

コルダー・ホール型原子炉の耐震化について

(制震支持構造に関する一つの試み)

小 堀 鐸 二

A PROPOSAL FOR THE ASEISMIC DESIGN OF CALDER HALL TYPE REACTOR

by *Takuji KOBORI*

Synopsis : Recently, the Special Committee for Earthquake Resistant Reactor has discussed on the earthquake hazard and aseismic design of a British type Nuclear Power Station to be built in Japan. The aseismic design proposed at the Committee by author is reported in this paper. As the structural parts of the reactor inside the biological shielding structure—graphite pile, diagrid and pressure vessel etc.—where the post-operation repair work is not feasible, should be designed safely against every possible damage due to the large displacement and acceleration of the earthquake, it is most desirable that these parts are not accelerated and deformed by the destructive earthquake.

Then the reactor is to be designed to have the low pass filter vibrating system with the nonlinear elasticity. That is to say, in details, the diagrid of the reactor is connected with the biological shielding concrete wall by the flexible steel wire ropes and is placed on the concrete basement by the supporting columns that have hinged joints at each end. These wire ropes and columns are respectively designed as to safely resist the horizontal and vertical components of the seismic acceleration. Especially in Chapter 4, the low pass filter system of the reactor is analyzed and several numerical examples of it are calculated.

1. Calder Hall 型原子炉の概要と耐震化の動向

動力炉の中でとかく Calder Hall 型の地震対策が問題視されるのは、炉心部に变形し易い巨大な黒鉛パイルが存在することによる。図-1(APT 委員会案¹⁾)にこの type の原子炉の構造概要を示す。問題となる炉心部とは、格子床版 (diagrid) 上に合計6万個以上にも及ぶ黒鉛ブロックが積み上げられたパイル部と、それらを包んでいる圧力容器 (pressure vessel) を指すのである。この炉心部の重量は約 3 200 t (その中の 75% は黒鉛パイルの重量) であり、skirt と称する支持円筒により支えられているに過ぎない。diagrid 上のパイルは正24角柱であり、その周辺部の反射材を除けば黒鉛の直方体の block(図-2A)と tile とが dowel と key way とで交互に積み重ねられ、周辺部は garter により締め付けられている。この garter の力は tile 部分に伝達されているが、微弱なものであり、またおのおの block は熱による膨脹と高速中性子の照射による Wigner growth とを惹き起すので、block 相互間には空隙が設けられている(図-2B)、従つて黒鉛パイルは加速度の作用により極めて崩壊し易いものといえる。その上、炉心部には制御棒や燃料棒の案内のために数多くの stand pipe と、熱エネルギーを取出すための duct とが連結されている。これらの duct や pipe 類の地震時の破損は無難なこと、地震終熄後において rod の

上下を困難ならしめるパイルの永久変形も許されない。その許容変位はパイルの上面にて地震前の位置より 1/2 inch を出てはならないといわれている。また圧力容器内は10気圧の炭酸ガスが充滿し、上方で 400°C.

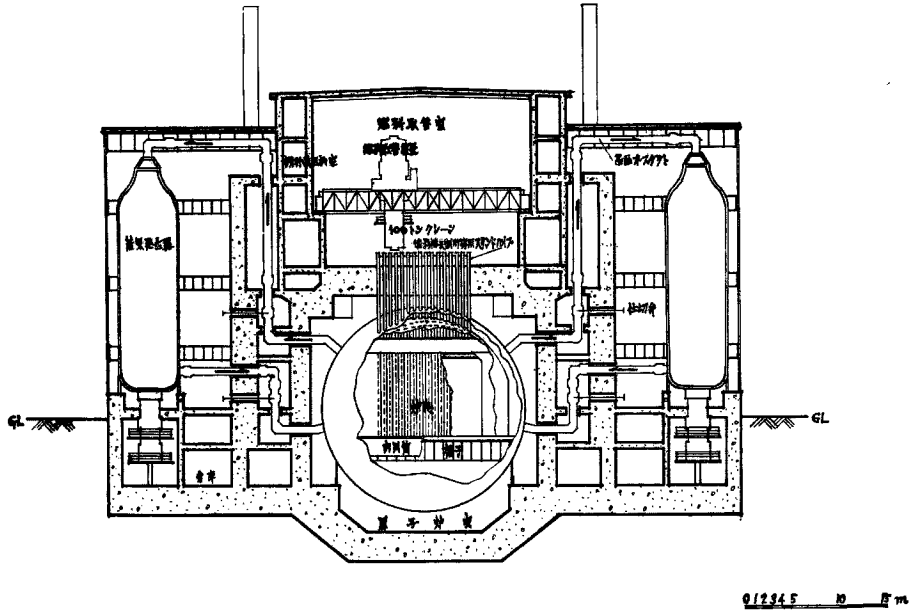


Fig.1 Calder Hall type nuclear power station

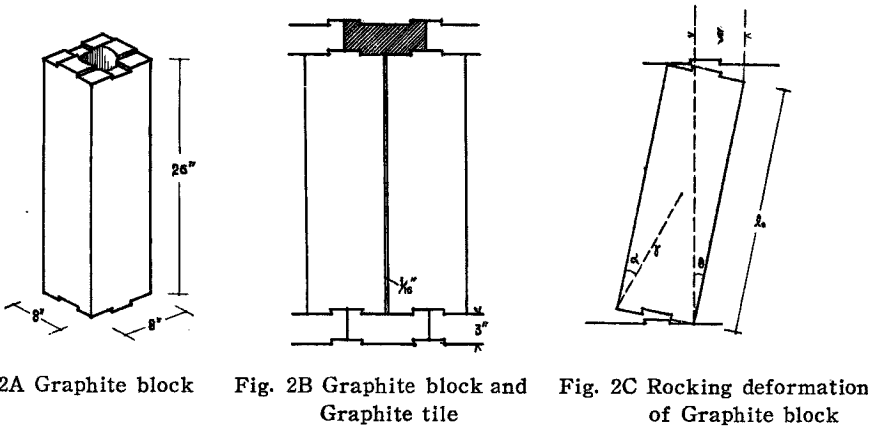


Fig. 2A Graphite block

Fig. 2B Graphite block and Graphite tile

Fig. 2C Rocking deformation of Graphite block

下方で 200°C の高温と、更にパイルは放射線に曝されているので、万一 vessel 内に故障が生じたとしても、修復点検は全く不可能な状況にあるのである。

概略上記のような構造をもつ炉心部を如何にしたら激震の被害から保護しうるかについて考えるのは容易なことではない。炉心部を囲む生体遮蔽 (biological shield concrete) 及びそれに連なる原子炉構造物の全体は、これを建築構造物としてみると極めて剛性の高いものであるので、地震対策は専ら炉心部の一点に集中される結果となつている。

現在この炉心部の耐震策としては固定方式がおもに論ぜられている。固定方式はあらゆる部分を固定することにより地震による変形を極力小さいものにしようという意図のものであり、従つてそのための補強を如何に具体的に講じたらよいか問題となる。その主要な点を摘記するならば

