

JAERI-M
82-058

多目的高温ガス実験炉の地震時炉心拘束
機構設計用プログラム：FLOSA

1982年6月

伊与久達夫・元木 保男

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

多目的高温ガス実験炉の地震時炉心拘束機構
設計用プログラム：F L O S A

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部
伊与久達夫・元木 保男

(1982年5月17日受理)

本計算コードF L O S Aは、多目的高温ガス実験炉の炉心拘束機構を対象として、地震時における拘束バンド方式およびリンク・バネ炉心拘束機構の設計用解析コードである。

計算コードF L O S Aの目的は、

1. 炉心拘束機構の要素およびタンジェンシャルキー部分に地震時に作用する荷重を解析し、
2. 固定反射体の変位を計算し、
3. リンク接合部に存在するギャップの影響を評価することである。

計算例として、拘束バンドについてはシステム総合設計を、リンクとバネ拘束方式についてでは詳細設計(I)をベースにして検討した。

FLOSA: A Computer Program to Design Core Restraint Mechanism
for experimental VHTR under Earthquake

Tatsuo IYOKU and Yasuo MOTOKI

Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received May 17, 1982)

A computer code FLOSA has been developed to design core restraint mechanism of a experimental Very-High Temperature Gas-Cooled Reactor (VHTR) under earthquake. It deals with band type and link-coil spring type as a core restraint mechanism.

The basic purposes of FLOSA are:

- (1) to analyze seismic induced forces on components of core restraint mechanism and tangential keys,
- (2) to calculate displacements of permanent reflector blocks,
- (3) to evaluate influence of gaps existing in the link contact points.

Sample problems are considered for band type core restraint mechanism in the System Total Design and for link-coil spring type in the Detailed Design (I).

Keywords: Computer Program, VHTR-core, Core Restraint Mechanism,
Band Type, Link-Coil Spring Type, Earthquake,
Permanent Reflector Block

目 次

1. 緒 言.....	1
2. 炉心拘束機構の構造	2
2.1 バンド方式.....	2
2.2 リンク・バネ方式	2
3. バンド方式の解析方法	5
3.1 解析モデル	5
3.2 力の釣合式	5
3.3 キー部分での連続性	6
3.4 ギャップ巾	7
3.5 バンドに加わる荷重	7
4. リンク・バネ方式の解析方法	12
4.1 コイルバネとリンクの設計式.....	12
4.2 固定反射体移動による影響	14
4.3 リンク接合部ギャップによる影響	14
4.4 タンジェンシャルキーに作用するせん断力	15
5. プログラムの説明	21
5.1 プログラムの構成	21
5.2 入力形式	22
5.3 出力形式	22
6. 計 算 例	27
6.1 バンド方式.....	27
6.2 リンク・バネ方式	29
7. 結 言.....	38
謝 辞	38
参考文献	39
付 錄	40

CONTENTS

1. Introduction	1
2. Structures of core restraint mechanism	2
2.1 Band type	2
2.2 Link-coil spring type.....	2
3. Analysis method of band type	5
3.1 Analysis model.....	5
3.2 Equilibrium equation	5
3.3 Continuity on the tangential key	6
3.4 Gap width	7
3.5 Force acting on band	7
4. Analysis method of link-coil spring type	12
4.1 Design equations of link and coil spring.....	12
4.2 Influence of permanent reflector block movement.....	14
4.3 Influence of gaps existing in link contact points	14
4.4 Shear force acting on tangential key	15
5. Description of program	21
5.1 Structure of program	21
5.2 Input formation.....	22
5.3 Output formation	22
6. Sample problem.....	27
6.1 Band type	27
6.2 Link-coil spring type	29
7. Concluding remarks	38
Acknowledgements.....	38
References	39
Appendix	40

1. 緒 言

多目的高温ガス実験炉(VHTR)の炉心は、六角柱黒鉛を上下に積上げてカラムとしたものを蜂の巣状に平面配置し、その回りを円筒状に不規則形状固定反射体ブロックで囲む構造となっている。また、固定反射体ブロックとコアパレルの間には、炉心構造物の地震等による変位を拘束するために炉心拘束機構が取付けられている。

炉心拘束機構に要求される機能は次の3項目である。

- (i) 地震時における炉心構成要素からの水平荷重を支持する機能
- (ii) 固定反射体のシール性能を確保し、外側からのバイパスフローを減少させる機能
- (iii) 地震時および通常運転時において炉心機能を維持できる範囲内に炉心変位量を拘束する機能

これらの機能を満足するような炉心拘束機構については、第1次概念設計以後種々の炉心拘束機構が選定されてきた。その結果、種々の炉心拘束方式の中で、現段階においてはシステム総合設計⁽¹⁾で検討された拘束バンド方式と詳細設計(I)⁽²⁾で検討されたリンク・バネ方式が実験炉の炉心拘束機構の条件を満している。しかし、両拘束方式とも検討課題を残しており、今後これらの課題を解決してゆかねばならない。

本報告書は、炉心拘束機構としてバンド方式とリンク・バネ方式を選定した場合に、地震等による固定反射体ブロックの挙動および拘束機構の健全性を検討するための解析コード(FL-O S A)について述べる。解析において、炉心拘束機構、固定反射体ブロックおよび六角形黒鉛ブロックについて忠実な解析モデルを立てて動的解析を実施するのは演算時間の面からみても、また計算パラメーター設定においても煩雑であるので、静的解析で代用した。このことより、炉心拘束機構に作用する地震荷重は、炉心構成要素(燃料体と可動反射体)による衝突力および固定反射体と側部遮蔽体による地震荷重を考慮して設定した。なお、炉心構成要素による衝突力は垂直2次元炉心耐震試験⁽³⁾に基づいている。

地震時における拘束バンド方式の解析は、炉心を水平面で切った水平2次元平面1層を対象とし、固定反射体の挙動、タンジェンシャルキーに作用するせん断力、および拘束バンドに作用する反力等を求めることを目的とした。

リンク・バネ拘束方式の解析については、コイルバネとリンクの応力評価、タンジェンシャルキーに作用するせん断力、およびリンク接合部のギャップの影響を評価できるようになっていいる。

2. 炉心拘束機構の構造

2.1 バンド方式

バンド方式炉心拘束機構は、拘束バンド、初期締付装置およびコアバレルに取付けられたラジアルキーから構成される。Fig. 2・1は拘束機構平面図を示したものである。

拘束バンドは、18ユニットをピン連結して固定反射体の外周をとりまくとともに、固定反射体1段について2本1対ずつ上端層から下端層まで配し各層毎に初期締付装置と側部しゃへい体を介して、固定反射体を締付けることにより拘束している。その構造は引張部材となるCr-0.5Mo-0.3V鋼（原子力用ボルト材3種・ASTM SA-193-B16）製の円筒と圧縮部材となるSUS304製の円筒を交互に組合せ、二つの材料の熱膨張率が異なることを利用して、全体の熱膨張率を固定反射体（黒鉛）のそれと同程度にしたものである。初期締付装置は、炉組立時に拘束バンドに締付力を与えるものであり、側部しゃへいと一体化されており、スライドジャッキ機構によってバンド連結部を押しつけることにより締付力を発生させる構造である。ラジアルキーはコアバレルに取付けられており、拘束バンドの連結部がこれにはまり込み、拘束バンドの周方向変位を拘束している。

2.2 リンク・バネ方式

リンク・バネ炉心拘束機構は、コアバレルに取付けたコイルスプリングと固定反射体の周囲に取付けたリンク機構よりなる。Fig. 2・2は拘束機構平面図を示したものである。

コイルスプリングによる初期締付力は、荷重伝達板を介して側部しゃへい体、固定反射体へと伝達される。リンク機構は固定反射体の周囲に取付けられ、コアバレルに設置したラジアルキーにより、リンク接合部は半径方向のみ移動可能な構造となっている。コアバレルと固定反射体の軸方向熱膨張差の吸収は、荷重伝達板にコロを設け側部しゃへい体の側面をスライドさせることで吸収する構造となっている。

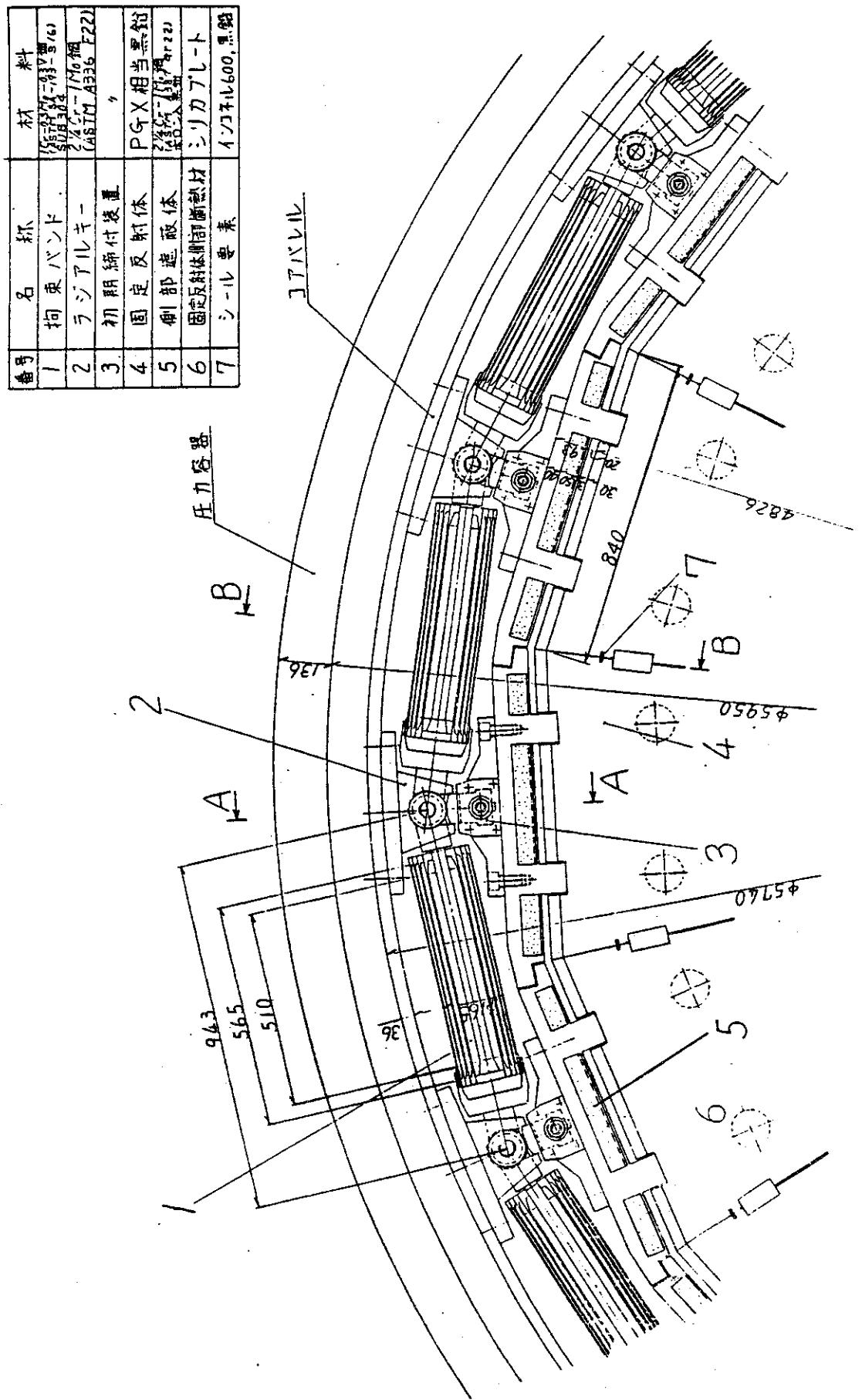


Fig. 2.1 Plane view of band type

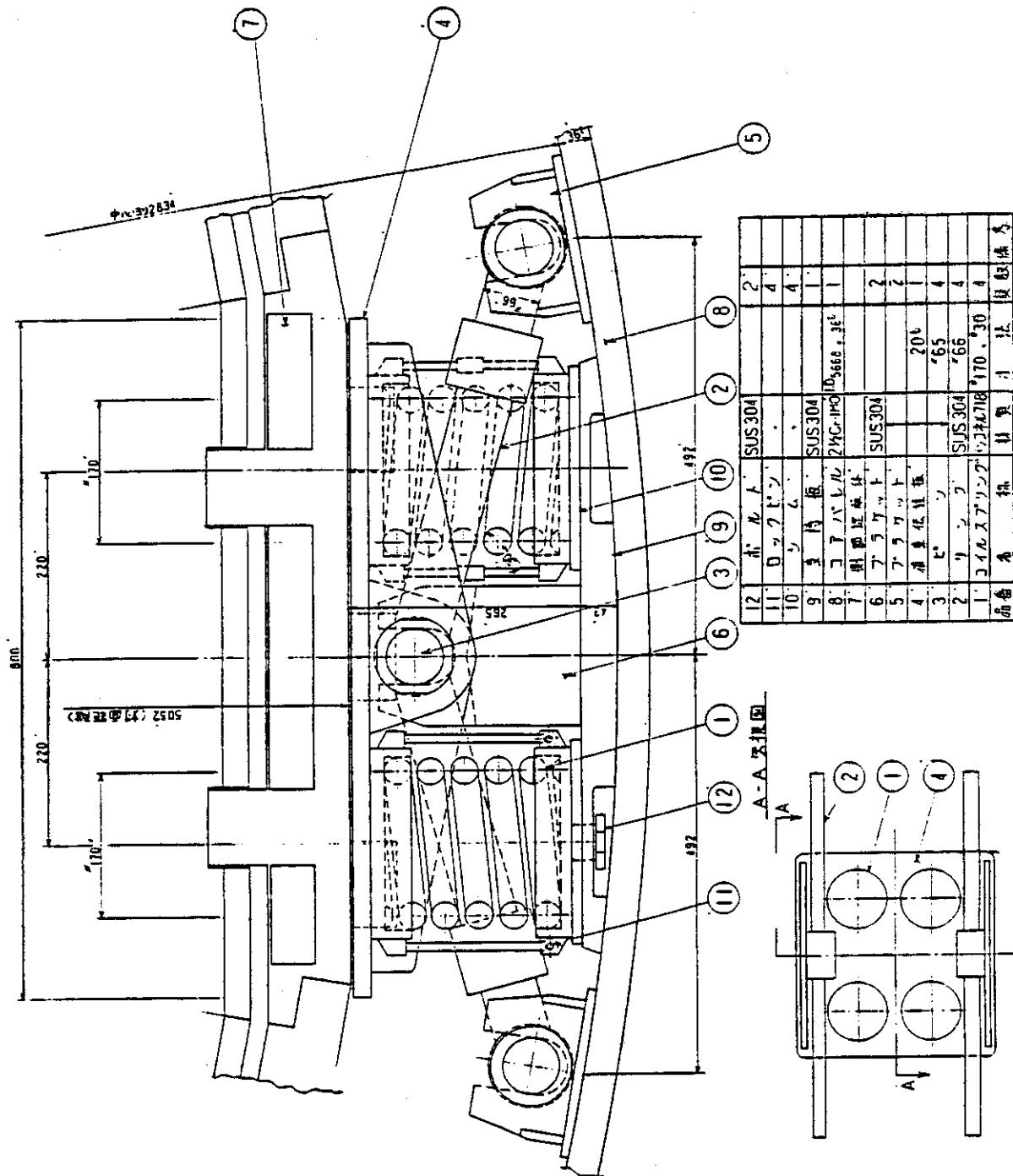


Fig. 2.2 Plane view of link plus coil spring type

3. バンド方式の解析方法

3.1 解析モデル

拘束バンド方式の地震時挙動解析は、炉心を水平面で切った水平2次元平面1層を解析対象とし、各固定反射体1体について、各方面の力のバランス、および固定反射体間接触部分の連続性を表わす方程式を立て、得られた連立方程式をガウスの消去法により解析する。なお、解析モデルでは以下に示す仮定を設ける。

- (1) バンドは引張力に対し弾性体とする。
- (2) バンドの結合部はラジアルキーにより半径方向にのみ変位可能。
- (3) バンドの結合部と固定反射体の間隔は一定
- (4) 固定反射体は剛体とする。
- (5) 拘束バンドによる初期締付力は一様に作用する。
- (6) 固定反射体相互の接触は、タンジェンシャルキー部で判定する。
- (7) 固定反射体の回転は微少とする。
- (8) 解析モデルは平面一層の右半分のバンド機構を対象とする。

