能を十分に発揮し得ない点にある。

こうしたK型筋違付架構の設計では、引張筋違と圧縮筋違の軸力差に充分抵抗できるような剛強なはりを設けることが望ましいが、実際上そのような設計を行なうと、筋違断面に比べ極端に大きな柱・はり断面が必要となり、実用的ではない。しかしながら、K型筋違付架構において、塑性化したはりが系の履歴特性に

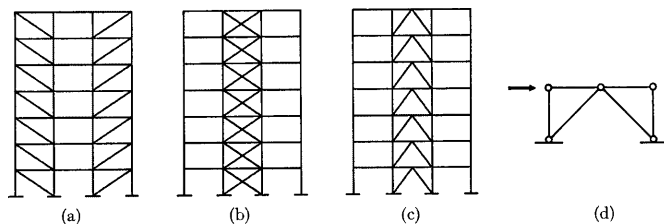


Fig. 1. Braced frame.

及ぼす効果が明確にされていないため、一般に、はりの横方向の抵抗機能を無視して、**Fig. 1 (d)** のような解析モデルで設計されることが多く、**K**型筋違付架構の合理的な設計を行なうためには、塑性化したはり、系の復元力特性に及ぼす効果が明らかにされねばならない。

K型筋違付架構の履歴特性を実験的に明らかにしようとする試みは数多く行なわれてきたが¹⁻⁹⁾、架構の抵抗機構を明らかにしようとする明確な意図をもって行なわれたものは少ない。本研究は、**K**型筋違付架構における骨組要素と筋違の相互作用が履歴特性に及ぼす影響を実験的に明らかにしようとする。

2. **K**型筋違付架構における筋違と骨組要素の相互作用

K型筋違付架構におけるはりの塑性化の効果を **Fig. 2** に示す剛塑性バネに近似するならば、次に示すような興味深い結果が得られる。

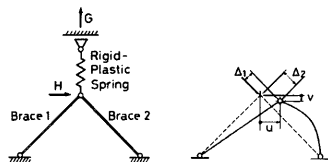
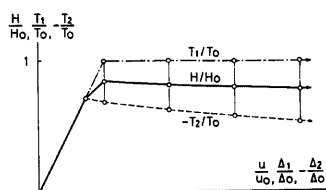
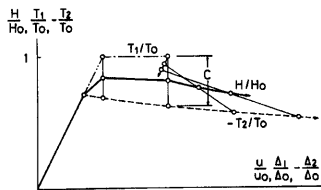


Fig. 2. Rigid-plastic spring model.

Fig. 3 は系に作用する水平力 H と筋違交点の水平変位 u の関係および引張・圧縮筋違の軸力 T_1, T_2 と軸方向変位 Δ_1, Δ_2 の関係を無次元化して図示したものである。**Fig. 3 (a)** はバネが剛強な場合であって、両筋違の軸方向変位の大きさは等しく、無次元化された $H-\delta$ 関係は、両筋違の無次元化軸力一軸方向変位関係を示す点の midpoint の軌跡で表わされる。**Fig. 3 (b)** のように、剛塑性バネの強さが C であれば、両筋違の軸力差の鉛直方向成分が C に達すると、圧縮筋違はさらに縮み続けるのに対し、引張筋違には除荷を生じ、系としての復元力特性は実線で示す経路で示される。



(a) $C > 1$



(b) $C = 0.4$

Fig. 3. Behavior of model.

一方、筋違の復元力特性を **Fig. 4** のように仮定し、**X**型筋違付架構に単純塑性理論を適用すると、**Fig. 5** に示す崩壊機構の崩壊荷重は次式で与えられる。

$$P = P_{fo} + (1 + \alpha) \cdot P_{bo} \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに

$$P_{fo} \equiv \begin{cases} 2(M_{co} + M_{bo})/h & : M_{bo} \leq M_{co} \\ 4M_{co}/h & : M_{bo} \geq M_{co} \end{cases}$$

$$P_{bo} \equiv T_0 \cdot \cos \theta$$

はそれぞれ純ラーメンとしての耐力、および引張筋違の強さに対応し、 α は筋違の引張強さ T_0 に対する圧縮強さの比、 M_{co}, M_{bo} はそれぞれ柱およびはりの全塑性モーメント、 h は層高である。この場合、筋違の効果は $(1 + \alpha) \cdot P_{bo}$ で評価される。これに対し、**Fig. 6** に示す**K**型筋違付架構の場合、柱・はりに比べて比較的小さな筋違断面を持つ架構では **Fig. 6 (a)** に示す崩壊機構となり、その耐力は (1) 式で与えられるが、筋違断面がある値を越えると **Fig. 6 (b)** に示す崩壊機構となり、耐力 P は次式となる。

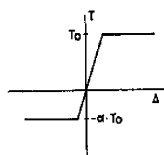


Fig. 4. Assumption of brace restoring force.

