

神戸大学工学部 正員 西村 昭

" " " 藤井 学

" " " 宮本文彦

1. はじめに、道路橋設計示方書によると動的作用による外力の応力効果を衝撃係数をもって静的荷重に換算し、設計するよう規定している。この衝撃係数は国によりかなり異なる値を採用しているが、これは衝撃係数の決定方法そのものに定説がないためと考えられる。本研究では、RC床版に対する衝撃係数の定量的評価の目安としてひびきの動的倍率とElastic-Dynamic Theory¹⁾²⁾により適用し、2種類の衝撃荷重波形を考慮した理論式と衝撃荷重周期(T_0)と部材の各振動周期(T_n)との比、 T_0/T_n の関数として誘導し、既報³⁾⁴⁾の実験の衝撃荷重特性に基づいて1次振動のみを対象に理論的・実験的に求め、現行示方書における衝撃係数について考察を加えたものである。

2. ひびきの動的倍率(Dynamic Magnification Factor: D.M.F.)の算定

橋振動とする曲げ部材を考慮、弾性範囲内での部材の変位を z 、衝撃荷重強度を $w(t, x)$ 、曲げモメントを M 、せん断力を V 、単位長さあたりの慣性力を $q/g \cdot \partial^2 z / \partial t^2$ とすると、曲げ理論より次式が得られる。

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} \left[EI \frac{\partial^2 z(t, x)}{\partial x^2} \right] = q = w(t, x) - \frac{C}{g} \frac{\partial^2 z(t, x)}{\partial t^2} \quad \text{-----} \quad (1)$$

いま EI および C が一定の部材を考慮、任意点、任意時間のたわみおよび荷重強度を、

$$z(t, x) = \sum_{n=1}^{\infty} Z_n(t) \cdot U_n(x), \quad w(t, x) = F(t) \cdot P(x) \quad \text{-----} \quad (2)$$

で表すと、衝撃倍率(静的たわみと動的たわみの比) $d_n(t)$ は次式で表わされる。

$$d_n(t) = \frac{w_n}{W} \int_0^t F(t') \cdot \sin \omega_n(t-t') dt', \quad \text{ここで } \omega_n \text{ は } n \text{ 次円振動数} \\ W \text{ は衝撃荷重に対応する静的荷重。} \quad (3)$$

つぎに図-1に示すような2組の理想化したひびき~時間曲線(1次振動モードのみの曲線および n 次振動モードのみの曲線)を仮定する。最大動ひびきは1次振動モードの影響が最も大きいので、つづいて $T_0 \leq T_1$ の場合A₁点、 $T_0 > T_1$ の場合B₁点近傍にそれぞれ現われる。ここで T_0, T_1 はそれぞれ衝撃荷重周期および部材の1次振動周期である。 n 次振動モードの影響は、A₁およびB₁点の時間近傍に生ずる正のひびき X_{1n} および X_{5n} をとるものとする。

このようにして得られた最大ひびきと衝撃荷重に対応する静的荷重によって生ずるひびき S_0 で除いた値をD.M.F.と定義すると次式となる。

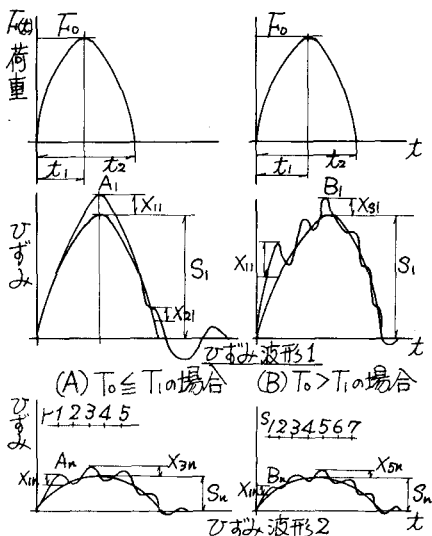


図-1 理想化した荷重およびひびき~時間曲線

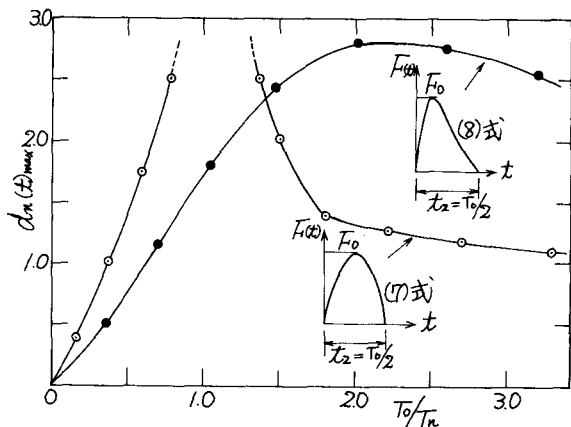


図-2 部材の固有周期と各衝撃荷重による衝撃係数(D.M.F.)

$$\left. \begin{aligned} T_0 \leq T_1 \text{ に対して, } D.M.F. &= 1 + X_{11}/S_0 + X_{12}/S_0 + \dots \\ T_0 > T_1 \text{ " } , D.M.F. &= 1 + X_{21}/S_0 + X_{22}/S_0 + \dots \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