Fig. 3・1 は、固定反射体水平平面一層に地震荷重が作用した場合の代表的な変形モードを示したものである。固定反射体ブロック番号は、地震時に可動反射体衝突力が最大となるブロックをNo. 1 とし、そのブロックを中心順次番号を増してゆく。

i 番目の固定反射体に作用する力は、Fig. 3・2 に示すように可動反射体ブロックによる内側からの衝突力 f_i 、固定反射体自身の慣性力 W_H 、炉心拘束機構からの反力 R_i 、相隣り合うブロック間の押付力 V_i 、タンジェンシャルキーに作用するせん断力 U_i 、およびコアバレルのラジアルキーに拘束される接線力 T_i である。固定反射体の変位表示は局部座標系を用い、半径方向を x_i 、接線方向を y_i 、そして回転を φ_i とした。また、相隣り合う固定反射体間には接触部分（ここでは、タンジェンシャルキー部分とした）の変位量が等しくなるという連続性がある。ただし、固定反射体間が開く状態になると、接線方向（局部座標系における y 方向）の連続性はなくなる。

なお、解析モデルの妥当性については、6章で検討する。

3.2 力の釣合式

i 番目の固定反射体の半径方向、接線方向、および回転方向の力のつり合いは Fig. 3・2 より次式のようになる。

$$(f_i + W_H) \cdot \cos \varphi_i - (U_i - U_{i+1}) \cdot \cos \theta / 2 + (V_i + V_{i+1}) \cdot \sin \theta / 2 - R_i = 0 \quad (3 \cdot 1)$$

$$(f_i + W_H) \cdot \sin \varphi_i - (U_i + U_{i+1}) \cdot \sin \theta / 2 \\ - (V_i - V_{i+1}) \cdot \cos \theta / 2 - T_i = 0 \quad (3 \cdot 2)$$

$$e \cdot f_i \cdot \sin \varphi_i + b \cdot T_i = (U_i + U_{i+1}) \cdot a \cdot \cos \theta/2 \\ + (V_i - V_{i+1}) \cdot (d \cdot \sin \theta/2 + c \cdot \cos \theta/2) = 0 \quad (3 \cdot 3)$$

上式において、拘束バンドからの反力 R_i とコアバレルのラジアルキーに拘束される接線力 T_i は次式の通りである。

$$\left. \begin{aligned} R_i &= x_i \cdot K_R + P_o \\ T_i &= (y_i - b \cdot \sin \phi_i) \cdot K_t \end{aligned} \right\} \quad (3 \cdot 4)$$

ここで、 K_R ： バンドの半径方向ばね定数

K_t : ラジアルキーの接線方向ばね定数

P_s : 初期締付力

式(3・1)から式(3・3)はブロック番号 $i = 2$ から $m - 1$ までについて成立する。ブロック番号 1 と m については、固定反射体平面 1 層の幾何学的形状と地震荷重の平面内分布より、力のつり合いは半径方向のみ成立し、次式のようになる。

$$(f_1 + W_{11}) \cdot \cos \varphi_1 + 2U_2 - \cos \theta / 2 + 2V_2 \cdot \sin \theta / 2 - R_1 = 0 \quad (3 \cdot 5)$$

$$(f_m + W_m) \cdot \cos \varphi_m - 2U_m \cdot \cos \theta/2 + 2V_m \cdot \sin \theta/2 - R_m = 0 \quad (3 \cdot 6)$$

3.3 キー部分での連続性

ブロック*i* が変位することにより、その左右にあるタンジェンシャルキーはFig.3・3のように変位することになる。図より、両タンジェンシャルキーの半径方向および接線方向の変位を \vec{u}_i 番目の局部座標系で表示すると次のようになる。

$$\begin{aligned} y_{ri} &= y_i + a \cdot (1 - \cos \phi_i) \\ x_{\ell i} &= x_i + a \cdot \sin \phi_i \\ y_{\ell i} &= y_i - a \cdot (1 - \cos \phi_i) \end{aligned} \quad \} \quad (3 \cdot 8)$$

ブロック i の右側のタンジェンシャルキーの変位 (x_{ri} , y_{ri}) とブロック番号 $i+1$ の局部座標系 ($\tilde{x}_{..}$, $\tilde{y}_{..}$) の間には次の関係式が成立する。

$$\begin{aligned}\tilde{x}_{ri} &= x_{ri} \cdot \cos \theta - y_{ri} \cdot \sin \theta \\ \tilde{y}_{ri} &= x_{ri} \cdot \sin \theta + y_{ri} \cdot \cos \theta\end{aligned}\quad \} \quad (3 \cdot 9)$$

ブロック番号 i の右側キーと $i + 1$ 番目の左側キーは、ブロック間押付力 V_i が作用している限り同一の場所に位置していなければいけない。このことより、キーの接触条件式(3・10)を満足する必要がある。

$$\begin{aligned} \tilde{x}_{ri} &= x_{\ell+1} && (\text{半径方向}) \\ \tilde{y}_{ri} &= y_{\ell+1} && (\text{接線方向}) \end{aligned} \quad \} \quad (3 \cdot 10)$$

式(3・7)から式(3・9)を式(3・10)に代入すると、式(3・11)が求まる。

$$\begin{aligned} & \cos \theta \cdot x_i - x_{i+1} - \sin \theta \cdot y_i - a \cdot \cos \theta \cdot \sin \psi_i \\ & + a \cdot \sin \theta \cdot \cos \psi_i - a \cdot \sin \psi_{i+1} = a \cdot \sin \theta \end{aligned} \quad (3 \cdot 11)$$

$$\begin{aligned} & \sin \theta \cdot x_i + \cos \theta \cdot y_i - y_{i+1} - a \cdot \sin \theta \cdot \sin \psi_i \\ & - a \cdot \cos \theta \cdot \cos \psi_i - a \cdot \cos \psi_{i+1} = -a(1 + \cos \theta) \end{aligned}$$

ここで、式(3・11)は $\sin \psi_i$ と $\cos \psi_i$ の項を含むので、解析が複雑となる。そこで、固定反射体の回転は微少であるとして、近似的に $\sin \psi_i \approx \psi_i$, $\cos \psi_i \approx 1$ を用いると、次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} & \cos \theta \cdot x_i - x_{i+1} - \sin \theta \cdot y_i - a \cdot \cos \theta \cdot \psi_i - a \cdot \psi_{i+1} = 0 \\ & \sin \theta \cdot x_i + \cos \theta \cdot y_i - y_{i+1} - a \cdot \sin \theta \cdot \psi_i = 0 \end{aligned} \right\} \quad (3 \cdot 12)$$

計算は、各方向の力のバランス式(3・1)から式(3・6)までと、タンジェンシャルキー部分の連続性を表示する式(3・12)を連立させて解くが、計算ケースによってはブロック間押付力 V_i が負の値をとる、すなわち固定反射体間が開く状態になる場合がある。この時は、 V_i を零とおき、(3・12)式2番目の接線方向の連続性条件を解除する。

3.4 ギャップ巾

固定反射体間が開く状態になった場合には、その箇所にギャップが生じる。Fig. 3・1 に示してあるように、固定反射体 i 番目と $i+1$ 番目のタンジェンシャルキー部分のギャップ量を δ_i とする。この δ_i は式(3・13)で表わせる。

$$\left. \begin{aligned} \delta_i^2 = & [\{x_i - a \cdot \sin \psi_i\} \cdot \cos \theta - \{y_i + a \cdot (1 - \cos \psi_i)\} \cdot \sin \theta \\ & - \{x_{i+1} + a \cdot \sin \psi_{i+1}\}]^2 + [\{x_i - a \cdot \sin \psi_i\} \cdot \sin \theta \\ & + \{y_i + a \cdot (1 - \cos \psi_i)\} \cdot \cos \theta - \{y_{i+1} - a \cdot (1 - \cos \psi_{i+1})\}]^2 \end{aligned} \right\} \quad (3 \cdot 13)$$

3.5 バンドに加わる荷重

地震時にバンド軸方向に加わる荷重を求める。Fig. 3・3 に示す通り、変形前のバンド長さを ℓ_{Bi} とし変形後のバンド長さを ℓ'_{Bi} とすれば、バンドの伸び量 $\Delta \ell_{Bi}$ と作用する荷重 N_{Bi} は次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta \ell_{Bi} &= \ell'_{Bi} - \ell_{Bi} \\ N_{Bi} &= K_{LB} \cdot \Delta \ell_{Bi} \end{aligned} \right\} \quad (3 \cdot 14)$$

ここで、 K_{LB} : バンド軸方向バネ定数 ($= K_R / 8 \cdot \sin^2 \frac{\theta}{2}$)

次に ℓ'_{Bi} を求めることにする。コアバレルとバンド接合部の変形後の位置を全体座標系 {X, Y} で示すと次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} X_{Bi} &= \ell_{Bi} \cdot \cos (\frac{\pi}{2} - \varphi_i) / 2 \cdot \sin \frac{\theta}{2} - (y_i - f \cdot \sin \psi_i) \cdot \cos \varphi_i \\ &+ (x_i - f + f \cdot \cos \psi_i) \cdot \sin \varphi_i \\ Y_{Bi} &= \ell_{Bi} \cdot \sin (\frac{\pi}{2} - \varphi_i) / 2 \cdot \sin \frac{\theta}{2} + (y_i - f \cdot \sin \psi_i) \cdot \sin \varphi_i \\ &+ (x_i - f + f \cdot \cos \psi_i) \cdot \cos \varphi_i \end{aligned} \right\} \quad (3 \cdot 15)$$

上式より ℓ'_{Bi} は次式で表わされる。

$$\ell'_{Bi} = \left[(X_{Bi} - X_{Bi+1})^2 + (Y_{Bi} - Y_{Bi+1})^2 \right]^{1/2} \quad (3 \cdot 16)$$