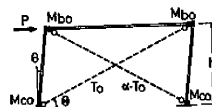


Fig. 5. Collapse mechanism of K-type braced frame.

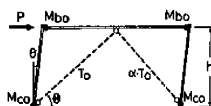
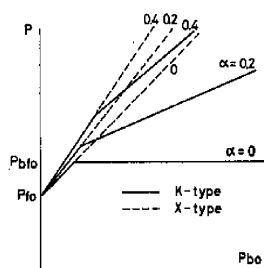


Fig. 6. Collapse mechanism of X-type braced frame.


 Fig. 7. P - P_{60} relationship.

$$P = P_{bf0} + 2\alpha \cdot P_{60} \quad : (1-\alpha)P_{60} \geq 2M_{b0}/h \quad \dots\dots\dots(2)$$

ここに右辺第1項

$$P_{bf0} \equiv P_{f0} + 2 \cdot M_{b0}/h \quad \dots\dots\dots(3)$$

は骨組要素の強さのみに関係した項であり、K型筋違付架構の基準耐力とよぶことにする。右辺第2項は筋違のみの強さに関係した項であるが、Fig. 6(a)の場合と比較すると引張筋違の効果が極めて小さいことを示しており、とくに α が小さい場合は第1項のみが有効となる。

これらの関係を図示したものが Fig. 7 であり、X型筋違付架構では P_{60} の増加とともに補強効果も増大するが、K型筋違架構では P_{60} が $2M_{b0}/\{h(1-\alpha)\}$ を越えたとその補強効果は、減少し、 α が小さい場合は P_{60} を増加させても耐力はほとんど増加しない。

3. 実 験

試験体の形状・寸法を Fig. 8(a), (b) および Table 1 に示す。実験変数としては筋違の細長比、およびはり筋違の耐力比 $C \equiv 2 \cdot M_{b0}/(P_{60} \cdot h)$ を選んだ。内法で測定した筋違の材長の半分と回転2次半径の比をみかけの細長比 λ と定義すれば、Aシリーズでは $\lambda \approx 80$ であり、Bシリーズ $\lambda \approx 30$ である。はり、柱およ

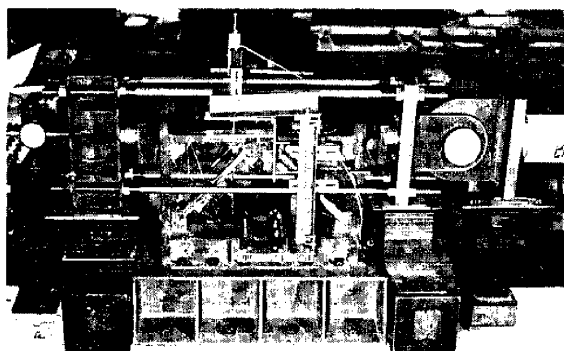


Photo. 1. Whole view of test.

び筋違は鋼板で構成され、柱、はり接合部は16mmのリブ・プレートで、柱脚部は固定度を確保するためH形鋼で補強した。各試験体とも溶接組立終了後、焼鈍を行なって溶接残留ひずみを除去した。Fig. 8(c) ははり中央部の水平・鉛直変位および回転を測定するための変位計の配置を示し、Fig. 8(d) は筋違の軸方向変位の測定原理を示す。また、Fig. 8(e) に示す計28個所に電気抵抗線ひずみゲージを貼布し、各点のひずみを測定した。

Fig. 9 に載荷装置の概要を示す。試験体は高力ボルトにより反力台にとり付けられ、50t 引張圧縮ジャッキにより柱頭に繰返し水平力を加えた。載荷法則は、はり中央部の水平変位を制御変数とする漸増変位振幅繰返し載荷とし、同一変位振幅において6回を越えない範囲において、履歴ループが収束するまでの繰返しを行なった。ただし、B-3 の場合、第4振幅の第2サイクルで左右筋違の上端部に亀裂を生じ、実験の続行が不能となった。

実験後の各試験体を Photo. 2 に示す。

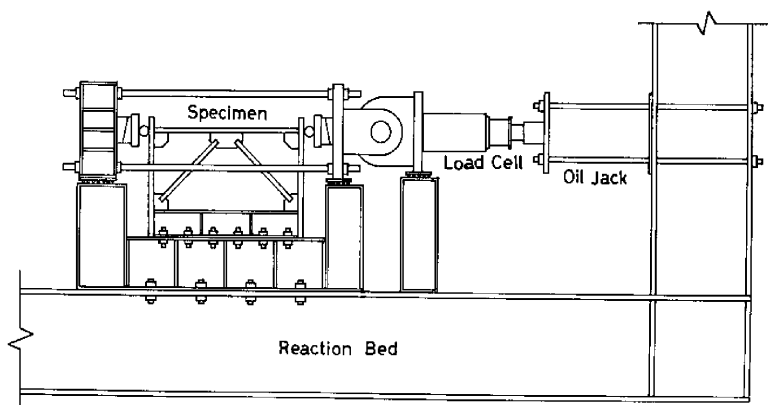


Fig. 9. Test set-up.