- 1) 黒鉛パイルを一体化すること、
- 2) パイルを包む補強構造を強固なものにすること、
- 3) vessel を基礎に緊結すること、

などである。1) に対しては block の dowel と key way との有効性を発揮せしめるための tile の形や積み方の工夫、及び block 相互間の空隙の中央位置に車知状の key を挿入し、block 相互の変形を抑えようとするなどの方策* が考慮の中心である。2) に対してはパイルの周囲をトラス状の籠あるいは円筒状の shell により囲み、パイルの変形を防止しようとする。また3) は支持 skirt の設計を強震に対して充分安全ならしめ、その下端は基礎に固定しようとする方針である。

これらの対策により完全に耐震の目的が達成されるならば、しごく単純明快な方法といふことができる。ところが固定方式には次節で指摘する様な困難な点が存在し、所期の目的をまつとうするためには、なお多くの検討を要すると思われるのである。

2. 固定方式と制震方式

炉の耐震化に当つて固定方式が推進されている主なる理由は、輸入炉の早期実現を図るために大きな設計変更があつては好ましくないということと、耐震計算を静力学的計算に直ちに置換しうることの二点にあると思われる。この中、後者については現在の建物の慣用耐震計算が静力学的になされていて、充分にその目的を達成していることに大きな理由がある。ところが炉心部のような特殊な精密機構を持つものに果してそれが有効であるか否か。むしろ問題は固定方式の採択そのものよりも、静的設計計算の方法と結果の妥当性如何にあるといえるであろう。そこで次に固定設計方式を採つた場合、動力学的観点から検討を要すると思われる事項を列挙してみる。

(I) 黒鉛パイルの一体化はある限度に留める必要があること 黒鉛ブロック相互に、或いはタイルとの間に、様々な工夫を凝らしてパイルを一体化することは補強構造の設計を軽減するかも知れないが、それは黒鉛パイル自体が地震動に基づく慣性力の負担を大きく受ける結果となるから、特に支持系に固定方式を採用する場合には余り一体化に努めることが望ましいことではない。その上一体化は block に欠損部分と応力集中の部分を増加させる。このためにパイルが破損して以降に補強構造が役立つような無意味な結果に陥る恐れがある。

(II) 黒鉛パイルと補強構造との協力の問題 黒鉛パイルと補強構造とはそれぞれ振動特性を異にするから、両者を十分に協力せしめることが肝要である。両者の協力のバランスは静的検討のみでは不十分と思われる。この意味から黒鉛パイルと補強構造との連続部分の設計には細心の注意が必要である。特に両者の熱膨脹度が異なること、並びに補強構造が radiation damage を被むることをあらかじめ考慮して掛る必要がある。

(III) 黒鉛パイルの変形が大なるときに、黒鉛炉支持系の変位が最大とはならないこと パイルの系と炉の支持系とは固有周期を異にするために、パイルを含む支持系は複雑な連成振動をする。黒鉛炉構造物は連成系としての固有周期を幾つか持つことになるので、地震波に resonate し易いが、最も危険な状態は黒鉛パイルの部分が resonate する振動を惹き起すときである。炉の支持系に resonate して大きな振動が発生する場合は、むしろパイル自身の相対変位は小さく、全体が一体となつて移動するような状態にあると考えられ

* これには黒鉛の成形可能な範囲と成形精度が問題で、たとえば block 6 万個組立てて 1/100 inch, 1 つの block については 2/1000 inch の精度が要求されて居り、block や tile に欠き込み部を多くつくることはこの苛酷な条件を満たすことが困難となる恐れが多い。

る。また黒鉛パイルの振動による mode が唯一つのみではないことも注意すべきで、補強構造の設計には高次の mode の影響が採り入れられてなければならない。

以上の中、Ⅱが最も重要である。補強構造物自体を鉄骨トラスないしは鉄製円筒殻にて剛強に設計することは比較的容易であるが、鉄と黒鉛との熱膨脹度に相違があるために(表-1参照)、パイルと補強構造との間隙は必ず生ずる。この間隙に如何なる緩衝パネを挿入したらよいかは炉心部の耐震設計中で最も考慮を要する点である。

Table 1 Characteristics of Graphite

	引張強度 kg/cm ²	圧縮強度 kg/cm ²	曲げ強度 kg/cm ²	剪断強度 kg/cm ²	弾性率 kg/mm ²	熱膨脹係数	熱伝導度 Cal/cm C ² sec	Wigner Effect (100C°)
長手方向	90	440	280	110	1 050	$3.3 \times 10^{-6}/C^{\circ}$	0.4	0.013%
横方向	—	410	200	150	700	$4.6 \times 10^{-6}/C^{\circ}$	0.3	0.032%

さて上述の考察より知れるごとく、固定設計方式の対策にはかなりの問題点を含んでいる。炉心部の内部機構が複雑かつ精緻なだけに幾多の設計上の制約が伴なってくる。固定方式は炉心部に地震の大きな加速度が加えられるような構造にして置いて、それだけ余計に補強対策に腐心する結果になっているともいえるのである。

ここに輸入炉の設計変更を最小限に抑えた制震方式による耐震化方策の検討を必要とする大きな理由がある。黒鉛ブロックの崩れ易い組積構造物であるパイルに、地震の加速度をできるだけ伝達せしめないような方式は Calder type の炉の場合、有効な方策というべきものと信ずる。制震方式の焦点は従つて炉心部の支持機構に集中される。修復不可能な炉心部に大きな加速度を伝えない low pass filter 系を具体的に如何なる機構で構成するかが問題である。以下に述べる方法は原理的には逆立振子の応用であるが、多くの場合、固有周期を長くする方法は系の不安定化を伴ないがちである。図-3に示すような基本系ではそうした欠陥は防止できると思う。なお pipe や duct 類は除外して考えて行く。何となればそれらに弾性を期待する

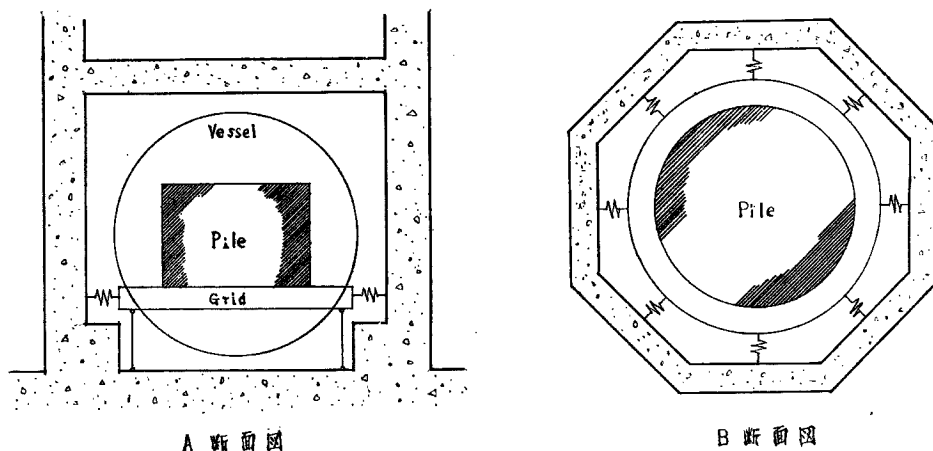


Fig. 3 Suspension mechanism of reactor

ことは許されないからであり、これについては別途に検討すべきものと思う。

構造の概要は炉心部の全重量を grid に掛け、grid を vessel の外にまで延長する。grid を鉛直方向に支えるものは両端鉸の支柱であり、水平方向には buffer spring が図-3B の平面図に示すように、水平方向の動きに対し方向性を持たないように支える。両端鉸の支柱ももち論 grid の縁に沿つて方向性のないよ

