

テストハンマーによる構造体コンクリートの 強度推定法に関する研究

Study on Estimating Method for Concrete Strength in Structure by Test Hammer

谷口 秀明 HIDEAKI TANIGUCHI

本論文は、テストハンマーにより構造体コンクリートの圧縮強度を精度よく推定するための方法について述べたものである。これまでの回帰式を用いた強度推定法では、推定強度は測定条件の違いにより実際の圧縮強度と大きく異なる場合がある。本研究では、テストハンマーの構造および測定方法ならびにコンクリートの変形について論理的に考察し、反発度と圧縮強度の関係を表す理論式を導出した。また、実験により求めた諸係数の値を用いれば、理論式によりさまざまなコンクリートの強度推定が可能であることが確認された。

キーワード：反発度、圧縮強度、配合、材齢、高強度コンクリート

This paper describes the method for estimating concrete strength in structure more accurately using the test hammer. In this study, a theoretical equation was derived to estimate the compressive strength from the rebound number by analyzing the principle of the test hammer, the method of the measurement and the concrete property on its deformation. It was confirmed that the proposed theoretical equation with the coefficients obtained by the experiment could estimate the concrete strengths in various conditions.

Key Words: Rebound Number, Compressive Strength, Mix Proportion, Age, High Strength Concrete

1. はじめに

テストハンマーは、1948年にスイスの E.Schmidt がシュミットハンマーを考案して以来、測定方法の簡便な非破壊試験装置として世界中に広まった。我が国においても、1958年には日本材料試験協会（現在の名称：日本材料学会）で指針案¹⁾が制定され、この指針案に基づくテストハンマーによる強度推定は、今日に至るまでさまざまなコンクリート構造物の検査および点検に活用されてきた。最近では、普通強度コンクリートが使用される一般の RC 構造物だけでなく、高強度コンクリートが使用されるプレストレストコンクリート橋や超高層ビル等の検査にも適用されつつある。

しかし、指針案に示された強度推定式（これ以降は、JSMS 式とする）で求めた推定強度は、実測の圧縮強度と一致しないことも多く、指針案の制定直後からさまざまな推定式が提案されてきた。1983年に作成された日本建築学会のマニュアル²⁾で示された強度推定式（これ以降は、AIJ 式とする）もその一つである。これまでに、JSMS 式等と実験結果との比較、新たな回帰式の提案、あるいは変動要因の確認に関する多くの報告が見られる

が、それらの結果は報告ごとに相違することが多い。また、高強度域のコンクリートを使用した新設構造物の検査では、JSMS 式による推定強度が実際の圧縮強度よりも20～30N/mm²程度小さくなることもある。構造体コンクリートの強度は、コンクリート構造物の構造性能と耐久性の評価に関わる重要な品質であり、テストハンマーによる構造体コンクリートの強度推定法の確立が強く求められている。

そこで、本研究では、まず、テストハンマーに関する既往研究の調査と室内実験により、従来の反発度と圧縮強度の試験値に対する回帰手法による強度推定の問題点を確認した。次いで、テストハンマーの構造および測定方法ならびにコンクリートの変形性状等について論理的に考察し、これに基づく反発度と圧縮強度の関係を表す理論式を導き出し、その妥当性を実験により検証した。さらに、理論式によってコンクリートの圧縮強度を精度よく推定するため、理論式に含まれる各係数に及ぼす諸要因の影響を把握し、それらの値を代入した強度推定式が、他者が行った小型試験体を用いた実験結果および筆者が行った大型部材の測定結果に対して適用できるものであることを確認した。

2. 従来の回帰手法による強度推定の問題点

(1) これまでに提案された推定式

既往の強度推定式の一例を、表-1および図-1に示す。いずれの強度推定式も反発度と圧縮強度の測定値に対する回帰式である。また、推定精度を考慮し、下限を示す式等も含まれていない。強度推定式は、JSMS 式のように1次式以外に、2次式、累乗式等の曲線を描く式も提案されている。JSMS 式は、坂ら³⁾の実験に基づくもので、実験の範囲では2次式を1次式で置き換えても支障がない誤差であるため、実務上の簡便性も考慮し、1次式で示された経緯がある。全体的な傾向を見れば、反発度が大きくなるほど、推定される圧縮強度は強度推定式によって大きく異なる傾向があり、JSMS 式による推定強度と一致しないものが多い。ただし、JSMS 指針案の解説図には、高い強度域ではJSMS 式による推定強度が試験値と一致しない結果が示されており、指針案の作成当時より明白になっていたものと考えられる。