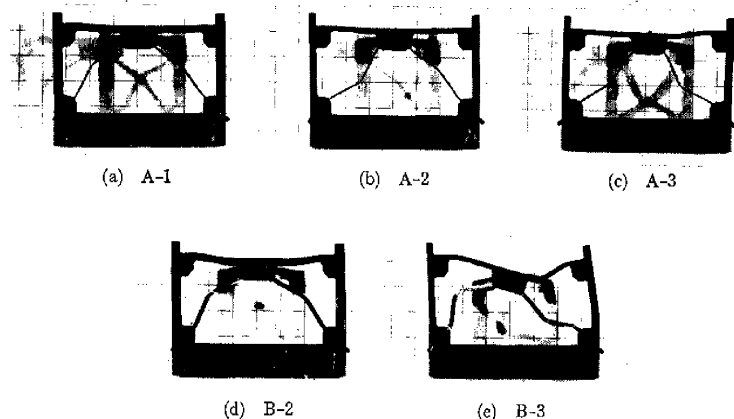


Photo. 2. Specimens after test.

4. 実験結果

Fig. 10~15 に実験結果を示す。横軸はいずれもはり中央部の水平変位 u と層高 $h=30$ cm の比を表わしている。Fig. 10 は実験で得られた水平力 P と、水平変位 u の関係を示し、縦軸は基準耐力 P_{bfo} で無次元化されている。

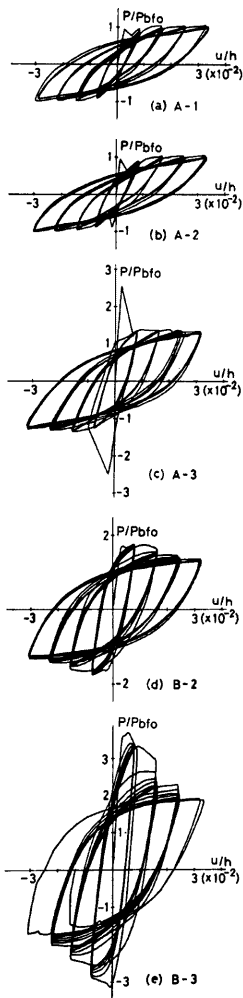


Fig. 10. P/P_{bfo} - u/h relationships.

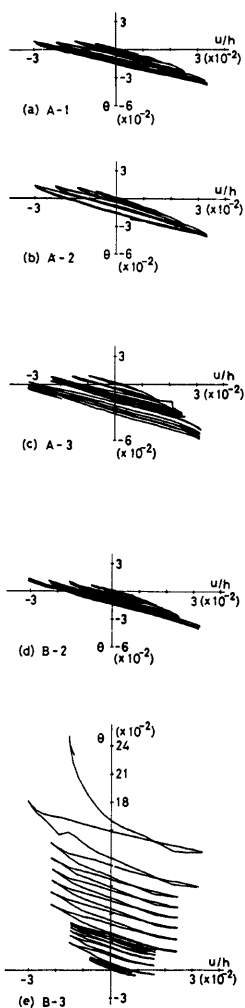


Fig. 11. θ - u/h relationships.

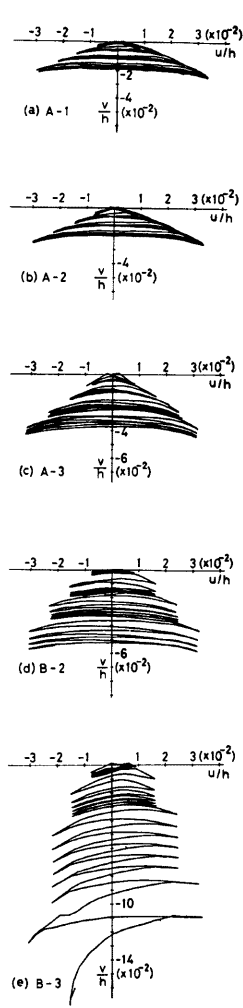


Fig. 12. v/h - u/h relationships.

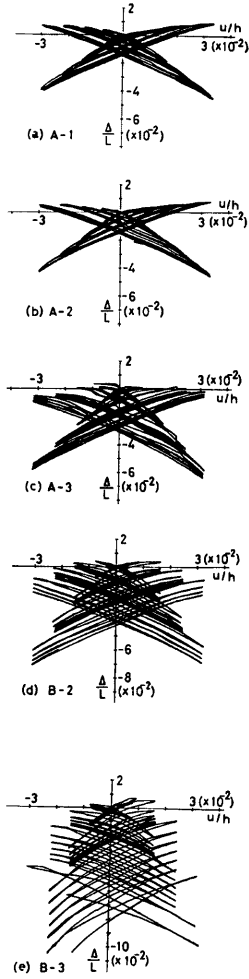


Fig. 13. $\Delta/L-u/h$ relationships.