いま粘性減衰が各振動モードで同一であると仮定し、次式で表わしうるものとする、D.M.F.は次式となる。

$$X_{rn} = X_{on}(1 - 2\pi c/C_e)^{1/2}, \quad \therefore X_{on} = S_n(d_n(t)_{max} - 1), \quad C_e = \text{粘性係数} \quad (5)$$

$$D.M.F. = 1 + A_1 + A_2 + \dots + A_n + \dots, \quad \therefore A_n = \frac{X_{rn}}{S_0} = \frac{S_n}{S_0} [d_n(t)_{max} - 1] \left[\frac{1 - 2\pi c/C_e}{C_e} \right]^{1/2} \quad (6)$$

単純はりのスパン中央に式(7)および(8)で表わしうる集中衝撃荷重が作用する場合の衝撃倍率(以下D.L.F.と略す)の最大値は式(3)から得られ、それを図示すると図-2となる。

$$F(t) = F_0 \cdot \sin \frac{2\pi}{T_0} t, \quad F(t) = F_0 \cdot \frac{1}{0.176} \cdot e^{-\frac{4\pi}{T_0} t} \cdot \sin \frac{2\pi}{T_0} t \quad (7)(8)$$

3. 実験結果との比較および考察

供試体スパン $L=60, 120, 200 \text{ cm}$ の代表的な波形をゴム厚 22 cm (自動車荷重による衝撃に準拠したもの) について示すと図-3のようである。この図より衝撃波形は、はりの固有振動を含む曲線となっている。いま、この固有振動の影響を除いたなめらかな曲線を真の衝撃波形としてそのピークの値(D_1)と固有振動による増加分を加えた値(D_2)との比 D_2/D_1 をD.M.F.の実験値とする。図-4は式(6)

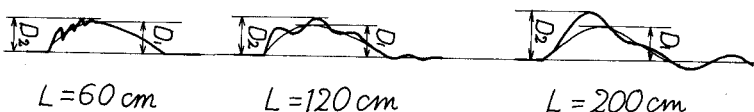


図-3. ゴム厚 22 cm の各供試体の衝撃波形

の理論値および実験値のD.M.F.を1例として H_9 ($b=15 \text{ cm}$, $L=200 \text{ cm}$) 供試体についてプロットしたものを示す。また図-5は各供試体のスパン中央 ($\alpha=1/2$) および $\alpha=1/4$ 点のD.M.F.と供試体スパンおよび T_0/T_1 の関係を同一グラフ上にプロットしたものである。以下より次のことが明らかとなる。

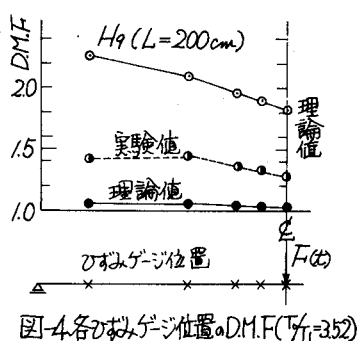


図-4 各ひびゲージ位置のD.M.F. ($T_0/T_1=3.52$)

①理論値によると、 $T_0/T_1 < 1.0$ においてはスパンの増大とともにD.M.F.は減少するが、 $T_0/T_1 = 3.0 \sim 4.0$ の範囲ではスパンの増大とともにD.M.F.は増大し、また同一スパンと比較すると、 T_0/T_1 の増大とともにD.M.F.は急激に減少していることがわかる。ゆえに本研究の範囲内で言及するなら、自動車衝撃荷重を受ける部材としての衝撃係数はスパンのみでなく、スパンおよび T_0/T_1 の関数として表す必要があると思われる。

②RCはりやスパン中央に集中衝撃荷重を受ける場合のD.M.F.分布はスパン中央より支近傍の方が大きくなっている。ゆえにせん断域での補強の際にこのようなD.M.F.分布についても考慮することが望ましい。

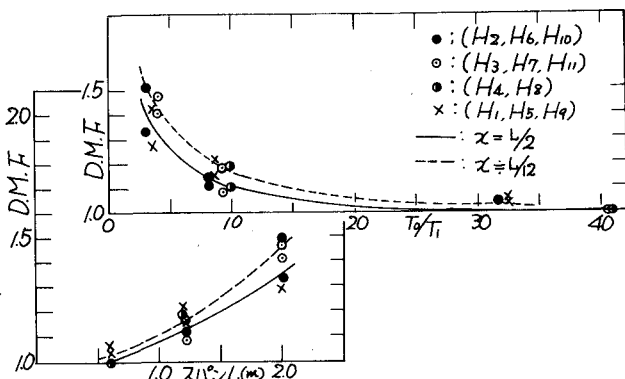


図-5 各供試体の $\alpha=1/2$ および $\alpha=1/4$ 点のD.M.F.とスパンおよび T_0/T_1 の関係

参考文献

- 1) J. Pengin, "Static and Dynamic Elastic Behavior of Reinforced Concrete Beams" ACI Journal, March 1954,
- 2) W. T. Thomson, "Impulsive Response of Beams in the Elastic and Plastic Regions" J. of A.M. September 1954,
- 3) 甲斐, 渡, 宮本, "RCはり床版の衝撃強度について" 第29回年次学術講演会 49. 10,
- 4) 西村, 藤井, 宮本, "衝撃下のRC部材の性状に関する研究" 昭和50年度関西支部講演会 50. 4
- 5) 武藤清, "構造物の動的解析" 丸善株式会社 1966. 3