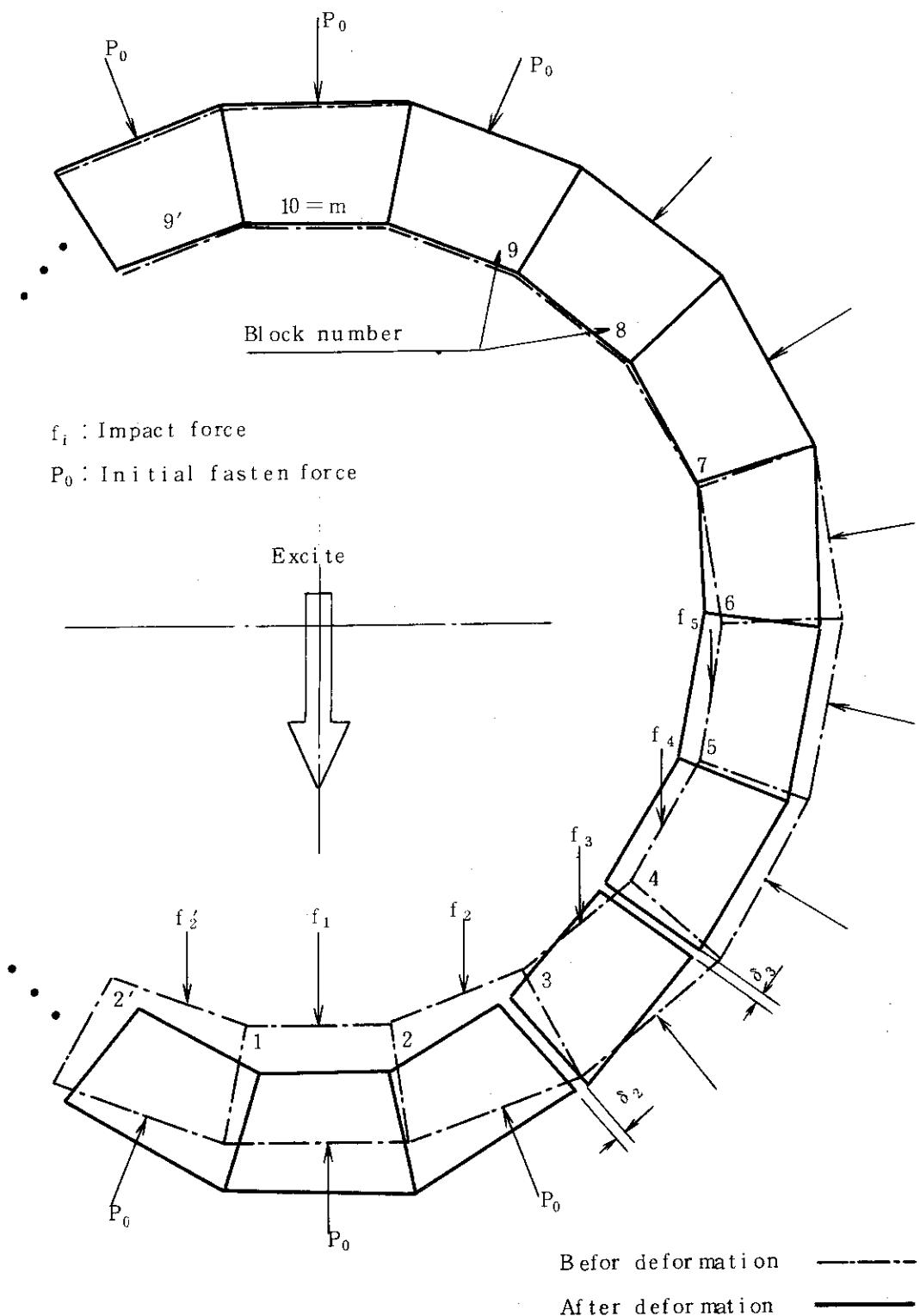


Fig. 3・1 Analysis model for band type core restraint mechanism

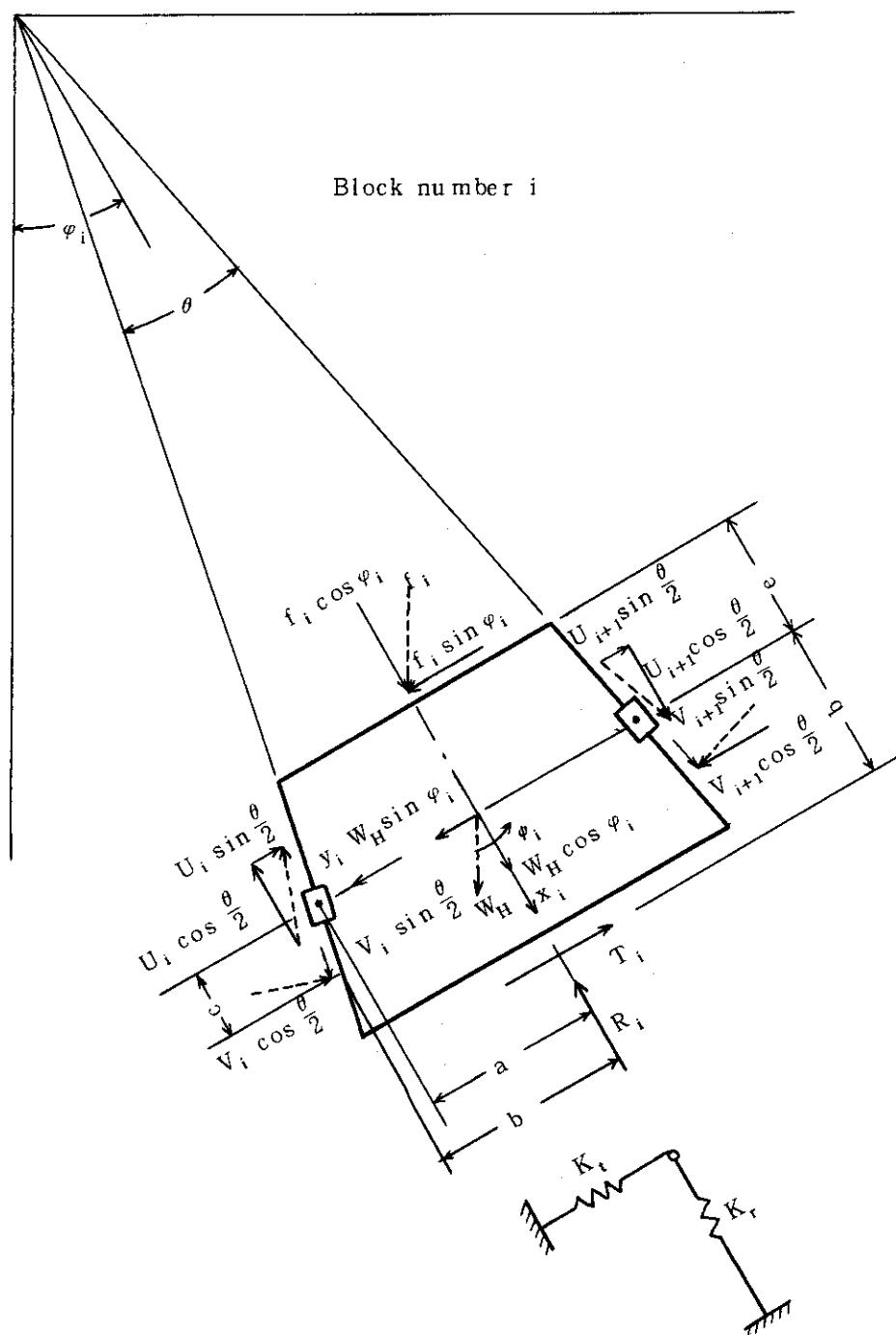


Fig. 3・2 Forces acting on permanent reflector block and core restraint mechanism

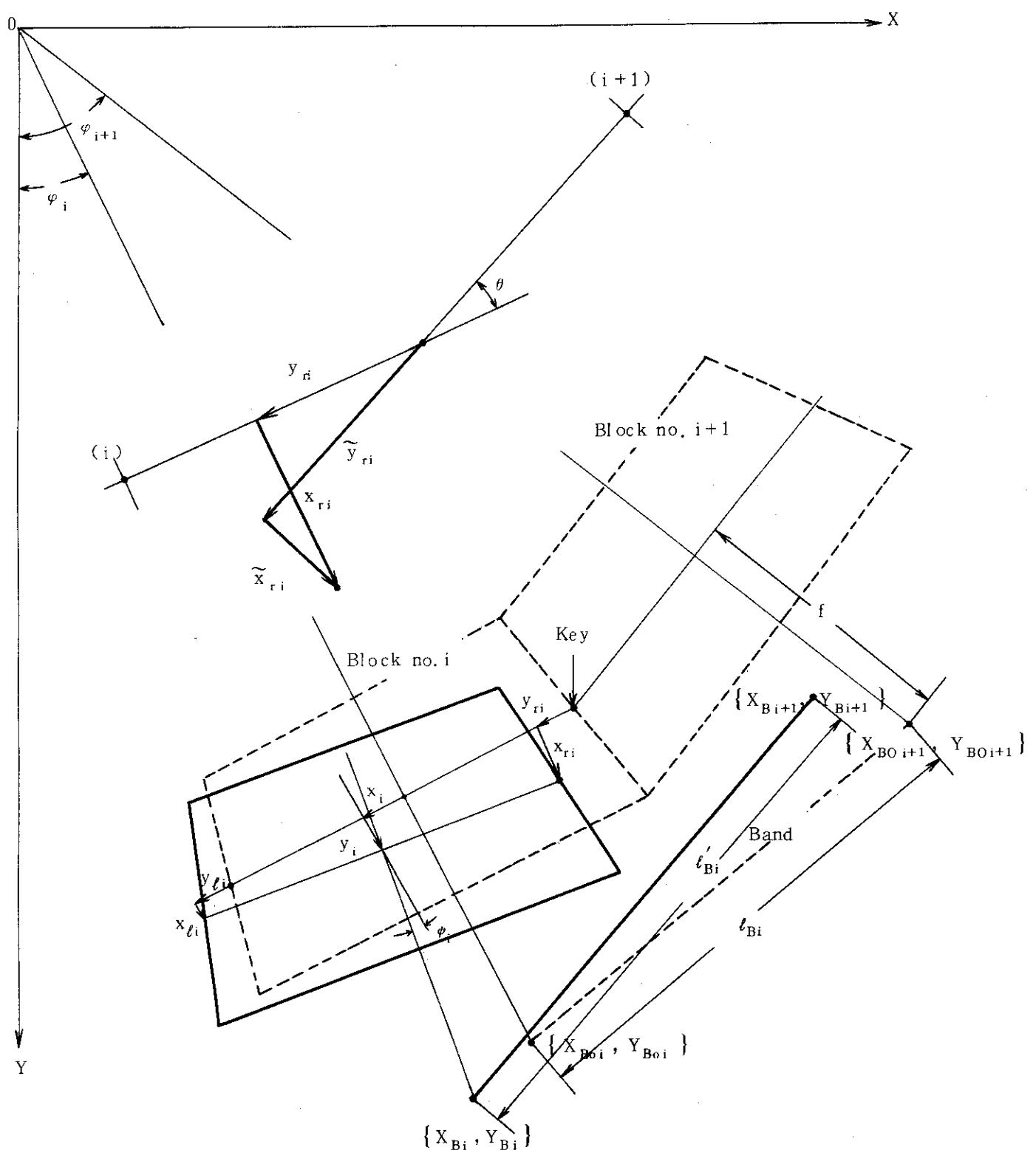


Fig. 3・3 Displacement of tangential key and band

4. リンク・バネ方式の解析方法

4.1 コイルバネとリンクの設計式

コイルバネとリンクの設計にさいしては、地震荷重が作用する領域を対象とした。Fig. 4・1に平面内地震荷重分布を示す。地震荷重 F_i は、コイルバネとリンクに作用する力であり、燃料体ブロック衝突力と固定反射体の自重を加え合わせたものである。以下、コイルバネ、リンクの順に設計式を述べてゆく。

(1) コイルバネ

コイルバネの解析に用いる記号をまとめて以下に示す。

d : 素線径 (mm)

D_s : 平均コイル径 (mm)

C : ばね指数 ($=D/d$)

N_A : 有効巻数

α : ピッチ角 (度)

H_0 : 自由高さ (mm)

δ : コイルバネ圧縮量 (mm)

G : 横弾性係数 (kg/mm²)

κ : ワールの応力修正係数

$$(= \frac{4C - 1}{4C - 4} + \frac{0.615}{C})$$

K_s : ばね定数 (kg/mm)

コイルバネのばね定数はその寸法と材質より次式のように定まる⁽⁴⁾。

$$K_s = \frac{G \cdot d^4}{8 \cdot N_A \cdot D_s^3} \quad (4 \cdot 1)$$

コイルバネによる固定反射体締付力 P_s は次式で求められる。

$$P_s = K_s \cdot \delta. \quad (4 \cdot 2)$$

地震時において、コイルバネは固定反射体をリング状に保つ機能を有していかなければならぬ。このことより、各コイルバネに要求される所要締付力 P_R は、平面内のコイルバネ総数を N_s とすると次のようになる。

$$P_R = (\sum F_i \cdot \cos \varphi_i) / N_s \quad (4 \cdot 3)$$

上式における F_i , φ_i はFig. 4・1に示してある地震荷重と角度である。コイルバネを設計する場合、 P_s は常に P_R より大きくなければいけない。

コイルバネに発生するせん断応力の最大値 τ_{max} 、曲げ応力の最大値 δ_{max} 、および等価せん断応力 τ_e は以下に示す式により算出する⁽⁴⁾。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{\max} &= \kappa \cdot \frac{8 \cdot P_s \cdot D_s}{\pi d^3} \\ \delta_{\max} &= \frac{16 \cdot P_s \cdot D_s \cdot \sin \alpha}{\pi d^3} \cdot \left(1 + \frac{1.12}{C} + \frac{0.64}{C^2} \right) \\ \tau_e &= \tau_{\max} \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{4} \left(\frac{\delta_{\max}}{\tau_{\max}} \right)^2} \end{aligned} \right\} \quad (4 \cdot 4)$$

式(4・4)の等価せん断応力は材料の許容値を常に満足しなければいけない。

コイルバネの座屈が始まるときの長さをH_{CR}とし、ばねの端末固定係数をnとすると次式が成立する⁽⁵⁾

$$\frac{H_o - H_{CR}}{H_o} = 0.8125 \left[1 - \sqrt{1 - 6.865 \cdot n \cdot \left(\frac{D_s}{H_o} \right)^2} \right] \quad (4 \cdot 5)$$

(2) リンク

リンクに作用する地震荷重P_Lは、コイルバネによる締付力を作用させた状態で地震時リンク機構を押し広げる荷重を用いた。ここで、固定反射体1体に取付いているコイルバネの本数をN_{RS}、リンク機構の数をN_Lとすれば、

$$P_L = \{ \sum (F_i \cdot \cos \varphi_i - N_{RS} \cdot P_s) \} / N_L \quad (4 \cdot 6)$$

上式において、 $F_i \cdot \cos \varphi_i - N_{RS} \cdot P_s$ の値が負になるケースは加算しない。この理由は、正の値のみ加算してリンクに加わる荷重としては厳しくなる方向で検討するためである。

リンクに作用する地震荷重P_Lによりリンク棒に発生する圧縮応力σ_Lとリンクの半径方向変位量ε_LはFig. 4・2より次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_L &= \frac{2 \cdot P_L}{\pi \cdot d_L^2 \cdot \cos \psi} \\ \varepsilon_L &= \frac{2 \ell_L \cdot P_L}{\pi \cdot d_L^2 \cdot E \cdot \cos^2 \psi} \end{aligned} \right\} \quad (4 \cdot 7)$$

ここで、d_L：リンク棒長径(mm)

ℓ_L：リンクの長さ(mm)

E：縦弾性係数(kg/mm²)

リンクの座屈荷重P_{CR}は、式(4・8)で小さい方となる⁽⁶⁾

$$\left. \begin{aligned} P_{CR} &= \frac{\pi \cdot d_L^2}{2} \cdot E \cdot \sin^2 \psi \cdot \cos \psi \\ \text{or } &\frac{\pi \cdot d_L^2}{2} \cdot E \cdot \cos^3 \psi \end{aligned} \right\} \quad (4 \cdot 8)$$

4.2 固定反射体移動による影響

固定反射体が径方向に変位することにより、リンクはFig.4・3に示すように移動する。ブロックの径方向変位を δ_v とすると ψ は ψ' に変わる。固定反射体半径方向変位 δ_h から、 δ_h と ψ' を求める。図より、半径方向と接線方向で式(4・9)と式(4・10)がそれぞれ成立する。

$$\ell_L \cdot \sin \psi' = \ell_L \cdot \sin \psi + \delta_h \cdot \sin \frac{\theta}{2} \quad (4 \cdot 9)$$

$$\ell_L \cdot \cos \psi' = \ell_L \cdot \cos \psi - \delta_v + \delta_h \cdot \cos \frac{\theta}{2} \quad (4 \cdot 10)$$

式(4・9)より δ_h は、

$$\delta_h = \ell_L \cdot (\sin \psi' - \sin \psi) / \sin \frac{\theta}{2} \quad (4 \cdot 11)$$

となる。

上式を式(4・10)に代入して ψ' を求めたのが次式である。

$$\psi' = \sin^{-1} \left\{ \frac{\delta_v \cdot \sin \frac{\theta}{2}}{\ell_L} + \sin \left(\psi - \frac{\theta}{2} \right) \right\} + \frac{\theta}{2} \quad (4 \cdot 12)$$

式(4・12)より ψ' を求め、その値を式(4・11)に代入して δ_h を求める。

ψ が ψ' に変わることにより、リンク圧縮応力とリンク半径方向変位量はそれぞれ σ'_L および ε'_L になるとすれば、式(4・7)により σ'_L と ε'_L は次式のようになる。

$$\sigma'_L = \frac{\cos \psi}{\cos \psi'} \cdot \sigma_L \quad \varepsilon'_L = \left(\frac{\cos \psi}{\cos \psi'} \right)^2 \cdot \varepsilon_L \quad (4 \cdot 13)$$

ここで、 $\delta_v \geq 0$ の場合 $\psi' > \psi$ となるので、 $\sigma'_L > \sigma_L$ となり、リンクが移動することにより圧縮応力は大きくなる。

4.3 リンク接合部ギャップによる影響

Fig.4・4に示すように、リンク接合部のギャップとして次の2種類を想定する。

- (i) δ_{ug} ：固定反射体接合部の接線方向ギャップ量
- (ii) δ_{bg} ：コアバレル接合部の接線方向ギャップ量

地震荷重は1番目のリンクのみに作用するケースを考える。図に示すように、1番目右側のリンク棒は圧縮力を受けて図のように拡がり、2番目左側リンク棒は引張力を受けて半径方向に δ_{v2} だけ移動する。このようにして、リンク全体は図中鎖線で示すように移動する。

Fig.4・5はi番目のリンク移動図を示したものである。計算は右側のリンク棒と左側のリンク棒に分けて求める。ここで、左側のリンク棒は δ_{hi-1} が与えられて δ_{vi} を求める式となり、右側のリンク棒は δ_{vi} が与えられて δ_{hi} を求める式となる。

(1) 左側リンク棒

図より半径方向と接線方向で次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \ell_L \cdot \cos \psi &= \delta_{Vi} + \ell_L \cdot \cos \psi_{Li} - \delta_{Hi-1} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \\ \ell_L \cdot \sin \psi &= \ell_L \cdot \sin \psi_{Li} + \delta_{ug} - \delta_{Hi-1} \cdot \sin \frac{\theta}{2} + \delta_{bg} / \cos \frac{\theta}{2} \end{aligned} \right\} \quad (4 \cdot 14)$$

左側リンク棒での未知数 ψ_{Li} と δ_{Vi} は次式より求められる。

$$\left. \begin{aligned} \psi_{Li} &= \sin^{-1} \left[\sin \psi + \frac{1}{\ell_L} \left\{ \delta_{Hi-1} \cdot \sin \frac{\theta}{2} - \delta_{ug} - \frac{\delta_{bg}}{\cos \frac{\theta}{2}} \right\} \right] \\ \delta_{Vi} &= \ell_L \cdot (\cos \psi - \cos \psi_{Li}) + \delta_{Hi-1} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \end{aligned} \right\} \quad (4 \cdot 15)$$

(2) 右側リンク棒

左側リンク棒で求めたのと同様な方法で、未知数 ψ_{Ri} と δ_{Hi} を求める。

$$\left. \begin{aligned} \psi_{Ri} &= \sin^{-1} \left[\sin \left(\psi - \frac{\theta}{2} \right) + \frac{1}{\ell_L} \left\{ \delta_{bg} + \delta_{ug} \cdot \cos \frac{\theta}{2} + \delta_{Vi} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \right\} \right] + \frac{\theta}{2} \\ \delta_{Hi} &= \frac{1}{\cos \frac{\theta}{2}} \left\{ \ell_L \cdot (\cos \psi_{Ri} - \cos \psi) + \delta_{Vi} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (4 \cdot 16)$$

計算手順は、最初に δ_{Vi} を与えて式 (4・16) より ψ_{Ri} と δ_{Hi} を求め、次に δ_{Hi} を式 (4・15) に代入して ψ_{V2} と δ_{V2} を計算する。このようにして、m 番目のリンクまで計算してゆく。

4.4 タンジェンシャルキーに作用するせん断力

固定反射体の周囲に取付けられたリンク機構は、コアバレルに設置したブラケットにより半径方向以外の動きは拘束される。従って、地震時においてはリンク各接合部の半径方向変位量がすべて等しくなるように放射状に広がったり、収縮する動きを示す。加えて、固定反射体に取付けられているコイルスプリングおよび、ブロック間にあるタンジェンシャルキーにより、固定反射体は接線方向の動きと回転は拘束されていると考えられる。これらのことから、解析モデルとして次の仮定を設ける。

- (i) 固定反射体とタンジェンシャルキーは剛体とする。
- (ii) 固定反射体は半径方向のみ動く。
- (iii) リンク接合部にギャップは存在しない。
- (iv) ブロックとリンク接合部である荷重伝達板に接線方向の力が作用する。
- (v) 固定反射体が半径方向に変位しない、すなわち地震荷重よりもコイルバネによる初期締付力がまさっている状態では、ブロック間押付力が一様に作用している。
- (vi) 解析モデルは右半分のリンクを対象とする。

Fig. 4・6 は i 番目のブロックに作用する力を示す。ここで、 $x_0 < 0$ の条件ではブロック間押付力 V_0 が作用することになる。

半径方向の力の釣り合式は、 $x_0 \geq 0$ の場合は式 (4・17) で、 $x_0 < 0$ の場合は式 (4・18)

で表わされる。

$i = 1$ では,

$$-2 \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot U_2 + (N_{RS} \cdot K_s + k_e) \cdot x_0 = (f_1 + W_H) \cdot \cos \varphi_1 - N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta$$

$i = 2 \cdots m-1$ では,

$$\begin{aligned} \cos \frac{\theta}{2} \cdot U_i - \cos \frac{\theta}{2} \cdot U_{i+1} + (N_{RS} \cdot K_s + k_e) \cdot x_0 &= (f_i + W_H) \cdot \cos \varphi_i \\ &- N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta \end{aligned}$$

$i = m$ では,

$$2 \cos \frac{\theta}{2} \cdot U_m + (N_{RS} \cdot K_s + k_e) \cdot x_0 = (f_m + W_H) \cdot \cos \varphi_m - N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta$$

(4 · 17)

$i = 1$ では,

$$-2 \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot U_2 - 2 \sin \frac{\theta}{2} \cdot V_0 = (f_1 + W_H) \cdot \cos \varphi_1 - N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta$$