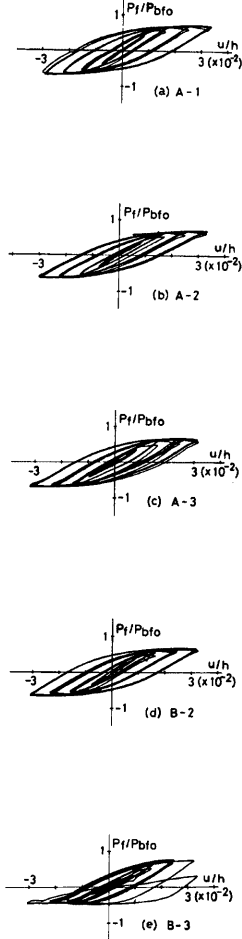


Fig. 14. $P_f/P_{bfo}-u/h$ relationships.

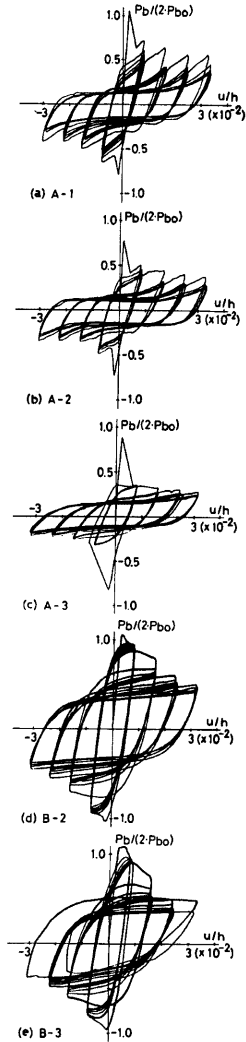


Fig. 15. $P_b/P_{b0}-u/h$ relationships.

処女載荷時に引張力を受ける筋違を筋違1、圧縮力を受ける筋違を筋違2とすれば、Aシリーズでは処女載荷時、筋違2の座屈直後に耐力が減少する。筋違の水平力分担率の小さいA-1およびA-2では、その減少の程度は少なく、その後、引張筋違および骨組部材の分担力の上昇に伴い耐力は回復する。これに対し、筋違の水平力分担率の大きいA-3では、筋違2の座屈直後の耐力減少は著しく、しかもその後の耐力回復はほとんどみとめられない。載荷方向を逆転すると、筋違1が座屈するが、そのときの荷重は筋違分担率の大きいもの程大きく、A-3では処女載荷時とはほぼ同じ値まで達する。筋違1が座屈した後の耐力回復の状況は処女載荷時と同様である。Aシリーズでは、同一変位振幅で繰り返したときの履歴ループは早期に収束し、除荷点での耐力はほぼ一定であって、筋違分担率の小さいA-1、A-2ではほぼ P_{bfo} に等しく、A-3では若干 P_{bfo} を上まわる。

Bシリーズでは、第1サイクルにおける筋違2または筋違1の座屈後の耐力低下は、Aシリーズの場合ほど急激ではないが、B-3ではその後の耐力回復はみられず、B-2においても回復の程度はわずかである。同一変位振幅で繰り返したときの履歴ループは、繰返し数の増加とともに劣化し、変位振幅を増大させても耐力の回復はみられない。履歴ループの劣化は筋違分担率の大きいB-3において著しい。

第1サイクルにおける筋違の座屈方向は、はりによる曲げ拘束効果の大きいA-1、B-2では上側に座屈したが、はりの拘束効果の小さいA-3では下側に座屈した。A-2、B-2では両筋違が逆方向に座屈したが、これは正方向載荷時の座屈変形が、負方向載荷時の挙動に影響を及ぼしたためと考えられる(Photo. 2)。

Fig. 11は、はり中央部の節点回転角 θ と水平変位 u の関係を示す。回転角の符号は、処女載荷時の回転方向を負とした。いずれの試験体も第1振幅では弾性的に挙動し、A-1、A-2、B-2では変位振幅増大時、わずかに負側にドリフトするが、同一変位振幅の繰返しでは弾性的挙動を保つ。A-3の挙動もほぼ同様であるが、第3、第4振幅では、同一振幅の繰返しにおいても、わずかながらドリフトが進行する。B-3は、まったく異なった挙動を示した。第1振幅での挙動はほぼ弾性的であるが、第2振幅以後、正側へのドリフトが著しく進行し、実験終了時には、Photo. 2(e)に示すような大きな残留変形がみられた。これは、第1サイクルで生じた残留変形が、それ以後の挙動に影響を与えたためと考えられる。