うに設ける。遮蔽構造物は剛強であるから地盤上で rocking 振動をするであろう。しかし rocking は剛な塔状構造物に大であり、特に top heavy でない限り底面積が大きく、その割に高さが余り大でなければそれほど問題とはならない。ただ rocking の懸念に対しては図-4 の支え方が考えられるが、むしろ地盤が軟弱な場合には地盤沈下による構造体の傾きの方が炉心部に悪い影響を及ぼすであろう。これに対しては上下方向に入れられた spring k_2 、あるいは両端鉸の支柱によつて調節しうる装置が必要となる。

3. 非線型弾性をもつ制震支持構造

制震方式を採用する場合、図-3あるいは図-4に示された支持 spring にどのような特性のものを用いるかが問題であるが、筆者の研究²⁾によれば、図-5のような非線型弾性をもつ hard spring type system が制震の目的に対し有効であることがわかつている。その理由を略記するならば、系が可変固有周期を持つために、地震波との間に生ずる好ましくない共振の影響を減少せしめうる。微小振巾では弾性が低いので固有周期は長く、大振巾では高い弾性を示すので地震波のような不規則かつ非定常な外力に対しては、安定した加速度値の小さい小振動が生ずるのみである。また非線型弾性の与え方により炉心部の許容変位を抑えることもできる。

ところでかような非線型弾性支持を具体的に与えることはなかなか困難であるが、一つの試みとして図-6の断面A、Bに示すような flexible steel wire rope を diagrid に挟む方式を採用する。この wire rope は twisted wire であるから、wire 自体の張力と伸びとの間に図-5のような性質を持つが、いま wire は linear な弾性を

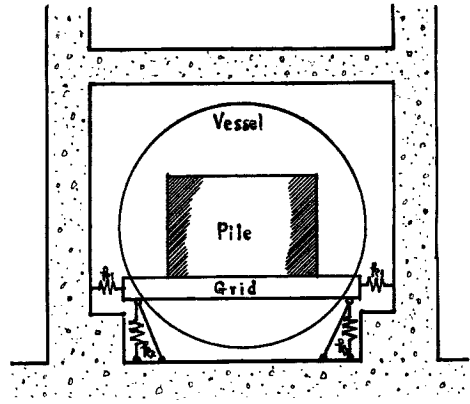


Fig. 4 Suspension mechanism of reactor

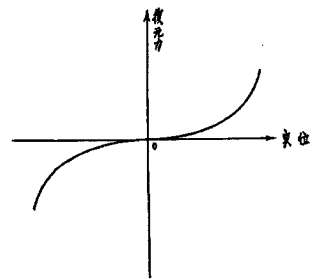


Fig. 5 Restoring force-displacement curve

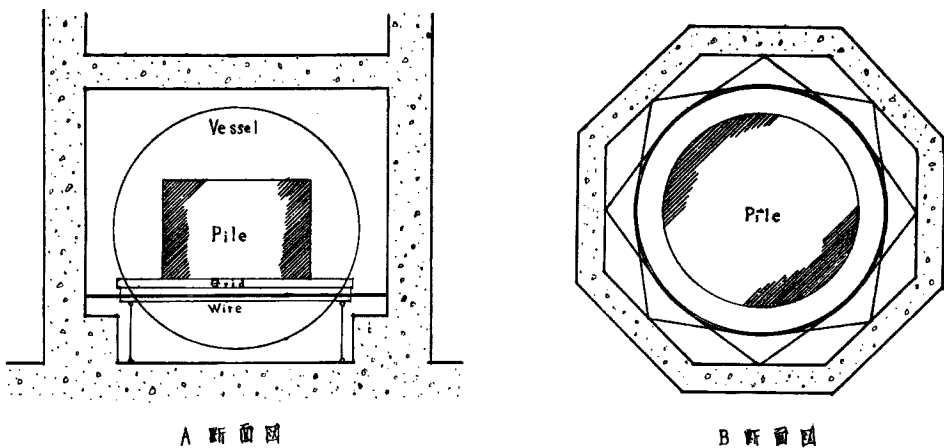


Fig. 6 Mechanism of low pass filter system

持つと見なしておく。wire には微小振動で系の周期が 2.0 sec 以上になるようあらかじめ pretension を与えて置く。まずこの系の振動特性の概念を直観的につかむため、炉心部の一方向の変位を考え、図-7A に示すように diagrid を挟む一対の wire についてのみ論ずる。同図Aは pretension の与えられたB図の系に等価と考えることができる。wire の全長を $2l$ 、wire の元引張力を S_0 、水平変位を ξ 、wire の断面を A 、線弾性係数を E 、そして系に加わる強制変位を $X(t)$ とするならば

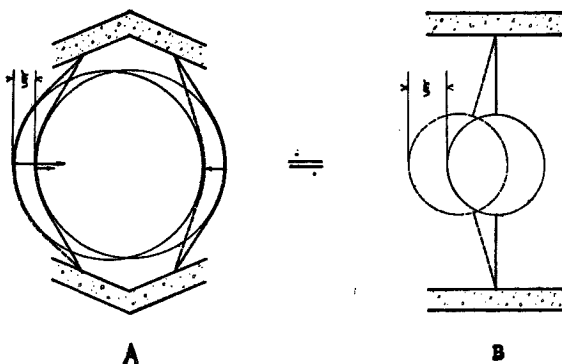


Fig. 7 Equivalence of system

$$\frac{d^2\xi}{dt^2} + \omega_1^2\xi + \omega_2^2\xi^3 = -\frac{d^2X}{dt^2} \dots\dots\dots(3.1)$$

により運動方程式は示される。ただし M をこの系の全質量であらわして、

$$\left. \begin{aligned} \omega_1^2 &= 2S_0/lM \\ \omega_2^2 &= (AE - S_0)/l^3M \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.2)$$

(3.1) 式の形で示される hard spring type の系が地震波の与える作用に対して制震性を持つものであることは既に検討済みなのである。²⁾

4. 非線型弾性支持系の復元力と設計法

ここに採用する支持系の解析を進めるためには、(3.1) あるいは (3.2) 式で示した復元力を、より厳密な形で求めておくことが必要である。本節では次の二つの場合、

- I. wire と遮蔽コンクリートとの節点間の中点と炉の中心とを結ぶ方向に、地動が与えられた場合(図-8)
 - II. wire と遮蔽コンクリートとの節点と炉の中心とを結ぶ方向に、地動が与えられた場合(図-9)
- について検討する。