$i = 2 \cdots m-1$ では,

$$\cos \frac{\theta}{2} \cdot U_i - \cos \frac{\theta}{2} \cdot U_{i+1} - 2 \sin \frac{\theta}{2} \cdot V_0 = (f_i + W_H) \cdot \cos \varphi_i - N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta$$

$i = m$ では,

$$2 \cos \frac{\theta}{2} \cdot U_m - 2 \sin \frac{\theta}{2} \cdot V_0 = (f_m + W_H) \cdot \cos \varphi_m - N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta$$

(4 · 18)

式 (4 · 17) より U_i を消去し, F^m を式 (4 · 19) のようにおけば, 固定反射体の半径方向変位 x_0 は式 (4 · 20) のように表わせる。

$$\begin{aligned} F^m &= \frac{1}{m-1} \left[\sum_{i=2}^{m-1} (f_i + W_H) \cos \varphi_i + \frac{1}{2} (f_1 + W_H) \cdot \cos \varphi_1 \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{2} (f_m + W_H) \cdot \cos \varphi_m \right] \end{aligned}$$

(4 · 19)

$$x_0 = \frac{1}{N_{RS} \cdot K_s + k_e} \cdot (F^m - N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta)$$

(4 · 20)

上式より, $x_0 \geq 0$ となるためには次の不等式を満足しなければならない。

$$F^m \geq N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta$$

(4 · 21)

F^m は, リンク右半分の各固定反射体半径方向のブロック衝突力の平均値を表わしているので, 不等式 (4 · 21) は, ブロック衝突力の平均値がコイルバネによる初期締付力よりも大きくなつた状態で, 固定反射体が半径方向に変位することを意味している。

不等式 (4 · 21) が満足されないときは, 力の釣り合は式 (4 · 18) になる。この式より, U_i を消去した V_0 を求めると次式のようになる。

$$V_0 = \frac{1}{2 \cdot \sin \frac{\theta}{2}} (N_{RS} \cdot K_s \cdot \delta - F^m) \quad (4 \cdot 22)$$

次に、接線方向の力の釣り合式を求める。ブロック番号 $i = 2 \cdots m-1$ については、Fig. 4・6 より次式が成立する。

$$\sin \frac{\theta}{2} \cdot U_i + \sin \frac{\theta}{2} \cdot U_{i+1} - T_i = (f_i + W_H) \cdot \sin \varphi_i \quad (4 \cdot 23)$$

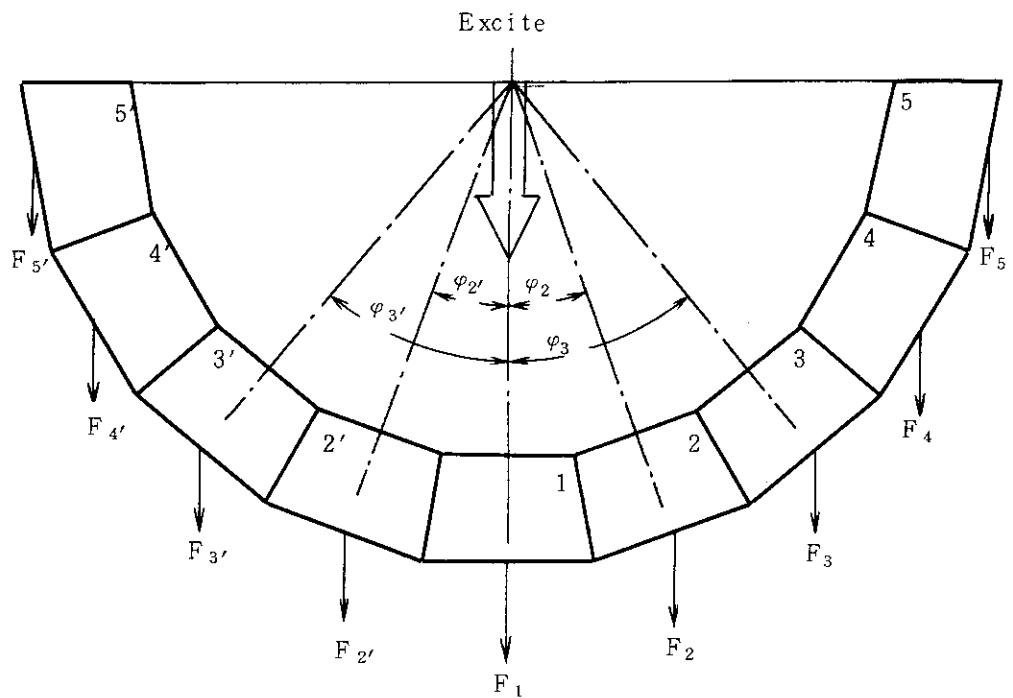


Fig. 4•1 Distribution of seismic loads in horizontal plane

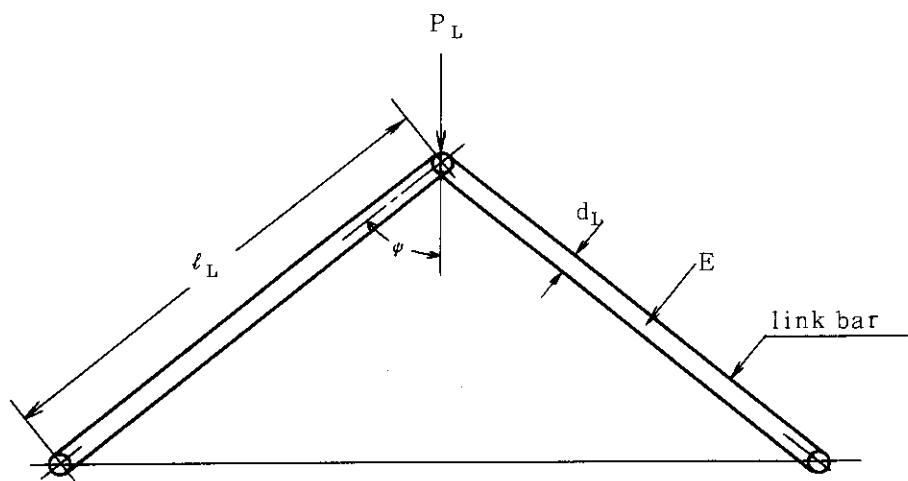


Fig. 4•2 Force acting on link bar

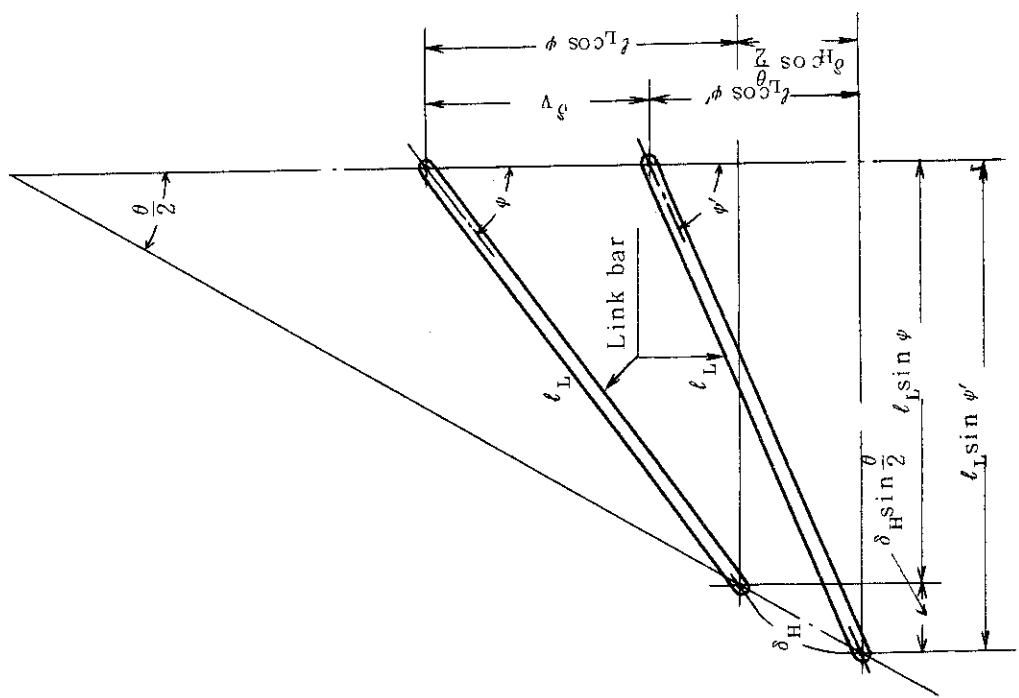


Fig. 4•3 Movement of link bar

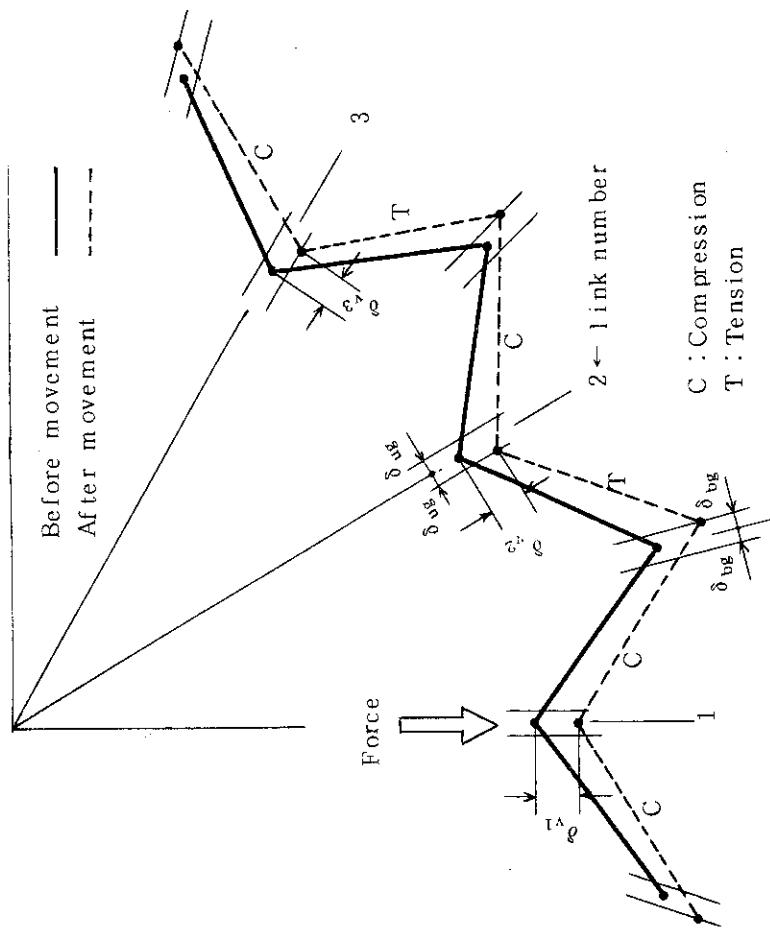


Fig. 4•4 Gap effect existing in link contact point

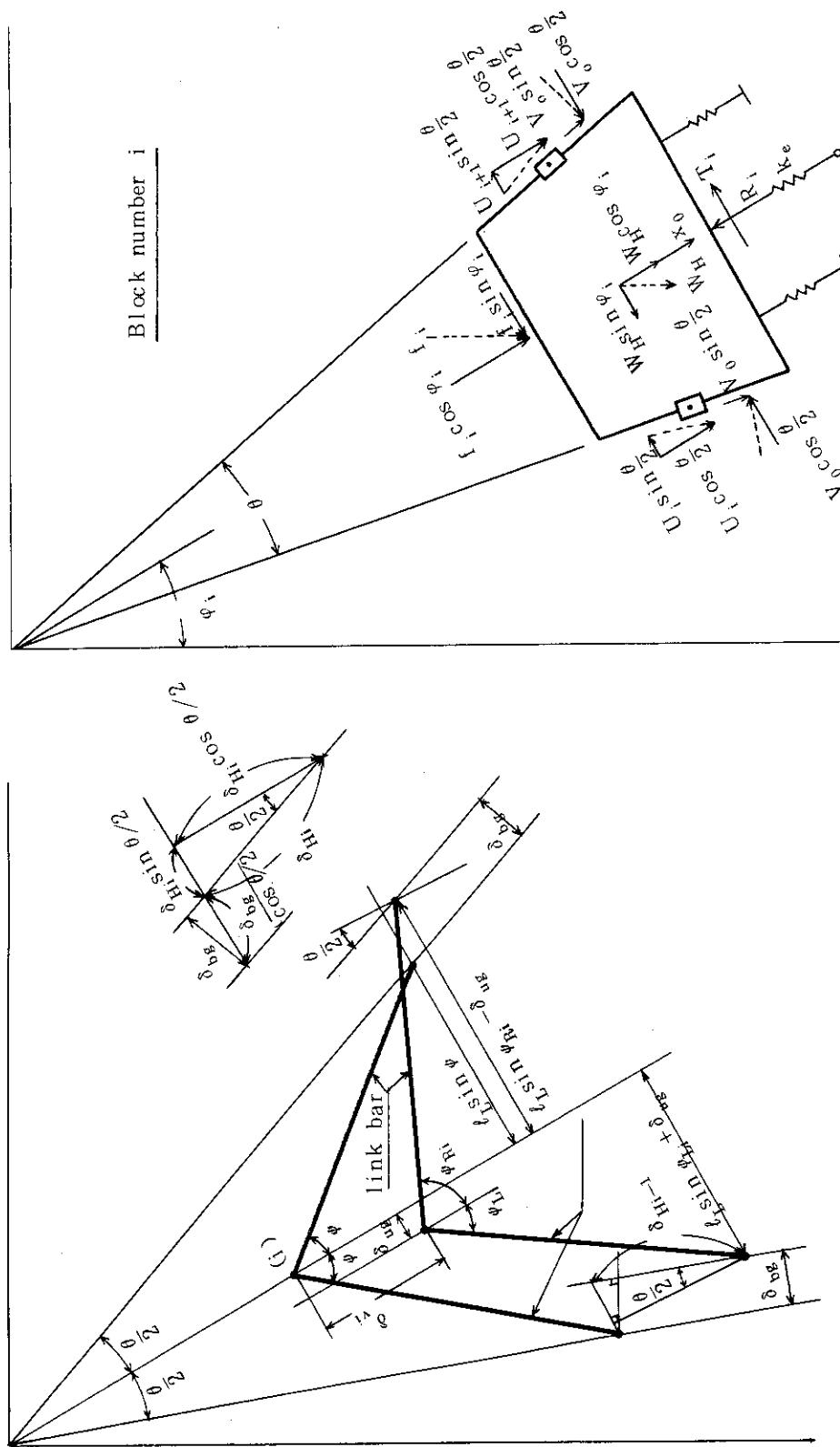
Fig. 4.5 Movement of the i -th link

Fig. 4.6 Forces acting on permanent reflector block

$$\frac{\partial}{\cos \theta/2}$$

5. プログラムの説明

5.1 プログラムの構成

固定反射体地震時挙動解析コードF L O S A の概要を示す。計算では、炉心拘束機構としてバンド方式とリンク・バネ方式の2種類を対象にしているので、入力データも各ケースにより異なってくる。現段階では、次下に示す3ケースを考慮してある。

- Case1 3章に記した、拘束バンド方式における各応答値を求める。
- Case2 4章の4・3節に記した、リンク・バネ方式における各応答値を求める。
- Case3 4章の4・4節に記した、リンク・バネ方式における、タンジェンシャルキーに作用するせん断力を求める。

Fig.5・1にF L O S A の構成図を示す。以下各サブルーチンについて説明する。

MAIN 入力データを読み込み、そのデータを出力させ、コントロールデータにより計算ケースを判別する。

SUBROUTINE

BAND 拘束バンド方式における各連立方程式の係数マトリックスを作成する。

CONTR 拘束バンド方式におけるブロック間押付力 V_i の正負を判別し、連立方程式の解法より求まった V_i , U_i , T_i , x_i , y_i , と ψ_i よりブロック間ギャップ δ_i を求め、計算結果を出力させる。また、Case 3 のキーのせん断力も求め出力させる。

GCOF ある使用温度におけるコイルバネの横弾性係数を求める。Case 2 で使用する。

LINGA 4・3節で記した式(4・15), (4・17)を計算し、結果を出力する。Case 2 で使用する。

LINK 4・1, 4・2節で記した各応答値を計算し、その結果を出力させる。Case 2 で使用する。

LINS2 ガウスの消去法を実行する。

LONE Case 3 のキーのせん断力を求める連立方程式の係数を定める。

SOLV Case 1 で、 $V_i < 0$ の場合に係数マトリックスを縮少させる。

TITLE タイトルカードの印刷

TENS 拘束バンドに作用する長手方向荷重を求める。

固定反射体平面一層の右半分を解析の対象としているので、実質的には固定反射体個数は最大48個まで解析可能である。なお、実験炉の平面一層あたりの固定反射体は18個である。