Fig. 12に、はり中央部の鉛直変位 v と水平変位 u の関係を示す。A-1、A-2は、第1振幅では弾性的に挙動し、変位振幅を増大させる際若干の塑性変形が進行するが、同一振幅での繰返しに対しては弾性的に挙動する。A-3の挙動もほぼ同様であるが、第1振幅においてすでに若干の塑性化がみられ、第3、第4振幅では同一振幅での繰返しにおいても塑性化が進行する。

Bシリーズでは第2振幅以降における塑性化の進行が著しい。B-2では、同一振幅の繰返しにおいて繰返し数の増加とともに塑性化の進行が収束する傾向が認められるが、B-3ではその傾向は第2振幅までであって、第3振幅以降は繰返し数の増加とともに塑性化が進行する。

Fig. 13は筋違の伸び Δ_1 、 Δ_2 と架構の水平変位 u の関係を示す。縦軸は筋違の内法寸法 L で無次元化されており、右上りの曲線群は筋違1、左上りの曲線群は筋違2の挙動を示す。筋違の取付角が 45° であるから、幾何学的には筋違の伸びは Δ_1 、 $\Delta_2 = (\pm u - v)/\sqrt{2}$ とならねばならない。B-3以外の試験体では、測定結果はこうした考察と対応しているが、B-3のみは Δ_1 が Δ_2 より大きく記録されている。これは、B-3の筋違が面外の変形を生じ、測定装置が面外に回転したためと考えられる。全試験体とも、筋違に伸びを生ずることはまれであり、K型筋違架構における筋違が引張材として機能を十分に果たし得ないことを示している。この性状は、はりの塑性化の進行と密接に関係し、Bシリーズでは、筋違に圧縮側塑性変形が著しく蓄積する。

Fig. 14, 15は、柱に貼布したひずみゲージの出力より推定した骨組部の分担水平力 P_f および筋違の分担水平力 P_b と水平変位 u の関係を示す。ひずみゲージの値は一部塑性域に達しているので、解析にあたっては、測定断面(Fig. 16(a))をFig. 16(b)のように10分割し、各要素においてFig. 16(c)に示す応力-ひずみ関係が成立するものとして断面内の応力分布を決定し、柱の分担せん断力を推定した。Fig. 14の縦

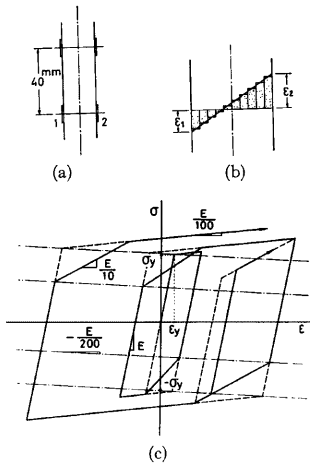


Fig. 16. Analysis of bending moment distribution.

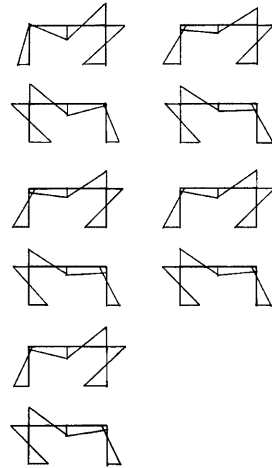


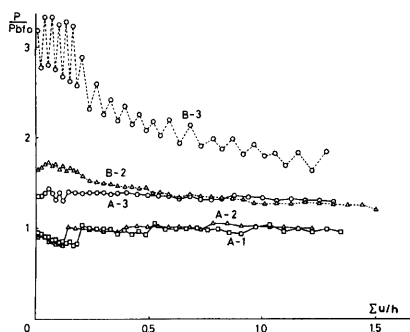
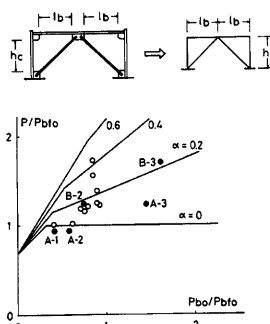
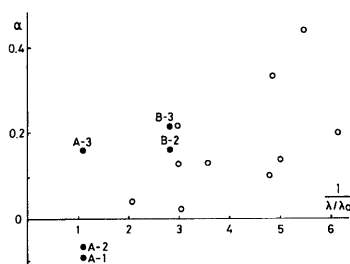
Fig. 17. Transition of bending moment distribution.