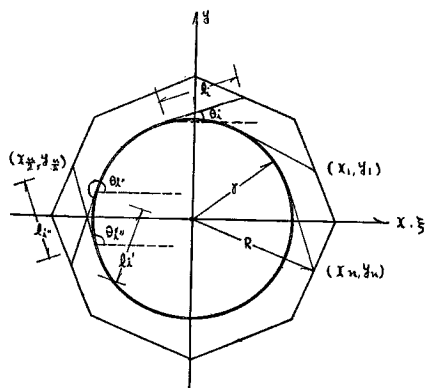


Fig. 8 Coordinates of I Case

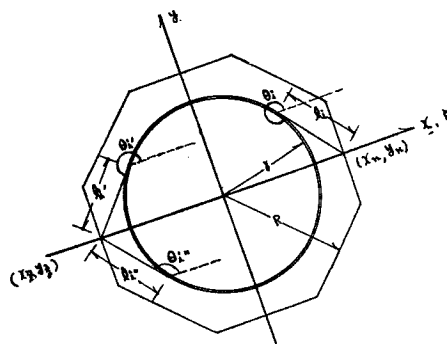


Fig. 9 Coordinates of II Case

I の場合の復元力 F ；座標を図-8 のように選ぶ。すなわち原点を炉の中心に置き、地動の方向を x 軸、 x 方向の系の変位を ξ 、また x 軸と直角に y 軸を採り、wire の傾きを x 軸と平行な軸に対して clockwise

に測る。wire の数は $2n$ 本で、 n は even, wire と diagrid との間の摩擦力は無視する。しかるときこの制震系の復元力は次式によつて示される。

$$\begin{aligned}
 F = & -4\left\{S_0 \sum_{i=1}^{n/2} C_{i1} + K \sum_{i=1}^{n/2} (l_{i1} - r t_{i1})(C_{i0} + C_{i''_0})\right\} \xi + \\
 & + \left\{S_0 \sum_{i=1}^{n/2} C_{i3} + K \sum_{i=1}^{n/2} \{(l_{i1} - r t_{i1})(C_{i2} + C_{i''_2})\right. \\
 & \left. + (l_{i2} - r t_{i2})(C_{i1} + C_{i''_1}) + (l_{i3} - r t_{i3})(C_{i0} + C_{i''_0})\}\right\} \xi^3 + \dots \dots \dots (4.1)
 \end{aligned}$$

ただし

$$\left. \begin{aligned}
 l_i &= f_l(x_i, y_i, R, r, \xi) \\
 \theta_i &= f_\theta(x_i, y_i, R, r, \xi) \\
 \cos \theta_i &= f_c(x_i, y_i, R, r, \xi)
 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (4.2)$$

$$\begin{aligned}
 x_i &= R \cos(i\varphi - \varphi/2), & \varphi &= 2\pi/n \\
 y_i &= R \sin(i\varphi - \varphi/2), & i &= 1, 2, \dots, n
 \end{aligned}$$

また i 番目の wire と対になる wire に i' を付し、 i' の x 軸に対する鏡像を i'' としている。また l_i, t_i, C_{ij} は (4.2) 式を $\xi=0$ の近傍で Taylor 展開したときのそれぞれの係数を示している。たとえば l_i の場合には

$$l_i = f_l(x_i, y_i, R, r, 0) + \frac{\partial}{\partial \xi} f_l(x_i, y_i, R, r, 0) \cdot \xi + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2}{\partial \xi^2} f_l(x_i, y_i, R, r, 0) \cdot \xi^2 + \dots$$

ここで $dl_i = l_i - l_{i0} = \sum_{j=1}^{\infty} l_{ij} \xi^j$

同様に $d\theta_i = df_\theta(x_i, y_i, R, r, \xi) = \sum_{j=1}^{\infty} \theta_{ij} \xi^j$

$$d \cos \theta_i = df_c(x_i, y_i, R, r, \xi) = \sum_{j=0}^{\infty} C_{ij} \xi^j$$

と書けるから、 $\lambda = r^{-1} \cdot R$ 及び $\bar{x}_i = R^{-1} \cdot x_i, \bar{y}_i = R^{-1} \cdot y_i$ として

$$\begin{aligned}
 l_{i1} &= -(\lambda^2 - 1)^{-1/2} \cdot \lambda \bar{x}_i \\
 l_{i2} &= +r^{-1}(\lambda^2 - 1)^{-3/2} \cdot (\lambda^2 \cdot \bar{y}_i - 1)/2 \\
 l_{i3} &= +r^{-2}(\lambda^2 - 1)^{-5/2} \cdot \lambda \bar{x}_i (\lambda^2 \bar{y}_i - 1)/2 \\
 &\dots \dots \dots \\
 t_{i1} &= (1 + m_{i0}^2)^{-1} \left(\frac{dm_i}{d\xi} \right)_0 \\
 t_{i2} &= -m_{i0}(1 + m_{i0}^2)^{-2} \left(\frac{dm_i}{d\xi} \right)_0^2 + \frac{1}{2} (1 + m_{i0}^2)^{-1} \left(\frac{d^2 m_i}{d\xi^2} \right)_0 \\
 t_{i3} &= -\frac{1}{3} \{ (1 + m_{i0}^2)^{-2} - 4m_{i0}(1 + m_{i0}^2)^{-3} \} \left(\frac{dm_i}{d\xi} \right)_0^3 \\
 &\quad - m_{i0}(1 + m_{i0}^2)^{-2} \left(\frac{dm_i}{d\xi} \right)_0 \left(\frac{d^2 m_i}{d\xi^2} \right)_0 + \frac{1}{6} (1 + m_{i0}^2) \left(\frac{d^3 m_i}{d\xi^3} \right)_0 \\
 &\dots \dots \dots \\
 C_{i0} &= \alpha_{i0} \cdot m_{i0}^{-1} \\
 C_{i1} &= -\alpha_{i0} \cdot t_{i1} \\
 C_{i2} &= \{ C_{i0}(t_{i1})^2 + 2\alpha_{i0} t_{i2} \} / 2 \\
 C_{i3} &= [6C_{i0} t_{i1} t_{i2} - \alpha_{i0} \{ (t_{i1})^3 - 6t_{i3} \}]
 \end{aligned}$$

ここに $\alpha_{i0} = \pm m_{i0}(1 + m_{i0}^2)^{-1/2}$ であり、符号は第1, 第4象限で+, 第2, 第3象限で-