Fig.5・2 に流れ図を示す。

計算コードF L O S A のカード枚数は約1000枚であり、計算は倍精度である。

5.2 入力形式

計算コードF L O S A の入力形式をTable 5・1 に説明する。カード1枚目のMMMで各計算ケース(Case 1~Case 3)を指定し、2枚目以降は各ケースに沿ったデータを入力していく。表において、各記号は3章および4章で記したものと同一である。

5.3 出力形式

出力形式については、付録に各計算ケースについて掲載してある。

Table 5・1 Input data for F L O S A

GROUP/CARD	FORMAT	FORTRAN DATA
1	2 I 4, 1 8A 4	<p>MMM, m, TITLE</p> <p>MMM : 制御パラメーター</p> <p>= 1 拘束バンド方式 Case 1</p> <p>= 2 リンク・バネ方式 Case 2</p> <p>= 3 リンク・バネ方式 Case 3</p> <p>m : 固定反射体ブロック総数</p> <p>TITLE: タイトル</p> <p>MMM=1 (Case 1)</p>
2	5 E 1 2.5	a, b, c, d, θ 固定反射体ブロック形状値 Fig. 3・2 参照
3	E 1 2.5	ℓ_B ℓ_B : バンドの長さ
4 (1) ⋮ (m)	2 E 1 2.5	φ_i, f_i ($i = 1 \cdots m$) φ_i : 地震荷重の作用方向と炉心拘束機構のなす角度 f_i : 平面内地震荷重
5	4 E 1 2.5	W_H, P_o, K_R, K_t W_H : 固定反射体自身の慣性力 P_o : 初期締付力 K_R : 拘束バンドの半径方向ばね定数 K_t : ラジアルキーの接線方向ばね定数 (注) 計算したいケースだけ、GROUP 5のカードを入れる。
MMM=2 (Case 2)		
2	3 I 4	N_s, N_{RS}, N_L

GROUP / CARD	FORMAT	FORTRAN DATA
3	5 E 1 2.5	N_s : 平面あたりのコイルばね総数 N_{rs} : 固定反射体 1 体に取付いているコイルバネ総数 N_L : リンク機構の数 d, D_s, H_o, N_A, α d : 素線径 } D_s : 平均コイル径 } H_o : 自由長さ } N_A : 有効巻数 } α : ピッチ角 } コイルバネ寸法
4	2 E 1 2.5	n, δ_v n : ばねの端末固定係数 δ_v : ブロックの径方向変位 (4.2 節参照)
5	5 E 1 2.5	$d_L, \ell_L, E, \psi, \theta$ d_L : リンク棒長径 } ℓ_L : リンクの長さ } E : ヤング率 } ψ : リンク取付け時の角度 } θ : 固定反射体の形状 } リンク棒寸法
6 (1) (m)	3 E 1 2.5	$\varphi_i, F_i(S_1), F_i(S_2) \quad (i = 1 \dots m)$ $F_i(S_1)$: S_1 地震時にリンクに作用する荷重 $F_i(S_2)$: S_2 地震時にリンクに作用する荷重
7	3 E 1 2.5	T_1, T_2, T_3 T_1 : 設計状態の雰囲気温度 T_2 : 運転状態の " " T_3 : 据付状態の "
8	3 E 1 2.5	$\delta_{v1}, \delta_{ug}, \delta_{bg}$ δ_{v1} : 1 番目の固定反射体径方向変位 δ_{ug} : リンクと固定反射体接合部での接線方向 ギャップ量 δ_{bg} : リンクとコアバレル接合部での接線方向 ギャップ量
9	3 E 1 2.5	$\delta_1, \delta_2, \delta_3$ δ_1 : 設計状態のコイルバネ圧縮量 δ_2 : 運転状態の " " δ_3 : 据付状態の "
(注) 計算したいケースだけ、 GROUP 9 のカードを入れる。		

GROUP/CARD	FORMAT	FORTRAN DATA
MMM=3 (Case 3.)		
2	I 4	N_{RS} N_{RS} : 固定反射体 1 体に取付いているコイルバネの本数
3	E 1 2.5	θ θ : 固定反射体の形状, MMM=1 の θ と同一
4 (1) ⋮ (m)	2 E 1 2.5	φ_i, f_i ($i = 1 \dots m$) φ_i : 地震荷重の作用方向と炉心拘束機構のなす角度 f_i : 平面内地震荷重
5	5 E 1 2.5	W_H, δ, k_e, K_s W_H : 固定反射体自身の慣性力 δ : コイルバネ圧縮量 k_e : リンク半径方向等価ばね定数 K_s : コイルバネのばね定数
(注) 計算したいケースだけ, GROUP 5 のカードを入れる。		

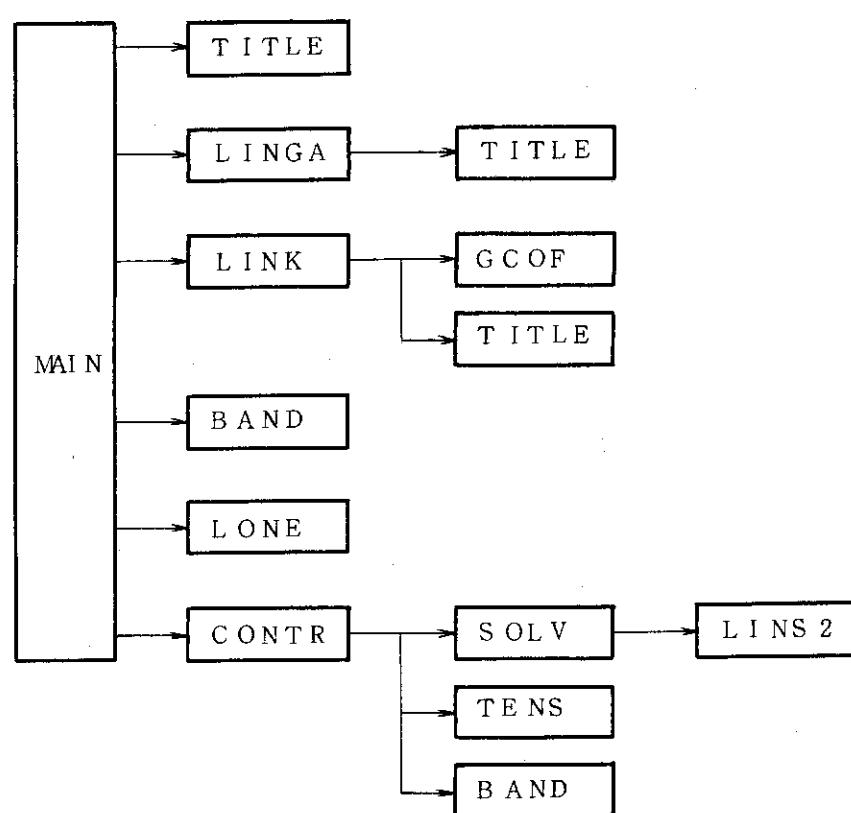


Fig. 5•1 Structure of FLOSA code

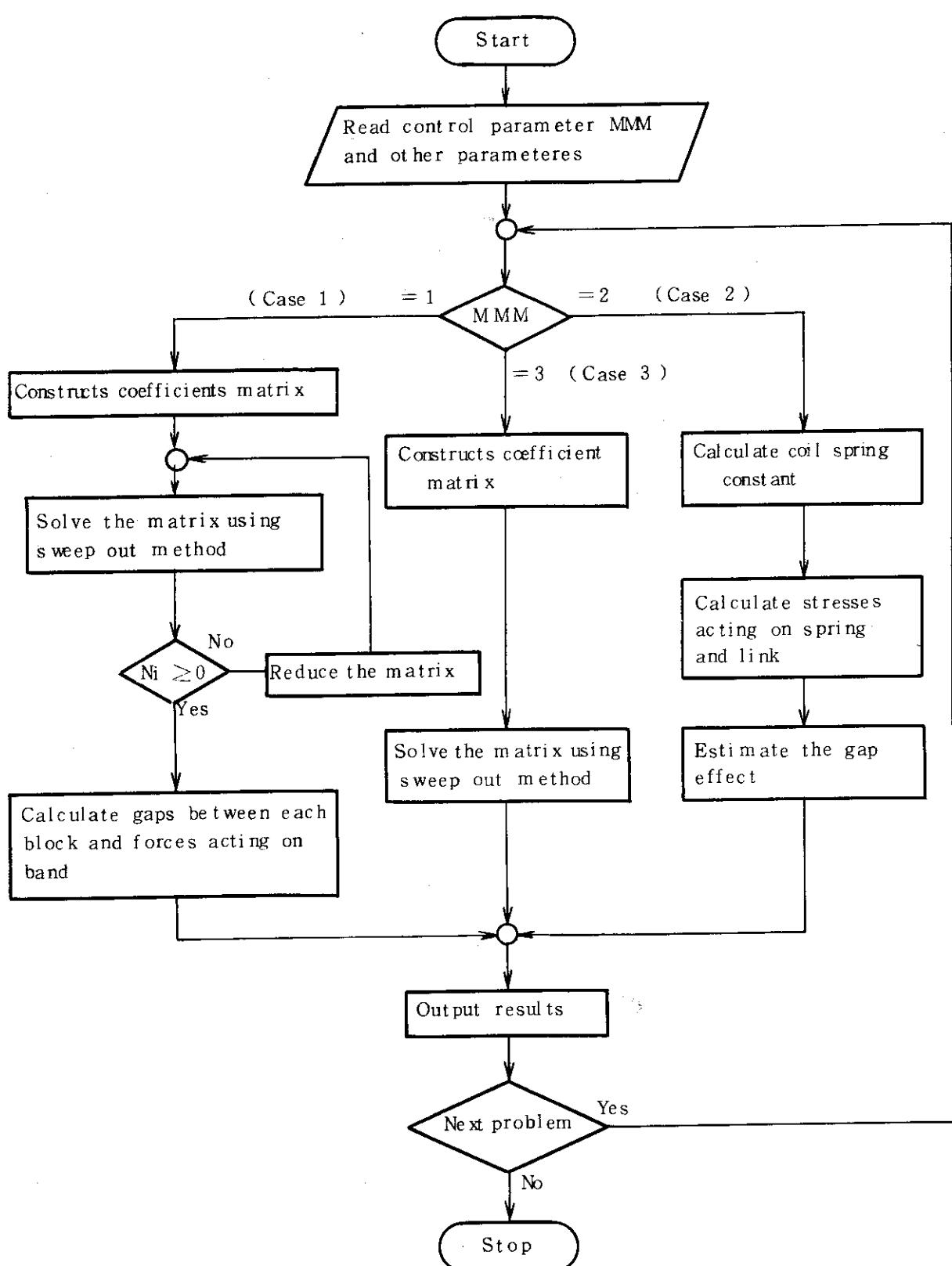


Fig. 5•2 Flow chart of FLOSA code

6. 計 算 例

6.1 バンド方式

(1) システム総合設計値での計算例

拘束バンドおよび固定反射体の形状は、システム総合設計ベースのものとする。計算に必要なパラメーターをTable 6・1に示す。 W_H は固定反射体と側部遮蔽体各1体の重量に横方向1gの地震加速度が作用した値とする。地震荷重は S_2 により生ずる燃料体衝突力より求めた。

地震時における固定反射体の変位量は、炉心拘束機構により許容できる変位量以内に抑える必要がある。炉上部と炉床部の固定反射体許容変位量は10mmおよび5mm以内である。Fig. 6・1は拘束バンドによる初期締付力が3ton, 9.8tonと11.5tonをパラメーターとして、半径方向変位量 x_i の平面内分布を示したものである。図より、半径方向変位の最大値 x_1 は、初期締付力が増加するに従い小さくなっている。このことより、固定反射体の変位量をできる限り小さく抑えるためには、炉心拘束機構を高応力状態にセットすることになる。しかし、このことは拘束バンドの強度上および応力緩和の点からは好ましくない。

Fig. 6・2に炉心拘束機構の支持反力分布を示す。支持反力 R_i は、

$$R_i = x_i \cdot K_R + P_0$$

と定義された値である。このことより、支持反力分布は半径方向変位 x_i に左右される。図より、支持反力 $R_7 \sim R_{10}$ は初期締付力 P_0 の値に近づいている。これはFig. 6・1に示されているように、その箇所での $x_7 \sim x_{10}$ はほぼ零に近づいているためである。支持反力の最大値 R_1 は初期締付力の変化にかかわらずほぼ一定した値(約15ton)を示している。このことは、 R_1 の値は地震荷重 f_i に大きく左右されることを示している。

Fig. 6・3にブロック間押付力分布を示す。地震時には、固定反射体同志を引き離そうとする力が働くので、それを受ける方向の固定反射体押付力 V_i は減少し、値が零になった時に隙間が発生することになる。初期締付力が3tonと9.8tonのケースでブロック間にギャップが生じている。

Fig. 6・4にタンジェンシャルキー部分に作用するせん断力分布を示す。初期締付力が増加するに従い、最大せん断力も増加している。

Fig. 6・5は、バンド初期締付力9.8tonにおける、バンド軸方向に作用する荷重分布を示したものである。1と2番目の固定反射体を連結している拘束バンドに最大の荷重が作用している。このことは、Fig. 6・1に示した固定反射体半径方向変位分布が示すように、1番目と2番目の固定反射体は半径方向に変位する量が大きいためである。また、4番目のバンドが最大の圧縮荷重を受けているのは、そのバンドで連結している両固定反射体とも負の半径方向、すなわちリング内側に変位しているためである。

以上、各応答値について検討してきた。炉心拘束機構として拘束バンド方式を採用した際、その拘束バンドに要求される機能の第1は、地震時に固定反射体の変位を許容値以下に抑える

ことである。また、拘束バンドの詳細な設計を実施する場合、拘束バンドおよびタンジェンシャルキーの健全性は十分に確保しなければいけない。今後、上に述べたことを考慮に入れてよりコンパクトな拘束バンドについて検討する必要がある。なお、付録(1)に初期締付力が 9.8ton のケースの出力を載せてある。

(2) 解析モデルの検討

解析モデルの仮定において、検討すべき項目は以下の 2 点である。

- (i) 固定反射体相互の接触は、キー部分で判定する。
- (ii) 固定反射体の回転は微少である。

最初に、(ii)について検討する。固定反射体は、ブロック側面のタンジェンシャルキーとコアバレルに取付けられたラジアルキーにより、地震荷重作用時においても回転しにくい。Fig. 6・6 に初期締付力の増加に伴い最大回転角 (ψ_{\max}) がどう変化するかを示した。計算に必要なパラメーターはシステム総合設計での値である。図より、最大回転角は初期締付力の増加に伴い減少しており、初期締付力が零の場合でも ψ_{\max} は約 0.4 (度) である。このことより、システム総合設計のバンド寸法に対しては(ii)の仮定は妥当であるといえる。

次に、仮定(i)について検討する。固定反射体同志の接触条件は、実際のモデルではブロック側面で判定すべきである。しかし、ブロック側面同志の接触位置が、各ブロック間において未知であることより容易に解析できない。一方、タンジェンシャルキーはブロック側面に取付けられており、ブロック側面を代表し得る点である。このことより、仮定(i)を設けた。しかし、仮定(i)が妥当性を有するためには、ブロック相互間の相対的な回転角 ($\psi_{i+1} - \psi_i$) は微少でなければいけない。次に、計算例を基にして仮定(i)と(ii)を検討してゆく。

Fig. 6・7 は地震荷重が Table 6・1 に示した値の 40 % であるときのブロック径方向最大変位 ($x_{\max} = x_1$) を、横軸に初期締付力をとって示したものである。図より初期締付力が 5 ton 以上になると、 x_1 は一定値 ($x_1 = 1.27 \text{ mm}$) を示している。しかし、現実的には最大の地震荷重が作用するブロックを外力以上の力で締め付けておけばブロックは変位しない筈である。すなわち、初期締付力が 5.5 ton 以上になると x_1 は零にならなければいけない。計算結果において P_0 が 5.5 ton 以上でも一定値を示している理由は、ブロック相互の接触条件をブロック側面でなくその中央に取付いているキー部分で判定しているために、ブロック自身は僅かに回転し、その結果 x_1 は零にならないのである。ここで、ブロックの回転を拘束している一つとしてラジアルキーがある。そこで、Fig. 6・8 と Fig. 6・9 は初期締付力が 6 ton の場合に、ラジアルキーのはね定数を変化させてゆくと、相対的な回転角とブロック径方向変位はどう影響されるかを示したものである。両図より、相対回転角とブロック変位は、ラジアルキーのはね定数 K_t の変化に対して類似した傾向を示している。このことは、仮定(i)によりブロックは僅かに回転し、その結果ブロックは径方向に変位するためである。Fig. 6・8 より、 K_t が $3.32 \times 10^7 \text{ kg/mm}$ 以上になると $\psi_2 - \psi_1$ は一定値を示している。これは、計算精度と仮定(ii)に基づいて近似 ($\sin \psi_i \approx \psi_i$) した結果である。一方、 K_t が $3.32 \times 10^7 \text{ kg/mm}$ 以下では $\psi_2 - \psi_1$ は K_t が増加するに従い減少している。このことより、仮定(i)は K_t が大きい値ほど妥当であることを示している。両図より、シス総ベースの K_t 値は仮定(i)に対して許容できる範囲にあると言えよう。