軸は基準耐力 P_{bf0} で無次元化されており、B-3 を除く各試験体の履歴挙動は一致し、その最大耐力は純ラーメンとしての崩壊荷重 $P_{fo} (\approx 0.7 P_{bf0})$ にほぼ等しい。B-3 では、第4 振幅の第1 サイクル後半以降の挙動が乱れており、筋違端の亀裂が発見される以前に何らかの異変が生じていたとも考えられる。またそれ以前の挙動も原点に対称ではないが、これは **Photo. 2 (e)** に見られる、はり中央部の塑性回転の進行および、右柱の内側への倒れ込みに起因するものと考えられる。筋違の分担水平力 P_b は、作用荷重 P より柱の分担水平力 P_f を差引くことによって推定することができる。**Fig. 15** はこうして得られた筋違の分担水平力 P_b と水平変位の関係を示し、縦軸は $(2P_b)$ で無次元化されている。**Fig. 13** に示すように、はりの耐力の小さいも程筋違に伸び変形が生じにくいと、一旦屈曲した筋違が再び伸びきることによってその耐力を回復する現象が見られず、繰返し数の増加とともに履歴ループは劣化し、その傾向はBシリーズにおいて著しい。Aシリーズでは、同一変位振幅の繰返しにおける履歴ループの劣化は、それほど著しくないが、変位振幅を増大させたときの耐力回復現象は、はり耐力の小さいA-3 ではほとんど見られない。

Fig. 17 は、はりに貼布したひずみゲージについても、同様の解析を行ない、試験体B-2の最初の5サイクルにおける除荷点での曲げモーメント分布を推定した結果である。風下側の柱頭および柱脚、風上側の柱脚とはり中央部において大きな曲げモーメントを生じており、**Fig. 5 (b)** の崩壊機構が妥当なものであることを裏づけている。

Fig. 18 は **Fig. 10** における各除荷点の耐力と累積水平変位の関係を示す。**Fig. 14** に示すように、各除荷点における柱の分担水平力は一定とみられるので、除荷点耐力の変動は筋違の分担水平力の変動に等しいものと考えられる。Aシリーズでは、除荷点耐力は累積変位の値によらずほぼ一定で、筋違断面の小さいA-1, A-2 ではほぼ P_{bf0} に等しく、A-3 では P_{bf0} を若干上まわる。Bシリーズでは累積変位の増大にともない著しく耐力が低下し、その傾向は筋違の分担水平力の大きいB-3において著しい。

実験終了時の各試験体の耐力と筋違補強量の関係を **Fig. 19** に●印で示す。両軸はいずれも P_{bf0} で無次元化されており、実線は単純塑性理論による解析結果である。また、これまで行なわれたK型筋違付架構に関する実験のうち、比較的详细なデータが公表されているものの結果^{3,4,7,8)}を○印で示す。いずれも各部材

Fig. 18. $P/P_{bfo}-u/h$ relationships.Fig. 19. $P_u/P_{bfo}-P_{bo}/P_{bfo}$ relationships.Fig. 20. $\alpha-1/(\lambda/\lambda_0)$ relationships.

接合部における剛域の影響を考慮し、各部材の内法寸法で構成されたモデルについて P_{bfo} の算定を行なった。B シリーズは $\alpha=0.2$ の解析結果とほぼ一致しており、A シリーズでは $\alpha=0$ の解析結果に近い。他研究機関での実験結果は $P_{bo}/P_{bfo}<1$ の範囲に限られており、それぞれ荷重条件や細長比が異なるため直接比較することはできないが、大部分は $\alpha\leq 0.2$ の範囲にある。

実験で得られた最終耐力を (2) 式の左辺に代入し、 α を逆算した結果と、筋違細長比 λ の関係を示した図が Fig. 20 であり、横軸は細長比の逆数に比例する無

次元量である。実験条件が異なるため得られた結果には相当バラつきが認められ、単純な比較は困難であるが、総体に α は極めて小さい値をとり、細長比が15程度の短い筋違であっても、その等価圧縮強さ比は $\alpha=0.2$ 程度の場合もあり得る。

繰返し水平力を受けるK型筋違付架構の終局的な強さを (2) 式で評価するには、繰返しによる劣化特性を考慮した適切な α の評価が必要であるが、その値は単一筋違の実験結果から得られる値よりはるかに小さく、 $\lambda>50$ の場合は、 $\alpha=0$ に近い値を想定すべきである。そのように α の小さい場合は、筋違補強量のみを増加させてもその効果は小さく、骨組の強さとの適切なバランスをとる必要がある。

5. はりの塑性化

K型筋違付架構では、繰返し荷重にともなう耐力劣化は、はりの塑性化の進行と密接な関係にある。これは、はりの塑性化が進行すると筋違には圧縮側の変形が蓄積し、引張筋違としての機能が低下するため、筋違の分担水平力が減少するためと考えられる。したがって、繰返しにともなう耐力低下を防止するためには、少くとも同一変位振幅の繰返しにおいては、はりの塑性化が進行しないように、はり・柱を設計すべきである。

K型筋違付架構におけるはりの効果を Fig. 2 に示す剛塑性バネで評価するならば、はりが健全(剛)な場合、引張筋違の伸び量と圧縮筋違の縮み量は等しい (Fig. 21(a))。したがって、定変位振幅の繰返しにおいて、はりが塑性化せず健全な状態を保つなら、筋違1の引張力 T_1 と筋違2の圧縮力 ($-T_2$) と架構の水平変位 u