また $m_{i0} = (1 - \lambda^2 \bar{x}_i^2)^{-1} \cdot \{ (\lambda^2 - 1)^{1/2} - \lambda^2 \cdot \bar{x}_i \bar{y}_i \}$

$$\begin{aligned} \left(\frac{dm_i}{d\xi}\right)_0 &= r^{-1}(1-\lambda^2\bar{x}_i^2)^{-1} \cdot \{-\lambda(\lambda^2-1)^{-1/2}\bar{x}_i + \lambda\bar{y}_i - 2\lambda\bar{x}_i m_{i0}\} \\ \left(\frac{d^2m_i}{d\xi^2}\right)_0 &= r^{-1}(1-\lambda^2\bar{x}_i^2)^{-1} \left\{ -(\lambda^2-1)^{-3/2} \cdot (1-\lambda^2\bar{y}_i^2) + 2m_{i0} - 4\lambda\bar{x}_i r \left(\frac{dm_i}{d\xi}\right)_0 \right\} \\ \left(\frac{d^3m_i}{d\xi^3}\right)_0 &= r^{-3}(1-\lambda^2\bar{x}_i^2)^{-1} \left\{ -3\lambda(\lambda^2-1)^{-5/2} \cdot \bar{x}_i(1-\lambda^2\bar{y}_i^2) + 6r \left(\frac{dm_i}{d\xi}\right)_0 - 6\lambda\bar{x}_i r^2 \left(\frac{d^2m_i}{d\xi^2}\right)_0 \right\} \end{aligned}$$

であり、これらは

$$l_{ij}, t_{ij}: \begin{cases} j \text{ odd} \cdots \text{原点に関し逆対称} \\ j \text{ even} \cdots \text{原点に関し対称} \end{cases}$$

$$C_{ij}: \begin{cases} j \text{ odd} \cdots \text{原点に関し対称} \\ j \text{ even} \cdots \text{原点に関し逆対称} \end{cases}$$

となつている。

また $K = AEL_0^{-1}$

にして、 L_0 は安定点における wire の長さを表わし、

$$L_0 = 2r[(\lambda^2-1)^{1/2} - \tan^{-1}\{(\lambda^2 \cos \varphi/2 \cdot \sin \varphi/2 - \lambda^2 - 1)^{-1/2}\} \cdot (\lambda^2 \cos^2 \varphi/2)^{-1}]$$

である。

Ⅱの場合の復元力 F ; 座標を図-9のように振動方向に軸を選べば、この場合もⅠと同様に対称性が成り立ち、復元力は次式のようになる。

$$F = -4 \sum_{i=1}^{n/2} (S_0 + K \cdot \Delta L_i') \sin \theta_{i1} \cdots \cdots \cdots (4.3)$$

ただし $\Delta L_i'$ は i' 番目の wire の伸びであり、(4.3) 式に相当するⅠの場合の表現は

$$F = - \sum_{i=1}^n \{(S_0 + K \cdot \Delta L_i)(\cos \theta_i + \cos \theta_i'')\} \cdots \cdots \cdots (4.4)$$

となるが、この場合の(4.1)式に該当する式についてはほぼ同形になるので省略する。

ところで wire の設計は

i) 系の平衡的近傍の固有周期

ii) wire の許容歪度

の二つを与えることによりなされるが、このとき系が low pass filter system として制震の目的を達し得るためには、この系の全質量を M として運動方程式

$$M \frac{d^2}{dt^2} (\xi + X) = F \cdots \cdots \cdots (4.5)$$

にて絶対座標に対する加速度を極小にすることが必要である。すなわち

$$\frac{d^2}{dt^2} (\xi + X) \equiv \min. \cdots \cdots \cdots (4.6)$$

更にまた(4.5)式の復元力 $F(\xi)$ にて ξ^5 以上を無視すれば

$$F = -(a_1 S_0 + b_1 K) \xi - (a_3 S_0 + b_3 K) \xi^3 \cdots \cdots \cdots (4.7)$$

ただしこれを(4.1)式に当てはめると

$$a_1 = 4 \sum_{i=1}^{n/2} C_{i0}, \quad b_1 = 4 \sum_{i=1}^{n/2} (l_{i1} - r t_{i1})(C_{i0} + C_{i''0}) \text{ etc.}$$

となるが、強震の際、生体遮蔽との間に大きな相対変位 ξ が生ずることは好ましくないので、(4.7)式にて

$$a_3 S_0 + b_3 K > 0 \dots\dots\dots(4.8)$$

であることを要する。この(4.8)式は復元力が hard spring type であることのあるから、もち論成立っていないからならない。更に系に相対振巾が生じたとき、最大歪の発生する wire について、それが許容歪以下に抑えられていることを要する。

以上より設計に必要な次の二つの条件が得られる。

$$i) a_1 S_0 + b_1 K = 4\pi^2 M T^{-2} \dots\dots\dots(4.9)$$

これは系の平衡点近傍の周期 T を求めるのに役立つ。

$$ii) S_0 - \{ \mu \varepsilon_p L_0 - 2 \sum_{j=1}^n (l_{1j} - r t_{1j}) \delta^j \} K = 0 \dots\dots\dots(4.10)$$

ここに $\delta = \xi_{\max}$: 許容変位, μ : 安全率, ε_p : wire の降伏歪度, l : 最大歪の生ずる wire の番号, L_0 : 静止時の wire の長さ。(4.10)式は次式から求められる。

$$|\varepsilon|_{\max} = \{ S_0 K^{-1} + 2 \sum_{j=1}^n (l_{1j} - r t_{1j}) \xi_{\max} \} L_0^{-1} \leq \mu \varepsilon_p$$