以上、仮定(i)(ii)に対して検討してきたが、問題となるケースは、初期締付力が地震時拘束バンドに作用する荷重よりも大きい場合 ($P_0 > f_1 + W_H$) の計算結果である。しかし、 $P_0 \geq f_1 + W_H$ の場合は固定反射体は変位しない筈であるから計算する必要はない。しかし、 $P_0 < f_1 + W_H$ の場合は、ブロックの回転が小さければ十分な解の精度が得られる。

6.2 リンク・バネ方式

コイルスプリングとリンクの形状は、詳細設計(I)の値をベースとした。計算に必要なパラメーターをTable 6・2に示す。リンクとバネを組合せた拘束方式の解析は、5章で記したとおりCase 2により各要素の応力評価とリンク接合部ギャップの評価を行ない、Case 3によりタンジェンシャルキー部分に作用するせん断力を求める。

Table 6・3はコイルバネとリンクの応力評価をまとめたものである。コイルバネは式(4・4)の等価せん断応力が許容値を満足すればよく、リンクは(4・7)の圧縮応力が許容値を満足する必要がある。表より、詳(I)設計のコイルバネは余裕が少ないと示している。一方、リンクは応力的には余裕がある。しかし、リンク接合部に僅かでもギャップが存在すればリンクとしての機能は十分に発揮できない。Fig.6・10は、各リンク接合部に0.05mmのギャップを存在した場合、リンクはどのように移動するかを示した図である。図より、1番目のリンクが半径方向に10mm移動してもギャップが存在することにより、10番目のリンクは3mmしか移動しないことを示している。

Fig.6・11はタンジェンシャルキー部分に作用するせん断力分布を示したものである。計算パラメーターとしてS₂地震時の地震荷重を用いた。せん断力の最大値はブロック3と4の間にあるキー部分で発生しており約16tonである。タンジェンシャルキーに作用するせん断力は、キー縦方向に一様に分布していると想定すれば、キーに作用するせん断応力は、

$$\frac{16.450}{8 \times 8.55} = 24.0 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

となり、黒鉛製キーはS₂地震に対しても十分耐え得る^(*)。

以上、詳細設計(I)で提案されたリンク・バネ拘束方式について検討してきた。この炉心拘束方式で問題となる点は、拘束機構据付部の空間的余裕がないこととリンク接合部のギャップの効果である。今後、より詳細なコイルバネとリンクの設計見直しが必要である。なお、付録(2)、(3)にはそれぞれCase 2とCase 3の出力を載せてある。

脚注(*) せん断強さの実験データはないが、ほぼ曲げ強さと同等と言われている。実験炉に使用予定の黒鉛での曲げ強さは200~300 kg/cm²である。

Table 6・1 Fixed parameters for band type

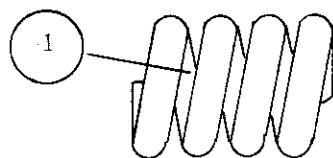
Notation	Value
a	376 mm
b	545 mm
c	150 mm
d	313 mm
θ	20 (deg.)
W_H	1020 kg
K_R	1327 kg/mm
K_t	3.32×10^4 kg/mm
f_1	11200 kg
f_2	9857 kg
f_3	6550 kg
f_4	2791 kg
f_5	337 kg
$f_6 \sim f_{10}$	0 kg

Table 6・2 Fixed parameters for link-spring type

(a) Coil spring	
d	30 mm
D_s	170 mm
N_A	4.3
H_o	250 mm
α	8.183 deg

(b) Link	
d_L	66 mm
ℓ_L	509 mm
E	1.68×10^4 kg/mm ²
ϕ	75.15 deg.
θ	20 deg.

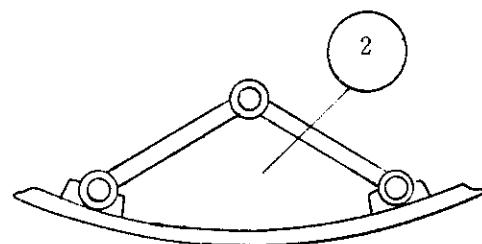
Table 6・3 Estimation of stress for components



(a) Coil spring

(Unit : kg/mm²)

Estimation point	Plant condition	Equivalent shear stress τ_e	Allowed value
1	Design	21.5	23.0
	Operation I	21.9	31.0
	Installation	35.0	35.1



(b) Link bar

(Unit : kg/mm²)

Estimation point	Plant condition	Compression stress σ	Allowed value
2	Design	5.7	10.1
	Operation III	5.6	12.4
	Operation IV	7.8	16.5