は Fig. 22 (a) の関係にあると考えられる。各筋違の分担する力の鉛直方向成分が、はりに横力として作用するから、正方向への載荷では、図中 $\ominus$ を記した区間でははりが押し上げられ、 $\oplus$ を記した区間では引下げられる。はりが塑性化しないためには、両筋違の軸力差の鉛直成分 $\bar{T} \cdot \sin \theta$ が、はりの横方向の強さ Q_{bo} を上まわらないことが必要である。

これに対し、Fig. 22 (b) のように $Q_{bo} < \bar{T} \cdot \sin \theta$ であれば、A、A' 点においてははりが塑性化を開始するので、筋違 1 には除荷を生じ、筋違 2 の変形のみが進行する。除荷を生じた筋違 1 の変形はほぼ一定を保つと考えられるので、予定した除荷点（載荷方向を逆転する点）までの水平変位増分 u_c を生ぜしめるには、筋違 2 は $2 \cdot u_c$ に相当する分だけさらに変形し、その間、はりの塑性変形が u_c に相当する分だけ進行する (Fig. 21 (b) 参照)。したがって、Fig. 22 (b) にあける u_c の値が大きい程、はりの塑性化が進行し、筋違には圧縮側の変形が蓄積していく。少くとも、同一変位振幅の繰返しにおいて、はりの塑性化を進行させないためには、 $Q_{bo} > \bar{T} \cdot \sin \theta$ となるよう、はり・柱を設計する必要がある。

Fig. 23 は、文献10の実験で得られた単一筋違の履歴ループを重ね合せて描いたものであり、はりの強さ Q_{bo} が等しければ、筋違細長比が小さいもの程（ただし、 $\lambda=0$ に近いような極端に太短い場合を除く） u_c が大きく、はりの塑性化が進行しやすいことが明らかである。

単一筋違の履歴挙動¹⁰⁾ から推定されるところの、引張側および圧縮側の除荷点耐力を $\alpha_t \cdot T_0$ および $\alpha_c \cdot T_0$ とすると、はりが健全な場合の除荷点における筋違の軸力差は $\bar{T} = (\alpha_t - \alpha_c) \cdot T_0$ で評価され、はり耐力

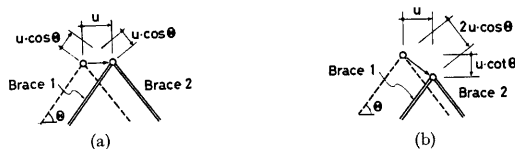


Fig. 21. Geometrical relations.

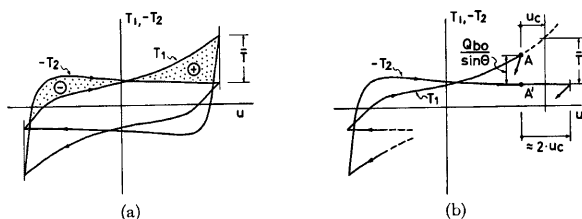
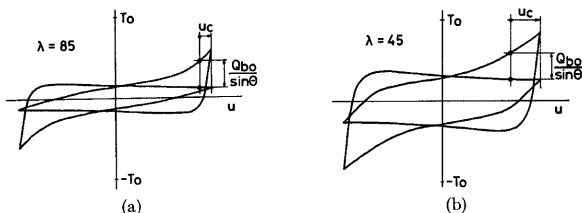
Fig. 22. $T_1, (-T_2) - u$ relationships.

Fig. 23. Hysteresis loop of single brace (ref. 10).

が大きく $Q_{b0} > \bar{T} \cdot \sin \theta$ であれば、架構の除荷点での耐力は、

$$P = P_{f0} + (\alpha_t + \alpha_c) \cdot P_{b0} \quad \dots\dots\dots(4)$$

で与えられる。

これに対し $Q_{b0} < \bar{T} \cdot \sin \theta$ の場合、除荷点での引張筋達の軸力は $T_t = \alpha_c \cdot T_0 + Q_{b0} / \sin \theta$ で評価されるから、架構の除荷点耐力は次式の表現となり、

$$P = P_{f0} + (T_t + \alpha_c \cdot T_0) \cdot \cos \theta = P_{f0} + Q_{b0} \cdot \cot \theta + 2 \cdot \alpha_c \cdot P_{b0}$$

$Q_{b0} = 2M_{b0}/l_b$ と仮定し、 $\cot \theta \approx l_b/h_c$ および (3) 式を考慮すると、次式が得られる。

$$P = P_{bf0} + 2 \cdot \alpha_c \cdot P_{b0} \quad \dots\dots\dots(5)$$

(4)、(5) 式は交番繰返し載荷を受ける K 型筋違付架構の耐力評価式であり、係数 α_t , α_c は単一筋達の履歴挙動から決定することができる。 $\alpha_t = 1$, $\alpha_c = \alpha$ とおけば、単調載荷の場合の耐力式 (1), (2) 式に一致する。