具体例 : Calder Hall 型として適当と思われる数値を次のように選ぶ。

$$M = 3 \text{ 200t}, \quad R = 13\text{m}, \quad r = 10\text{m}, \quad n = 8$$

次に 図-10 A~図-12 B の wire の張り方に対してそれぞれ復元力を計算した結果を 表-2 に示す。

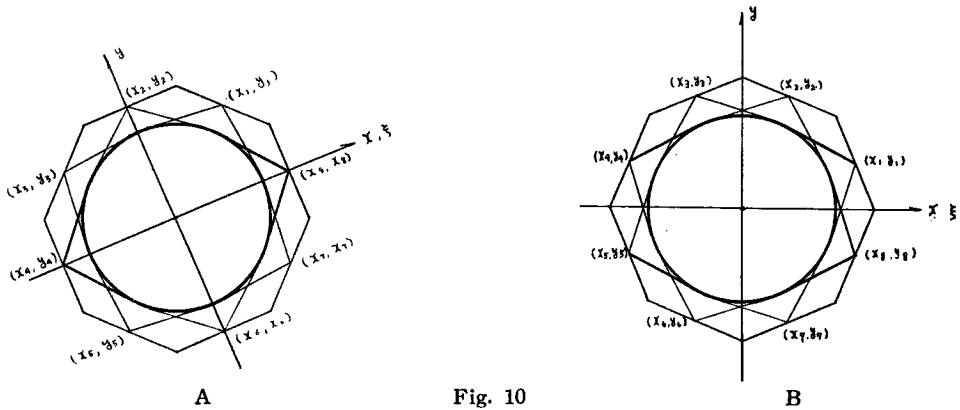


Fig. 10

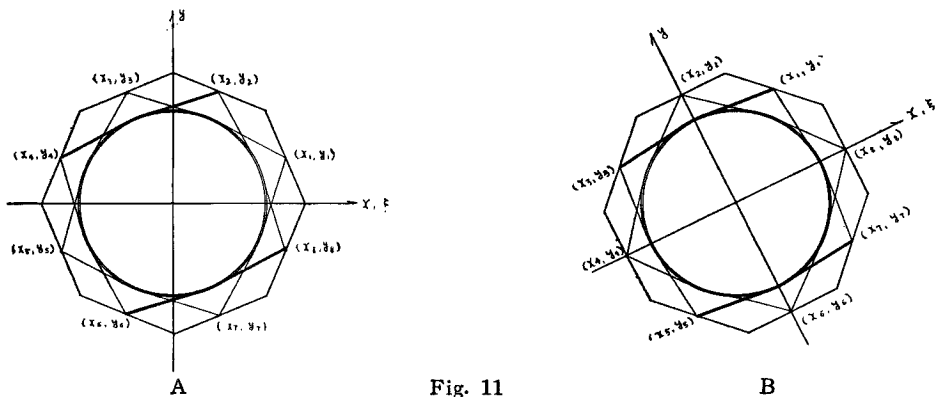


Fig. 11

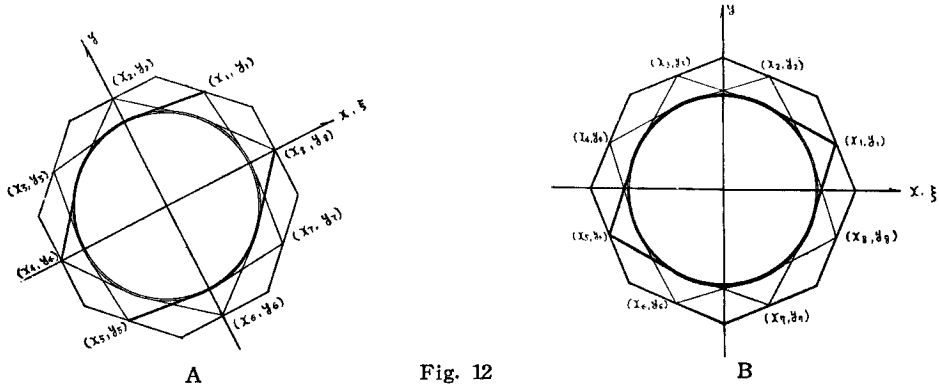


Fig.10~12 Several cases of suspensions and coordinates

Table 2 Coefficients of restoring forces in cases of Fig.10~12

Fig.	a_1	b_1	a_3	b_3
10 A	0.9704	3.6040	0.0188	0.4816
10 B	0.9496	3.4360	0.0058	0.1093
11 A	0.9496	0.1404	0.0058	0.1056
11 B	0.9704	0.1336	0.0188	0.2371
12 A	0.9704	9.8600	0.0188	0.7224
12 B	0.9496	9.3840	0.0058	0.0711

(4.9) 及び (4.10) 両式にて 表-2 の値を用い

$$\delta=0.03\text{m}, \quad \varepsilon_p=0.0183, \quad \mu=0.75\&0.30$$

を与え、 T' に適当と考える値を代入してやれば、 S_0 と K が求められる。従つて wire に生ずる最大応力、必要断面（円形断面のときの直径 D ）なども求められる。表-3 は 図-10B の場合について求めたものである。

更にこれらの諸量の関係を明かにするために wire rope に通常用いられる弾性率、許容歪度、すなわち

$E=10 \times 10^6 \text{t} \cdot \text{m}^{-2}$, $\varepsilon_p=0.01$ を採用し、 $\mu=0.5$ を加えた場合の計算結果を 図-13A~15B に示した。

Table 3 Required cross sections and stresses of wire in case of Fig.10B

μ	T (sec)	K (t/m)	S_0 (t/m)	A (cm ²)	D (cm)	Stress(ton)	Increment of Stress (ton)
0.30	6.0	967.5	112.2	87.5	10.56	139.5	27.3
	5.0	1 392.0	161.2	126.0	12.68	200.5	39.3
	2.5	5 590.0	648.0	505.5	25.40	806.0	158.0
0.75	6.0	914.5	303.0	82.8	10.23	439.5	136.0
	5.0	1 315.0	436.0	118.9	12.30	631.0	195.0
	2.5	5 290.0	1 759.0	478.5	24.68	2 540.0	781.0

$$E=2.9 \times 10^6 \text{t} \cdot \text{m}^{-2}$$

5. 制震系と地震の上下動

前節までの考察では、地震動に水平動が卓越するとして、特に制震系に上下動が作用する場合に触れなかつた。烈震においては上下動も可成り大となることが予想されるゆえ、この影響について論じて置くことが必要であろう。制震系の支柱の長さを H とすれば、上下、水平両動を受けた系の運動方程式は次のごとくなる。

$$M \frac{d^2 \xi}{dt^2} + F(\xi) = -M \frac{d^2 X}{dt^2} + \left(Mg + M \frac{d^2 Z}{dt^2} \right) \frac{\xi}{H} \left(1 - \frac{\xi^2}{2H^2} \right) \dots \dots \dots (5.1)$$