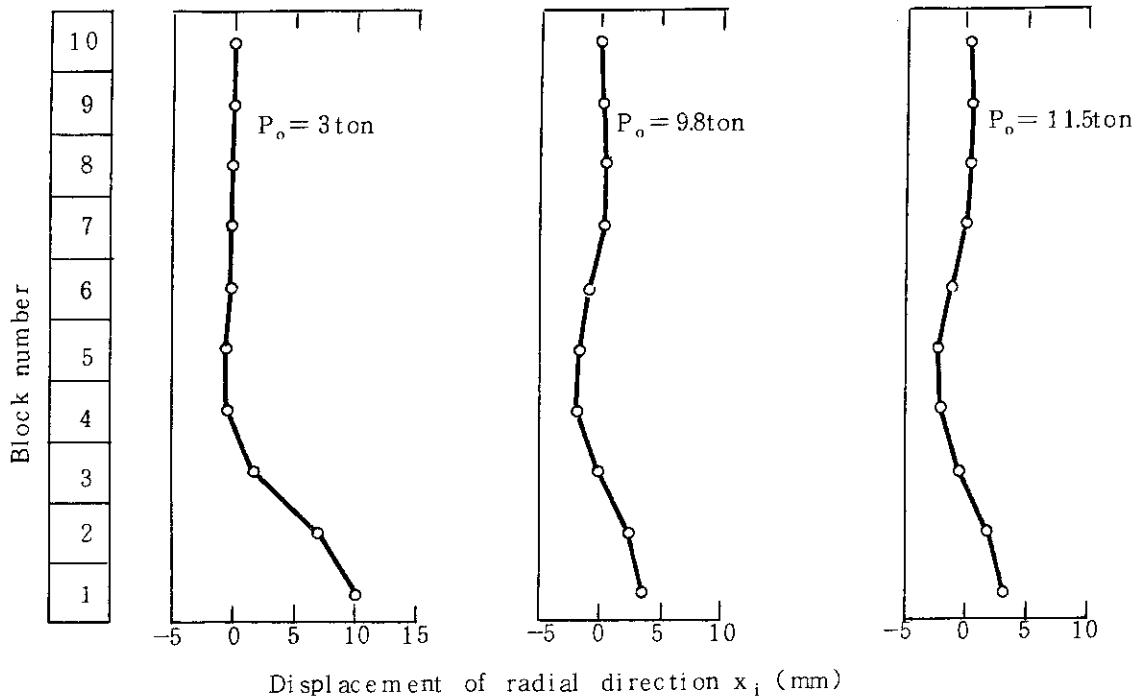


Fig. 6.1 Distribution of displacement in a horizontal plane

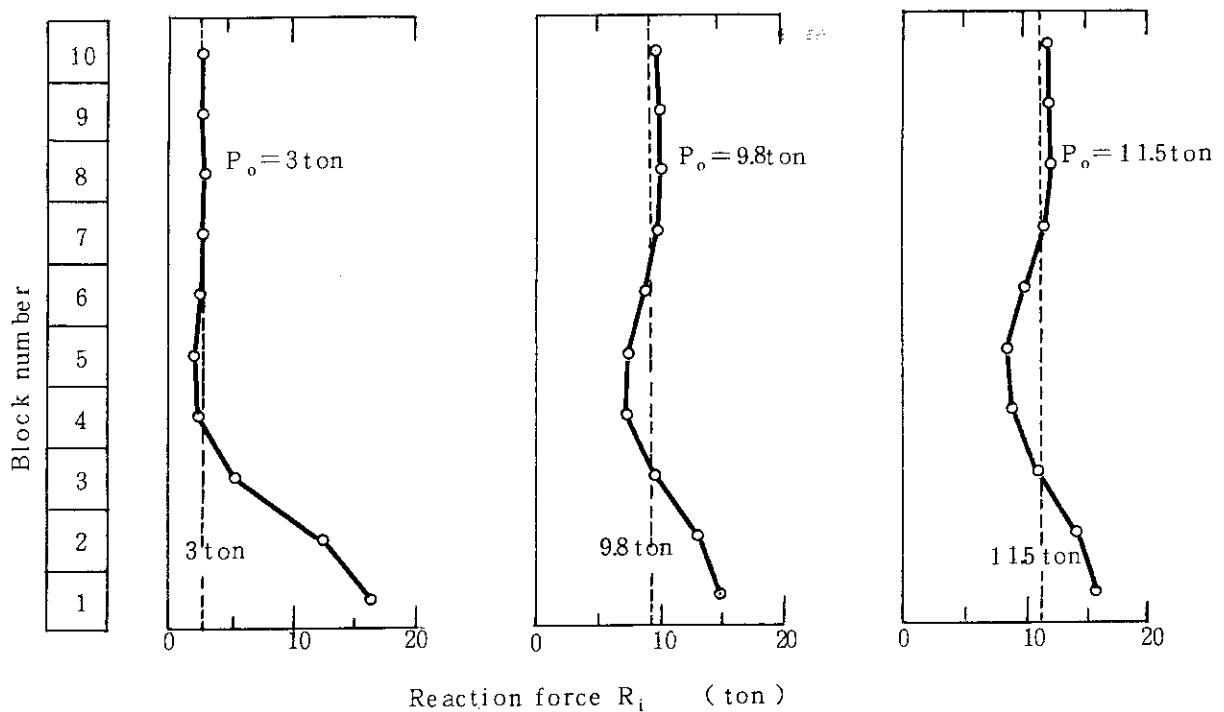


Fig. 6.2 Distribution of reaction force in a horizontal plane

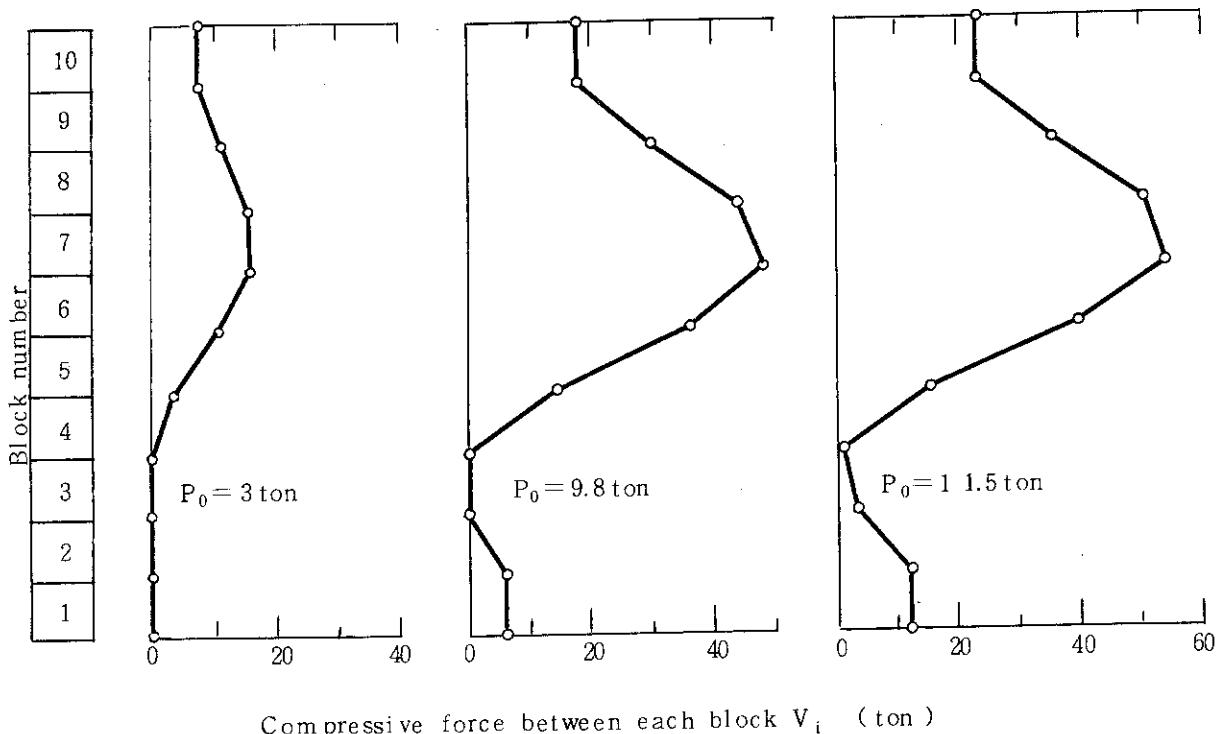


Fig. 6・3 Distribution of compressive force between each block

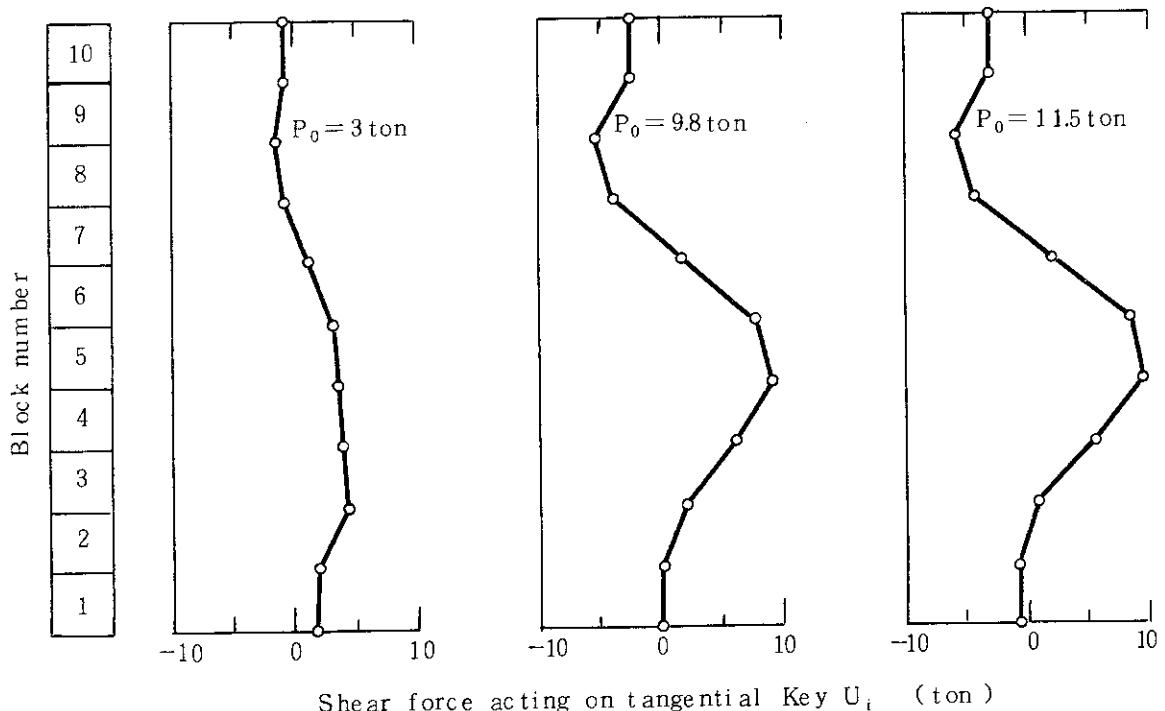


Fig. 6・4 Distribution of shear force acting on tangential key

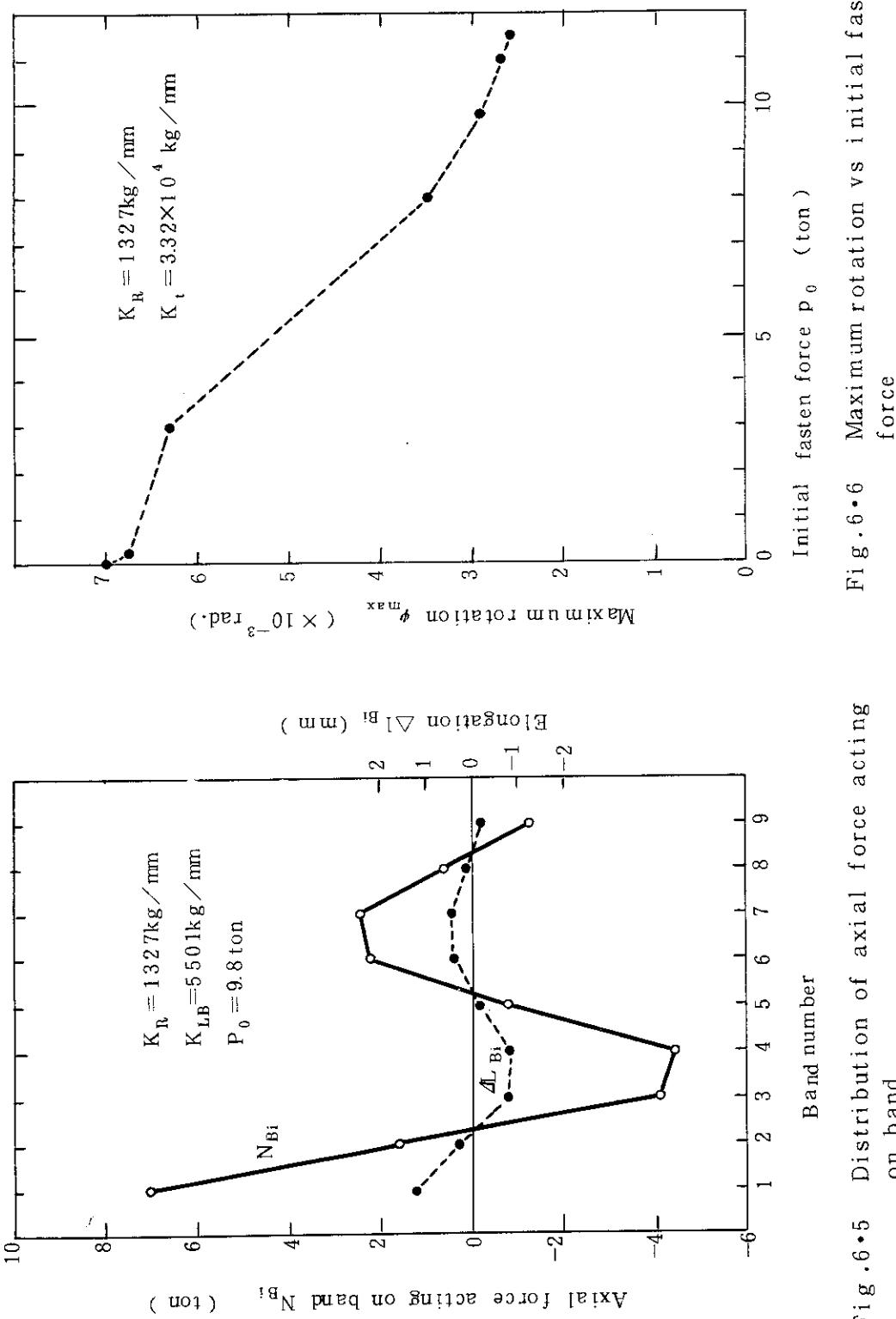


Fig. 6-5 Distribution of axial force acting on band
Fig. 6-6 Maximum rotation vs initial fasten force

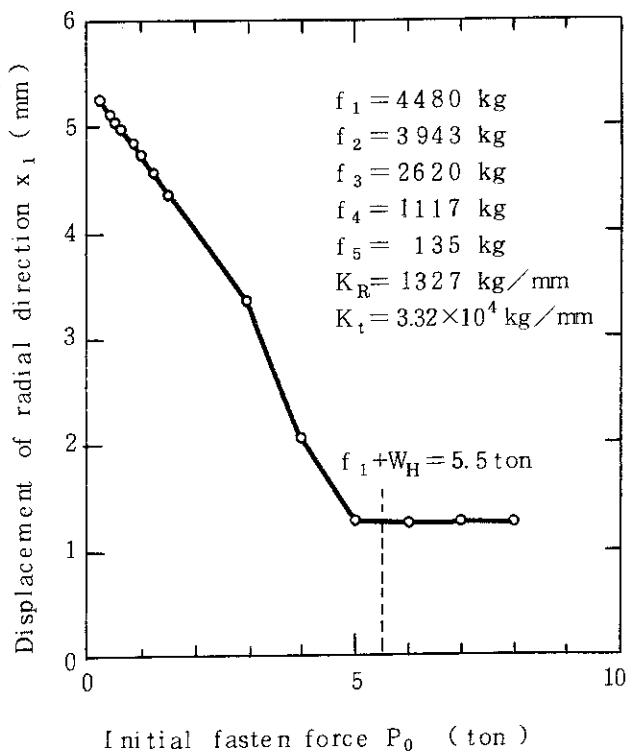


Fig. 6-7 Initial fasten force vs displacement

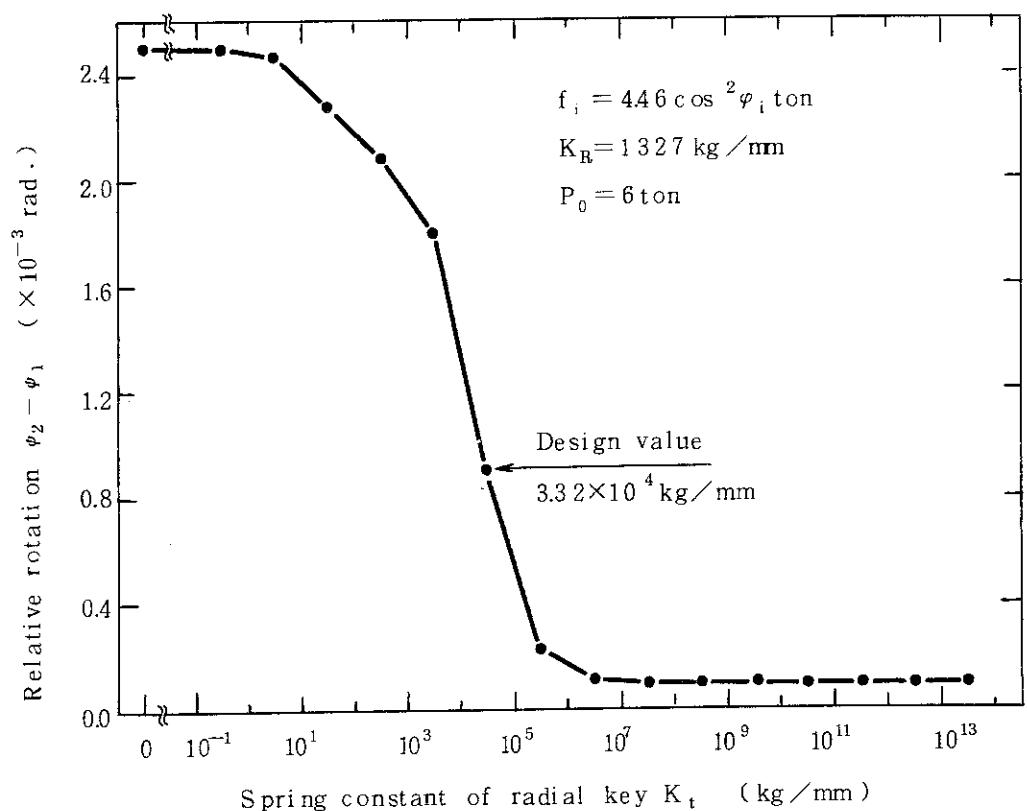


Fig. 6-8 Effect of radial key stiffness on relative rotation

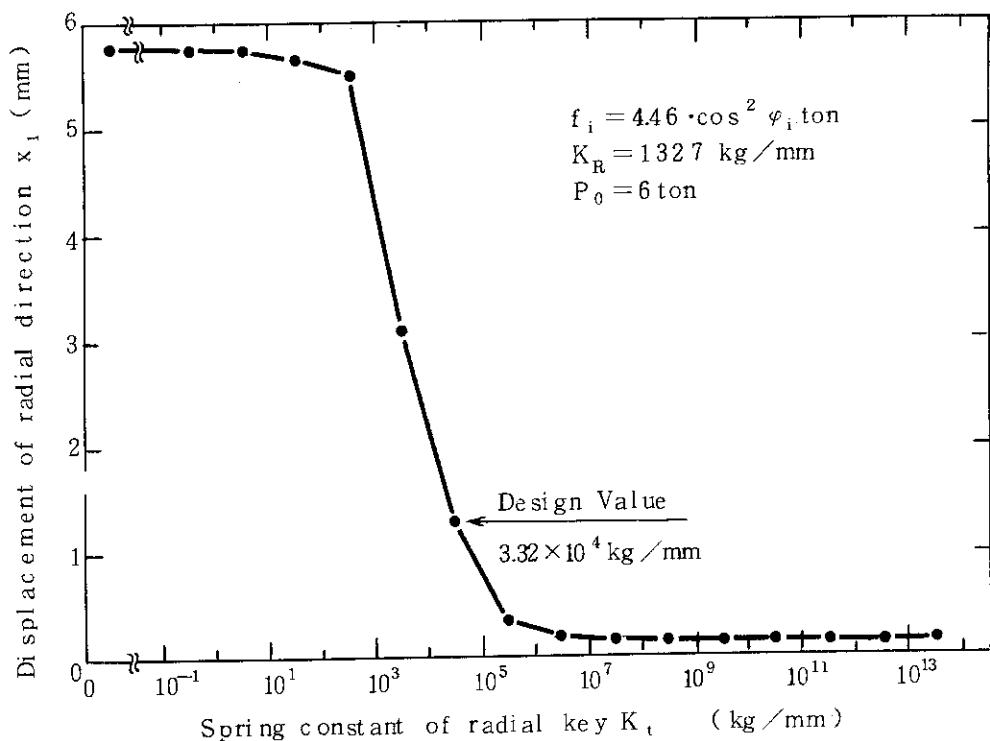


Fig. 6·9 Effect of radial key stiffness on displacement

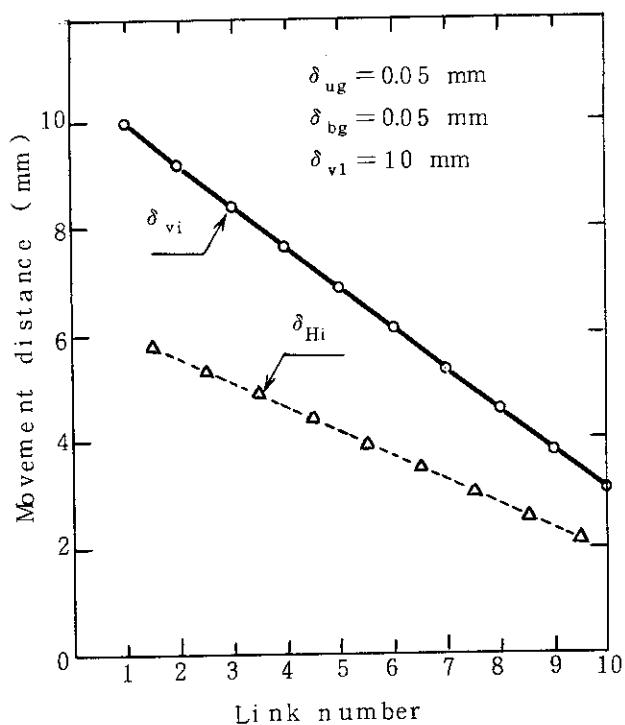


Fig. 6·10 Distribution of link movement

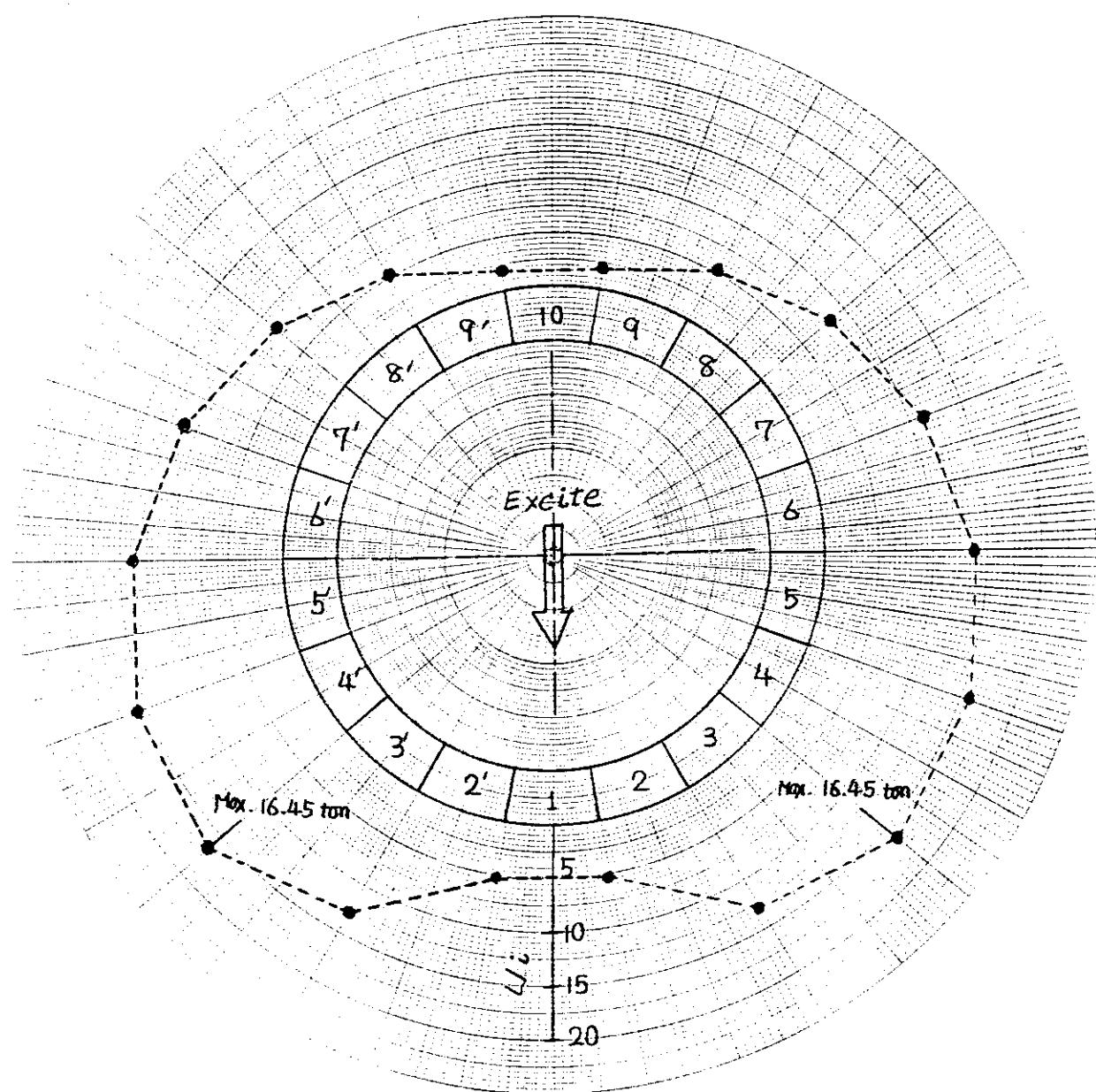


Fig. 6.11 Distribution of shear forces acting on tangential key. (S_2 earthquake)

7. 結 言

多目的高温ガス実験炉の炉心拘束機構として、拘束バンド方式とリンク・バネ方式を選定した場合の、地震時における両拘束機構の設計用解析コードF L O S Aを開発し、その計算モデルと使用例を本報告書にまとめた。

本コードの解析範囲は次の3ケースである。

- (1) Case 1 : 拘束バンド方式において、地震時の拘束バンド反力、固定反射体変位、およびタンジェンシャルキーに作用するせん断力等を求める。
- (2) Case 2 : リンクとバネの応力評価を実施する。併せてリンク接合部のギャップの影響も評価する。
- (3) Case 3 : リンクとバネ方式におけるタンジェンシャルキーに作用するせん断力等を求める。

本計算コードを用いて、幾つかの計算を実施した。これらの計算例から得られた結論は次の通りである。

拘束バンド方式については、

- (1) 拘束バンド初期締付力を増加させれば、当然のこととして固定反射体半径方向は抑えられる。しかし、拘束バンドの強度上の問題などから高応力状態にはセットできないであろう。
- (2) 初期締付力を増加させてゆくと、タンジェンシャルキーに作用するせん断力の最大値は大きくなる。
- (3) 初期締付力が弱すぎると、固定反射体間にギャップが生ずるようになる。
- (4) 拘束機構支持反力は初期締付力にはあまり影響されず、主に地震荷重に大きく左右される。