6. 結 語

交番繰返し載荷を受ける K 型筋違付架構では、筋違はほとんど伸び変形を生ずることがなく、引張材としての機能を十分には果し得ない。この傾向は、はりの塑性化が進行する場合に著しく、はりの弾塑性挙動は、架構全体の履歴特性に重要な影響を与える。

細長化が中程度以上の筋違を用いる場合、はりの塑性化はあまり進行しないので安定した履歴ループが得られるが、その耐力は低く、筋違補強量を増大させても、骨組部の強さのみで定まるところの基準耐力を、それほど上まわらない。筋違の効果を十分に発揮させ、大きな耐力を得るためには、細長比の小さな筋違を用いる必要があるが、この場合 (細長比が 0 に近いような極端に太短い場合を除く)、繰返し数の増加とともにはりの塑性化が進行し、履歴ループの著しい劣化を生ぜしめるおそれがある。したがって、安定した履歴ループを確保するため、少くとも同一の変位振幅の繰返しにおいてははりの塑性化を進行させないように、はり・柱を設計する必要がある。

謝 辞

本実験を計画するに当り、大阪工業大学講師・南 宏一氏より多くの有効な助言を得た。ここに厚く感謝する。

参 考 文 献

- 1) Wakabayashi, M. and B. Tsuji: Experimental Investigation on the Behavior of Frames with and without Bracing under Horizontal Loading.
Bulletin of the Disaster Prevention Research Institute, Kyoto Univ., Vol. 16, Part 2, No. 112 Jan., 1967.
- 2) 小野宏治・引野憲一・中尾好昭: 斜材の座屈を伴う鉄骨ラーメンの実験的研究 (その 1, 実験概要および履歴特性), 日本建築学会論文報告集・号外昭和41年10月, p. 299.
- 3) 高橋泰彦・岡田 宏: 鉄骨ブレース付きラーメンの実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和44年8月, pp. 1199-1200.
- 4) 藤本盛久・橋本篤彦・小杉 立・北後 寿・木村栄一・吉良昌也: 繰返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性々状に関する研究 (その 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和46年10月, pp. 397-398.

藤本盛久・橋本篤彦・北後 寿・守谷一彦：繰返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究（その4），日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和47年10月，pp. 1373-1374.

藤本盛久・橋本篤彦・小杉 立・北後 寿・木村栄一・吉良昌也：繰返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究（その8），日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和48年10月，pp. 1053-1054.

藤本盛久・橋本篤彦・小杉 立・北後 寿・木村栄一・吉良昌也：繰返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究（その10），日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和49年10月，pp. 971-972.

- 5) 武田寿一・竹本 靖・高橋泰彦・古屋則之：鉄骨 ブレース付ラーメンの実験的研究（その3），鉄骨特殊ブレースの研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和47年10月，pp. 1389-1390.
- 6) 瀬川輝夫・久徳敏治・中山昭夫・金多 潔：Y型ブレースの力学的性状に関する研究くその2 実験的研究>，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和47年10月，pp. 1393-1394.
- 7) 山田 稔・辻 文三・中西貞夫：軸圧を受ける筋違付鉄骨単位ラーメンの弾塑性変形性状に関する研究（Ⅱ 筋違配置型式の相違による変化：一方向載荷3点モデルによる解析，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和47年10月，pp. 1371-1372.
山田 稔・辻 文三・中西貞夫・窪田孝一：軸圧を受ける筋違付鉄骨単位ラーメンの弾塑性変形性状に関する研究（Ⅴ：繰返し載荷—K型筋違），日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和49年10月，pp. 981-982.
山田 稔・辻 文三・中西貞夫：軸圧を受ける筋違付鉄骨単位ラーメンの弾塑性変形性状に関する研究（Ⅶ：漸増変位振幅交番繰返し載荷実験），日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和51年10月，pp. 1119-1120.
山田 稔・辻 文三・松田耕作：軸圧を受ける筋違付鉄骨単位ラーメンの弾塑性変形性状に関する研究（Ⅹ：定変位振幅交番繰返し載荷実験 $R_a = \pm 1/30$ ，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和52年10月，pp. 1429-1430.
- 8) 坪井善勝・杉田 稔・吉村昌宏・坂口 昇・小川雄一郎：ハの字ブレース架構の実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和49年10月，pp. 983-984.
- 9) 加藤 勉・秋山 宏・福田俊文：鋼構造K型筋違付骨組に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和51年10月，pp. 1121-1122.
- 10) 若林 實・野中泰二郎・中村 武・森野捷輔・吉田望：繰返し軸方向力を受ける部材の挙動に関する実験（その1），京都大学防災研究所年報第16号，B，1973，pp. 113-125.