ただし $X(t)$ 及び $Z(t)$ はそれぞれ水平、上下の地動変位を示す。 ξ を微小として ξ^3 以上を無視するならば、

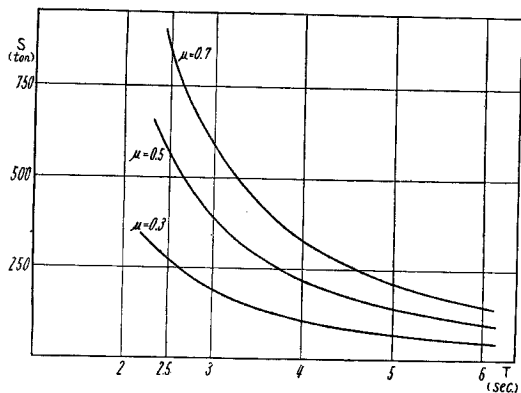


Fig. 13A Relation between S and T in case of Fig. 10B type

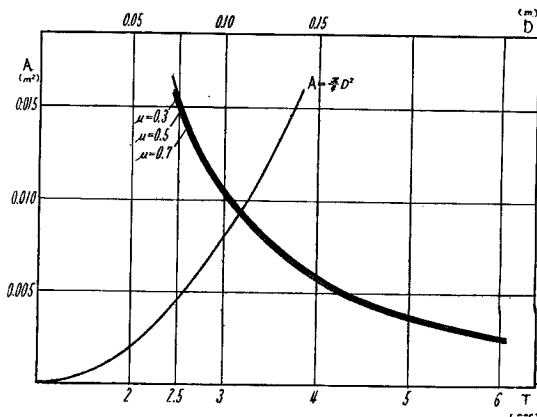


Fig. 13B Relation between $A(D)$ and T in case of Fig. 10B type

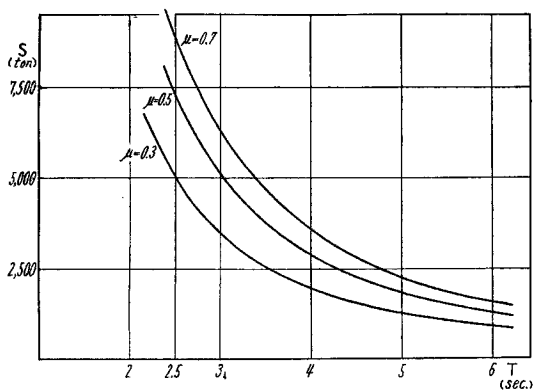


Fig. 14A Relation between S and T in case of Fig. 11A type

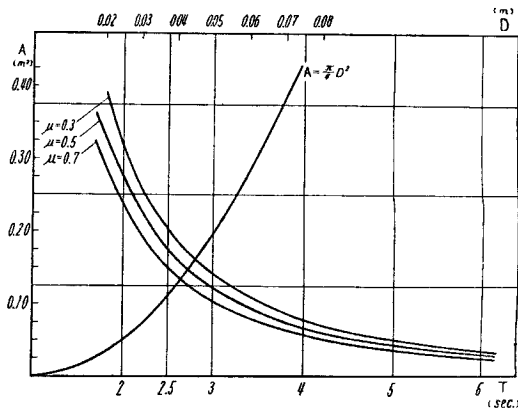


Fig. 14B Relation between $A(D)$ and T in case of Fig. 11A type

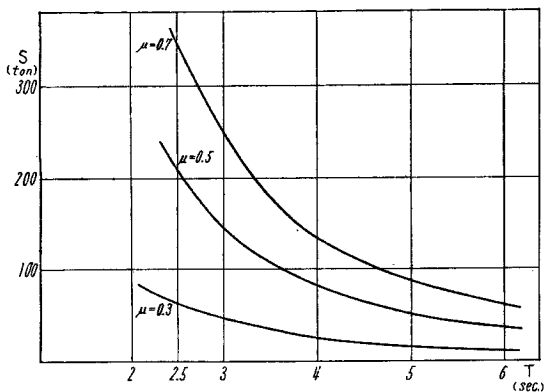


Fig. 15A Relation between S and T in case of Fig. 12A type

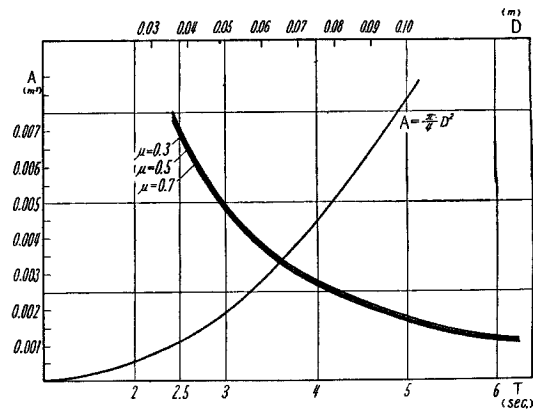


Fig. 15B Relation between $A(D)$ and T in case of Fig. 12A type

(5.1) 式は

$$M \frac{d^2 \xi}{dt^2} + (a_1 S_0 + b_1 K) \xi = -M \frac{d^2 X}{dt^2} + \frac{M}{H} \left(g + \frac{d^2 Z}{dt^2} \right) \xi \dots\dots\dots (5.2)$$

いま地震動にてかりに水平方向の成分がないとして、更に上下動が正弦型 $Z \propto C e^{i \omega t}$ とすれば

$$\frac{d^2 \xi}{dt^2} + (p^2 + 2q^2 \cos 2\nu) \xi = 0 \dots\dots\dots (5.3)$$

を得る。ただし $q^2 = C \omega^2 / 2H$, $\omega t = 2\nu$, $p^2 = (a_1 S_0 + b_1 K) / M - g/H$

(5.3) 式はいわゆる Mathieu の方程式として知られるものであり、subharmonic resonance 現象の存在が既に証明されている⁴⁾。そしてこの現象の存在は制震系に対して系の不安定化を暗示することにもなる。しかしこのような解析は現実には $X \neq 0$ の条件が適応し得ない。また地震は正弦型の定常的なものでもない。かりに不安定化により振幅が増大する傾向を示しても、この系の復元力は hard spring type のものであるから、既述したように resonance が発展することはないのである。

これを要するに、地震動にては上下動のみが独立に存在することはなく、常に水平動が伴なつて来ることを思えば、(5.1) 式が示しているように、上下動は結局、系の水平変位 ξ に貢献する。従つて前節までに論じた結果は上下動が作用する場合においても、充分な妥当性を与えるものと考えて差支えないであろう。

6. 結 び

本論は Calder Hall 型原子炉に制震方式を採用しうる可能性について検討したものであり、この方式は輸入炉に大きな設計変更を必要としない点に特徴があると考えられる。もち論、制震の目的を検証するためには実験の段階を経なければならぬし、また遮蔽コンクリートとの間の相対変位に対し、stand pipe や duct 類の設計変更が伴なうことになるが、後者についての具体性は個々の専門技術者との協力によつて充分なしとげられるものと思う。

煉瓦造建築が烈震の試験に耐えられなかつた過去の経験よりすれば、Calder type は煉瓦造のそれよりも崩壊し易い黒鉛パイルを炉心部に持つがゆえに、極めて非耐震的原子炉といふことができる。そして既に触れたように僅かの変形による微細な破壊すらも、機能上許されないことや、ひとたびパイルに故障が生じた場合には修理不能といわれるような点を想うならば、炉心部にできる限り地震力を伝えない制震方式によらずに、この type の炉の耐震化に万全を期することは困難と思わざるを得ないのである。

本文に提案した方式は一つの試みに過ぎず、より多角的な制震方式の研究が今後において進められることを希求するものである。なお本研究に際し資料その他の援助を頂いた関西電力原子力部の吉岡部長、長安次長らの諸氏に感謝の意を表すると共に、この論文の梗概を防災研究所講演会にて発表した際に、御討議を頂いた西村教授に深謝し、また計算の労を煩わした大学院学生南井良一郎、田中喬の両氏に御礼を申上げる。

参 考 文 献

- 1) 原子力発電研究委員会：英国型原子力発電所の設計検討，昭和32年9月，p. 195.
- 2) 小堀鐸二，南井良一郎：地震による構造物の非線型振動について（その2），日本建築学会論文集，No. 52，昭和31年3月，p. 41.
- 3) 小堀鐸二，金多潔，六車照：Prestressed Earthquake Resistant Structure，Proc. Symposium P.C. & Composite Beams，Nov. 1955，p. 67.
- 4) たとえば Den Hartog：Mechanical Vibration，McGraw-Hill Co.，1940，Chapter 8.
- 5) 棚橋諒，小堀鐸二，金多潔：Vibration Problems of Skyscraper；Appendix，Disaster Prevention Research Inst. Bulletin No. 7，Mar. 1954.