などである。

リンクとバネを組合わせた拘束方式については、

- (5) コイルスプリングが応力的にも厳しい状態となるので寸法を設定する際、注意しなければいけない。
- (6) リンク接合部のギャップは大きな影響力がある。

などである。

計算例は、拘束バンドについてはシステム総合設計を、リンク・バネ拘束方式は詳細設計(I)をベースに検討したものである。今後、炉心拘束機構の詳細な検討を実施する際、本計算コードは有用である。

謝 辞

本報を作成するうえで御指導いただいた多目的高温ガス実験炉設計室 宮本 喜晟氏に深く感謝します。バンド方式およびリンク・バネ方式炉心拘束機構は、それぞれ富士電機製造(株)

7. 結 言

多目的高温ガス実験炉の炉心拘束機構として、拘束バンド方式とリンク・バネ方式を選定した場合の、地震時における両拘束機構の設計用解析コードF L O S Aを開発し、その計算モデルと使用例を本報告書にまとめた。

本コードの解析範囲は次の3ケースである。

- (1) Case 1 : 拘束バンド方式において、地震時の拘束バンド反力、固定反射体変位、およびタンジェンシャルキーに作用するせん断力等を求める。
- (2) Case 2 : リンクとバネの応力評価を実施する。併せてリンク接合部のギャップの影響も評価する。
- (3) Case 3 : リンクとバネ方式におけるタンジェンシャルキーに作用するせん断力等を求める。

本計算コードを用いて、幾つかの計算を実施した。これらの計算例から得られた結論は次の通りである。

拘束バンド方式については、

- (1) 拘束バンド初期締付力を増加させれば、当然のこととして固定反射体半径方向は押えられる。しかし、拘束バンドの強度上の問題などから高応力状態にはセットできないであろう。
- (2) 初期締付力を増加させてゆくと、タンジェンシャルキーに作用するせん断力の最大値は大きくなる。
- (3) 初期締付力が弱すぎると、固定反射体間にギャップが生ずるようになる。
- (4) 拘束機構支持反力は初期締付力にはあまり影響されず、主に地震荷重に大きく左右される。

などである。

リンクとバネを組合わせた拘束方式については、

- (5) コイルスプリングが応力的にも厳しい状態となるので寸法を設定する際、注意しなければいけない。
- (6) リンク接合部のギャップは大きな影響力がある。

などである。

計算例は、拘束バンドについてはシステム総合設計を、リンク・バネ拘束方式は詳細設計(I)をベースに検討したものである。今後、炉心拘束機構の詳細な検討を実施する際、本計算コードは有用である。

謝 辞

本報を作成するうえで御指導いただいた多目的高温ガス実験炉設計室 宮本 喜晟氏に深く感謝します。バンド方式およびリンク・バネ方式炉心拘束機構は、それぞれ富士電機製造(株)

およびバブコック日立（株）が設計した。本報告の検討においてこれらの設計結果を利用した
ので両社の方々に感謝します。

参考文献

- (1) 日本原子力研究所、多目的高温ガス炉研究開発の現状(1980)
- (2) 日本原子力研究所、多目的高温ガス炉研究開発の現状(1981)
- (3) T. Ikushima, et al. J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 18, No. 7 (July, 1981)
- (4) 新版 機械設計便覧 12章, 丸善(1973)
- (5) S. Timoshenko, Theory of Elastic Stability, 143 McGraw-Hill (1961)
- (6) 倉西他, 弾性安定要覧, コロナ社, (1960)

およびバブコック日立（株）が設計した。本報告の検討においてこれらの設計結果を利用した
ので両社の方々に感謝します。

参考文献

- (1) 日本原子力研究所、多目的高温ガス炉研究開発の現状(1980)
- (2) 日本原子力研究所、多目的高温ガス炉研究開発の現状(1981)
- (3) T. Ikushima, et al. J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 18, No. 7 (July, 1981)
- (4) 新版 機械設計便覧 12章, 丸善(1973)
- (5) S. Timoshenko, Theory of Elastic Stability, 143 McGraw-Hill (1961)
- (6) 倉西他, 弾性安定要覧, コロナ社, (1960)

付録(1)

TITLE SAMPLE 1 BAND TYPE (CASE 1)

BAND TYPE

TOTAL BLOCK NUMBER 10

A 0.37600D+03 B 0.54500D+03 C 0.15000D+03 D 0.31300D+03 E 0.40192D+03

THETA 0.34907D+00 WEIGHT 0.10200D+04 INIT.RO KX KY
0.98000D+04 0.13270D+04 0.33200D+05

NUMBER	ANGLE	FORCE
1	0.0	0.11200D+05
2	0.34907D+00	0.98570D+04
3	0.69813D+00	0.65500D+04
4	0.10472D+01	0.27910D+04
5	0.13963D+01	0.33700D+03
6	0.17453D+01	0.0
7	0.20944D+01	0.0
8	0.24435D+01	0.0
9	0.27925D+01	0.0
10	0.31416D+01	0.0

TITLE SAMPLE 1 BAND TYPE (CASE 1)

B.NO.	FORCE N	FORCE Q	FORCE R	FORCE T	DISP. X	DISP. Y	ROTATION
B.NO.	XR	YR	XL	YL	GAP(CENTER)		
1	0.60575D+04	0.23757D+03	0.14792D+05	0.0	0.37616D+01	0.0	0.0
2	0.60575D+04	0.23757D+03	0.13239D+05	-0.26744D+04	0.25916D+01	0.12865D+01	0.25084D-02
3	0.0	0.22340D+04	0.98075D+04	0.33833D+04	0.56352D-02	0.17012D+01	0.29344D-02
4	0.0	0.63044D+04	0.74271D+04	0.15105D+05	-0.17881D+01	0.70836D+00	0.46494D-03
5	0.14740D+05	0.93121D+04	0.75928D+04	0.20192D+05	-0.16633D+01	-0.57298D-02	-0.11264D-02
6	0.36883D+05	0.76802D+04	0.89610D+04	0.11288D+05	-0.63223D+00	-0.42941D+00	-0.14118D-02
7	0.48999D+05	0.18161D+04	0.10183D+05	-0.31331D+04	0.28878D+00	-0.43820D+00	-0.63088D-03
8	0.44566D+05	-0.38238D+04	0.10532D+05	-0.12162D+05	0.55138D+00	-0.23187D+00	0.24672D-03
9	0.29912D+05	-0.54689D+04	0.10250D+05	-0.10269D+05	0.33897D+00	-0.61034D-01	0.45554D-03
10	0.17728D+05	-0.24878D+04	0.10037D+05	0.0	0.17845D+00	0.0	0.0

TITLE SAMPLE 1 BAND TYPE (CASE 1)

++ ESTIMATION OF STRESS ACTING ON BAND ++

A	(B.G-B.C.P.)	0.37600D+03
F	BAND LENGTH	0.582286D+03
BAND	LENGTH	0.94300D+03
THETA	(RADIAN)	0.34907D+00
L	LENGTH	0.27153D+04
SPRING	CONSTANT SKX	0.13270D+04
SPRING	CONSTANT SKK	0.55010D+04

B.NO.	X01(BAND)	Y01(BAND)	SM-X1B	SM-Y1B	X1	Y1
1	0.0	0.27153D+04	0.37616D+01	0.0	0.0	0.27190D+04
2	0.92867D+03	0.25515D+04	0.25898D+01	-0.17552D+00	0.92972D+03	0.25539D+04
3	0.17453D+04	0.20800D+04	0.31258D-02	-0.91848D-02	0.17453D+04	0.20800D+04
4	0.23515D+04	0.13576D+04	-0.17882D+01	0.43737D+00	0.23497D+04	0.13571D+04
5	0.26740D+04	0.47150D+03	-0.16637D+01	0.65082D+00	0.26723D+04	0.47185D+03
6	0.26740D+04	-0.47150D+03	-0.63281D+00	0.39344D+00	0.26735D+04	-0.47100D+03
7	0.23515D+04	-0.13576D+04	0.28867D+00	-0.70487D-01	0.23517D+04	-0.13578D+04
8	0.17453D+04	-0.20800D+04	0.55136D+00	-0.37568D+00	0.17454D+04	-0.20807D+04
9	0.92867D+03	-0.25515D+04	0.33891D+00	-0.32655D+00	0.92848D+03	-0.25519D+04
10	0.0	-0.27153D+04	0.17845D+00	0.0	0.0	-0.27154D+04
B.NO.	LENGTH(IN.)	LENGTH	DELTA	STRESS		
1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	
2	0.94300D+03	0.94428D+03	0.12765D+01	0.70220D+04		
3	0.94300D+03	0.94329D+03	0.28997D+00	0.15951D+04		
4	0.94300D+03	0.94225D+03	-0.74823D+00	-0.41160D+04		
5	0.94300D+03	0.94219D+03	-0.80957D+00	-0.44535D+04		
6	0.94300D+03	0.94286D+03	-0.14455D+00	-0.79516D+03		
7	0.94300D+03	0.94340D+03	0.39761D+00	0.21873D+04		
8	0.94300D+03	0.94345D+03	0.44644D+00	0.24559D+04		
9	0.94300D+03	0.94311D+03	0.10628D+00	0.58462D+03		
10	0.94300D+03	0.94277D+03	-0.23173D+00	-0.12747D+04		

付録(2)

TITLE SAMPLE 2 LINK AND SPRING TYPE (CASE 2)

LINK TYPE (SIMPLIFIED MODEL)

TOTAL BLOCK NUMBER 9

TOTAL SPRING NUMBER 72

SPRING PARAMETERS

S.	D	L.	D	C	N	PITCH ANGLE	LENGTH
0.	30000D+02	0.	170000D+03	0.	56667D+01	0.	43000D+01
						0.	14282D+00
							0.
							25000D+03

DEL(1)	DEL(2)	DEL(3)
0.	32000D+02	0.
	320000D+02	
		0.
		450000D+02

LINK PARAMETERS

LINK NUMBER	M3	D	L	E	ANGLE	PHAI
2	4	0.	66000D+02	0.	16800D+05	0.
					13116D+01	0.
						17453D+00

NUMBER ANGLE S1 F. S2 F.

1	0.13963D+01	0.23100D+04	0.23800D+04	0.48300D+04
2	0.10472D+01	0.42700D+04	0.42700D+04	0.48300D+04
3	0.69813D+00	0.72800D+04	0.72800D+04	0.85900D+04
4	0.34907D+00	0.99300D+04	0.99300D+04	0.11900D+05
5	0.0	0.11000D+05	0.11000D+05	0.13240D+05
6	-0.34907D+00	0.99300D+04	0.99300D+04	0.11900D+05
7	-0.69813D+00	0.72800D+04	0.72800D+04	0.85900D+04
8	-0.10472D+01	0.42700D+04	0.42700D+04	0.48300D+04
9	-0.13963D+01	0.23100D+04	0.23800D+04	

TITLE SAMPLE 2 LINK AND SPRING TYPE (CASE 2)

ANGLE PHAI	(RAD)	0.13116D+01
ANGLE THETA	(RAD)	0.17453D+00
LINK LENGTH	(MM)	0.50900D+03

INITIAL	DELTA-V	0.10000D+02
INITIAL	DELTA-UG	0.50000D-01
INITIAL	DELTA-BG	0.50000D-01

NUMBER	DELT-V	PHAI-L	PHAI-R	DELT-H
1	0.10000D+02	0.0	0.13203D+01	0.58214D+01
2	0.92150D+01	0.13187D+01	0.13196D+01	0.53492D+01
3	0.84321D+01	0.13180D+01	0.13190D+01	0.48777D+01
4	0.76513D+01	0.13174D+01	0.13183D+01	0.44070D+01
5	0.68725D+01	0.13168D+01	0.13177D+01	0.39371D+01
6	0.60958D+01	0.13161D+01	0.13171D+01	0.34679D+01
7	0.53212D+01	0.13155D+01	0.13164D+01	0.29994D+01
8	0.45485D+01	0.13149D+01	0.13158D+01	0.25316D+01
9	0.37778D+01	0.13142D+01	0.0	0.0

TITLE SAMPLE 2 LINK AND SPRING TYPE (CASE 2)

S1 + SUMMATION + 0.45888D+05
 S2 + SUMMATION + 0.54422D+05
 REQUIRED FORCE S1 0.63734D+03
 REQUIRED FORCE S2 0.75586D+03

TEMP. G SPR1

0.-49500D+03 0.68221D+04 0.32696D+02
 0.45000D+03 0.69373D+04 0.33248D+02
 0.20000D+02 0.78966D+04 0.37846D+02

WALL STRESS COEFF 0.12692D+01
 TAU-COEFF. 0.40000D+01
 DELTA-COEFF. 0.55573D-02

DELT P TAU DELTA TAU-E

0.-320000D+02 0.10463D+04 0.21292D+02 0.58145D+01 0.21490D+02
 0.-320000D+02 0.10639D+04 0.21652D+02 0.59127D+01 0.21852D+02
 0.45000D+02 0.17031D+04 0.34658D+02 0.94645D+01 0.34980D+02

P	P-LINK	SIGMA	EPSILON	GAP
0.10463D+04	0.99451D+04	0.56711D+01	0.67042D+00	0.11686D+00
0.10463D+04	0.13920D+05	0.79377D+01	0.93837D+00	0.16357D+00
0.10639D+04	0.97685D+04	0.55704D+01	0.65852D+00	0.11479D+00
0.10639D+04	0.13743D+05	0.78370D+01	0.92646D+00	0.16149D+00

TITLE SAMPLE 2 LINK AND SPRING TYPE (CASE 2)

BUCKLING ESTIMATION
SPRING

CRITICAL RATIO	0.52402D+01
PRACTICAL RATIO	0.29412D+01
FIXED CONDITIONS	0.100000D+01

LINK

DEL V	DEL H	THETA
0.100000D+02	0.60580D+01	0.13198D+01

P	P-LINK	SIGMA	EPSILON	GAP
0.10463D+04	0.99451D+04	0.58521D+01	0.71389D+00	0.12444D+00
0.10463D+04	0.13920D+05	0.81910D+01	0.99921D+00	0.17417D+00
0.10639D+04	0.97685D+04	0.57482D+01	0.70122D+00	0.12223D+00
0.10639D+04	0.13743D+05	0.80871D+01	0.98654D+00	0.17196D+00

LINK

PK(CRITICAL) 0.17611D+07

付録 (3)

TITLE SAMPLE 3 LINK AND SPRING TYPE SHEAR LOAD ACTING ON KEY (CASE 3)

LINK TYPE ONE-DEGREE-OF-FREEDOM

TOTAL BLOCK NUMBER 10

TOTAL SPRING NUMBER 4

THETA WEIGHT INIT.RD KX
 $0.34907D+00$ $0.10200D+04$ $0.41840D+04$ $0.16482D+05$
 $0.13075D+04$

NUMBER	ANGLE	FORCE
1	0.0	$0.11200D+05$
2	$0.34907D+00$	$0.98570D+04$
3	$0.69813D+00$	$0.65500D+04$
4	$0.10472D+01$	$0.27910D+04$
5	$0.13963D+01$	$0.33700D+03$
6	$0.17453D+01$	0.0
7	$0.20944D+01$	0.0
8	$0.24435D+01$	0.0
9	$0.27925D+01$	0.0
10	$0.31416D+01$	0.0

TITLE SAMPLE 3 LINK AND SPRING TYPE SHEAR LOAD ACTING ON KEY (CASE 3)

B.NO.	FORCE N	FORCE Q	FORCE R	FORCE T	DISP. X	DISP. Y	ROTATION
B.NO.	XR	YR	XL	YL	GAP(CENTER)		
1	0.52219D+04	-0.50007D+04	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
2	0.52219D+04	-0.50007D+04	0.0	-0.68412D+04	0.0	0.0	0.0
3	0.52219D+04	-0.12972D+05	0.0	-0.99757D+04	0.0	0.0	0.0
4	0.52219D+04	-0.16454D+05	0.0	-0.89328D+04	0.0	0.0	0.0
5	0.52219D+04	-0.15982D+05	0.0	-0.65103D+04	0.0	0.0	0.0
6	0.52219D+04	-0.13814D+05	0.0	-0.53528D+04	0.0	0.0	0.0
7	0.52219D+04	-0.11227D+05	0.0	-0.42746D+04	0.0	0.0	0.0
8	0.52219D+04	-0.83021D+04	0.0	-0.29832D+04	0.0	0.0	0.0
9	0.52219D+04	-0.51017D+04	0.0	-0.15337D+04	0.0	0.0	0.0
10	0.52219D+04	-0.17214D+04	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0