Appendix

黒鉛パイルの微小振動

制震方式の採用によつても、黒鉛パイル部分を絶対空間に固定することはできないし、また固定方式に基づいてパイル周辺部に補強を加えても、激震時のパイルの振動は避けられない。そこで黒鉛パイルの微小振動を如何に表現すべきかについて検討を加えて置くことは、いつれの方法を選ぶ場合にも必要なことである。いうまでもなくパイルの振動性状はその設計のやり方によつて異なってくる。すなわち dowel, tile あるいは key などの用い方によつて変形状態が相違してくる。ここでは Calder Hall 型改良案に示された状態¹⁾を想定して若干の検討を加える。

仮定としてはパイルの変形に対する制約が苛酷なものであるから、微小振動の範囲内、すなわち復元力特性が線型の範囲を対象にとり上げる。またパイルは数万個のものを積み上げるので、一つの黒鉛ブロックを微小要素と見なし、全体を連続体として採り上げる。従つて個々のブロックがバラバラな挙動をする場合は含まれないし、またそのような状態は炉心部の機能障害を惹き起すので、以下の解析の対象としない。

微小要素としての一つの黒鉛ブロックの持つ復元力は座標変数を図-2Cのように選ぶとき次式に示される。

$$f(\theta) = k\theta + mgr \sin(\alpha - \theta) + R(\text{sgn}\dot{\theta}) \dots\dots\dots(A.1)$$

ここに m は要素の質量、 k は dowel のもつ弾性を表わす。ゆえに一つの微小要素について次の運動方程式が成立つ。

$$-m\ddot{\xi} = f\left(\frac{\xi}{l_0}\right) \cdot l_0 \dots\dots\dots(A.2)$$

ただし $\theta = \xi/l_0$

改良案型のパイルの変形は巨視的に見て図-16に示される mode を持つと考えられる。そこで $l_0 = dz$, $\xi = dx$ と考えて、任意の一つの層 ABCD に働く慣性力 P は

$$P = -\frac{m}{a_0} A \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \cdot dz \dots\dots(A.3)$$

となる。ここに A 及び a_0 はパイル並びに一つの block のそれぞれの横断面積を示す。また (A.3) 式は (A.2) 式の左辺より

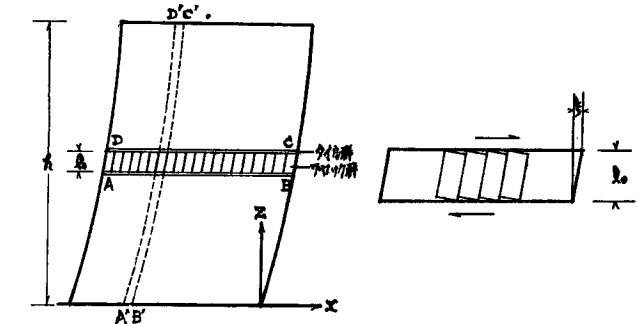


Fig. 16 Deformation of Graphite pile

$$m \frac{\partial^2}{\partial t^2} \left[\int_0^x \xi \right]_{\xi=dz} \times \frac{A}{a_0} \cdot dz \dots\dots\dots(A.4)$$

として導かれる。

次に任意層の AB, DC 両面に働く応力は $k\xi = k\partial x/\partial z$ よりそれぞれ次のように書ける。

$$-kA \frac{\partial x}{\partial z}, \quad kA \left(\frac{\partial x}{\partial z} + \frac{\partial^2 x}{\partial z^2} \cdot dz \right) \dots\dots\dots(A.5)$$

従つて任意層に働く弾性力 Q_1 は

$$Q_1 = kA \frac{\partial^2 x}{\partial z^2} \cdot dz \dots\dots\dots(A.6)$$

更にパイルでは変形に際して自重の影響を無視し得ないので、自重が任意層面に与える剪断力 Q_G を考慮し

なければならない。いま 図-17 の曲線 cd が 図-16 の A'B'C'D' を示すものとすれば、d 点に位置する一つの block が c 点の周りに与えるモーメントは次に示すものとなる。

$$mg\{x'-r\sin(\alpha-\theta')\}-x \\ =mg(x'-x)-mgr\sin(\alpha-\theta') \\ \dots\dots(A.7)$$

θ' が微小で $\sin\theta' \approx \theta'$ と見なせるゆえ

$$r(\sin\alpha-\theta')=r(\sin\alpha-\cos\alpha\cdot\theta')$$

また $|\cos\alpha| \leq 1$, $|\sin\alpha| \leq 1$, $r=\cos\alpha\cdot dz/2r$ であるから、(A.7) 式にて

$$(x'-x) \gg r\sin(\alpha-\theta')$$

とすることができる。従つて c 点の全モーメント M は

$$M = \int_z^h mg(x'-x)dz$$

これより自重による剪断力 q_G は

$$q_G = \frac{dM}{dz} = -\frac{\partial x}{\partial z} \int_z^h mg dz \dots\dots(A.8)$$

よつてパイルの全断面に働く剪断力 Q_G は

$$Q_G = -\frac{\partial x}{\partial z} \int_z^h mg \frac{A}{a_0} dz = -mg \frac{A}{a_0} (h-z) \frac{\partial x}{\partial z} \dots\dots(A.9)$$

かくて自重が任意層に与える力 Q_2 は

$$Q_2 = -Q_G + \left(Q_G + \frac{\partial}{\partial z} Q_G \cdot dz \right)$$

に (A.9) 式を代入して次のように得られる。

$$Q_2 = -mg \frac{A}{a_0} \left\{ (h-z) \frac{\partial^2 x}{\partial z^2} - \frac{\partial x}{\partial z} \right\} dz \dots\dots(A.10)$$

以上よりパイルの微小振動の方程式は P , Q_1 及び Q_2 の釣合から

$$\rho \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} = k \frac{\partial^2 x}{\partial z^2} - \rho g \left\{ (h-z) \frac{\partial^2 x}{\partial z^2} - \frac{\partial x}{\partial z} \right\} \dots\dots(A.11)$$

となる。ただし $\rho = m/a_0$

(A.11) 式を導く経過において (A.1) 式の第三項が無視されている。というのは改良型においては熱及び Wigner 膨脹を考慮して block 相互間に間隙が設けられているので、摩擦減衰力は事実上 dowel 部分に生ずるのみであつて、微小振巾時では

$$k\theta \gg R(\text{sgn}\dot{\theta})$$

と考えて差支えないからである。もち論、摩擦抵抗力は運動の始まりに大きいので、(A.11) 式にそれを取り入れることは望ましいが、無視することによつて解析結果を危険側に導く恐れはまずないと考えてよいであろう。

(A.11) 式は自重の影響を考慮したときの剪断振動の方程式にはかならない。従つてその解析手段も筆者らがかつて示したものの¹⁾と同様に取扱うことができるし、特に time factor についてはその定性的結果がそのまま適用できる。

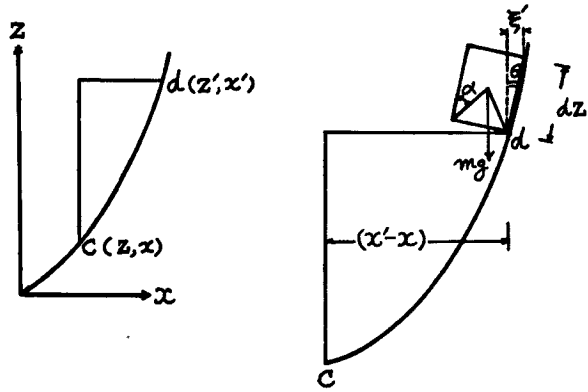


Fig. 17 Deflection Curve of Graphite Pile