AIJ 式による推定強度は、他の強度推定式を使用した場合に比べ、反発度が10~20の範囲でかなり大きく、式の傾きおよび切片も相当に異なる。そこで、AIJ 共通試験²⁾の内容を詳細に調べると、反発度の測定に円柱供試体を使用していること、試験結果にはばらつきが大きいこと、AIJ 式は参考扱いであること、材齢や試験機間で整理すると、異なる直線回帰式になるが、AIJ 式ではそれらの影響を考慮していないこと等が確認された。

(2) 強度域が反発度と圧縮強度の回帰式に及ぼす影響

反発度と圧縮強度の関係についてより詳しく調べるため、室内実験を行った。実験には、早強ポルトランドセメントを使用し、単位水量を 170 kg/m³、単位粗骨材絶対容積を 0.375m³/m³ とし、水セメント比を30~100% の範囲で変化させたコンクリート（以下、基本配合コンクリートと呼ぶ）を用いた。材齢は1~182日、養生方法は3日間の湿潤養生を行った後、試験室内に存置したもの（以下、養生 CA と呼ぶ）である。圧縮強度試験およびテストハンマー試験には、それぞれ、円柱供試体（φ100mm×200mm）、立方体供試体（一辺が200mm、指針案¹⁾に準拠）を使用した。圧縮強度の試験方法は JIS A 1108に準じた。テストハンマー試験には、ばね式のテストハンマー（衝撃エネルギー：2.207N・m、プランジャー先端の曲率半径：25mm）を使用した。供試体の固定方法、打撃方向（水平）、打撃数、反発度の異常値の扱い等は、すべて指針案¹⁾に準じた。なお、材齢や湿潤状態に対する補正は行わないこととした。

試験値は、図-2に示すように、低強度域では JSMS 式

表-1 既存の強度推定式の一例

提案者	推定式	圧縮強度の範囲 (N/mm ²)		反発度の範囲		記号	
		最大	最小	最大	最小		
JSMS1)	$F = -18.0 + 1.27R$	坂ら ³⁾ の実験結果				A	
試験器メーカー	$F = -11.8 + 0.784R + 0.00913R^2$	不明				B	
文献2)で紹介された式	AIJ 2)	$F = 9.8 + 0.72R$	47	14	42	13	C
	坂ら ³⁾	$F = -18.0 + 1.27R$	39	5	46	18	D
	小坂ら	$F = -42.3 + 2.2R$	34	10	33	22	E
	栢原	$F = -10.8 + R$	31	21	不明		F
	明石ら	$F = 0.01R(-2.65 + 2.84R)$	36	13	38	22	G
	伴ら	$F = 0.17R^{1.49}$	31	7	38	18	H
	木村	$F = -5.6 + 0.68R + 0.006R^2$	41	7	47	13	I
	坂ら	$F = -24.4 + 1.36R$	44	18	50	31	J
	大場ら	$F = -4.0 - 0.105R + 0.035R^2$	37	6	34	19	K
	沢田ら	$F = -43.2 + 2.3R$	58	7	45	23	L
最近の研究例	添田ら ⁴⁾	$F = -29.0 + 2.17R$ 【高流動コンクリートのデータ】	88	30	51	29	M1
		$F = -2.27 + 1.40R$ 【高強度コンクリートのデータ】	70	39	53	32	M2
		$F = -11.3 + 1.26R$ 【普通コンクリートのデータ】	40	14	40	16	M3
	新波ら ⁵⁾	$F = 0.561R / (1 - 0.0135R)$	112	18	53	24	N
	舟川ら ⁶⁾	$F = -30.7 + 2.0R$ 【高流動コンクリート、構造物データ】	60	32	45	30	O
谷口ら ⁷⁾	$F = -35 + 2.06R$ 【工場製品のデータ】	79	16	55	29	P	

注) 式はすべてN/mm²に換算。文献2)で紹介された式の元文献は文献3)以外省略。

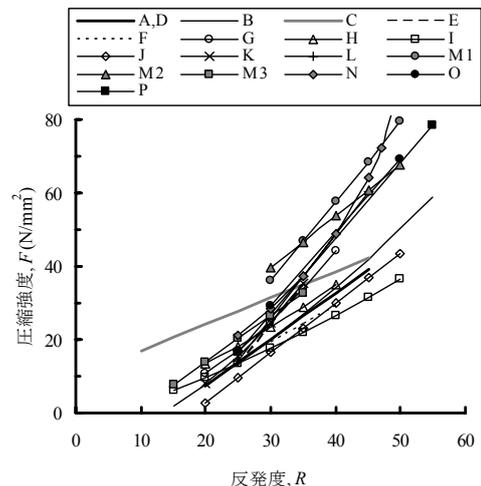


図-1 表-1に示した既往の強度推定式の比較

との差が小さいが、反発度あるいは圧縮強度が大きいほど、JSMS 式と一致しなくなる。そこで、回帰に含める試験値の強度範囲に着目し、圧縮強度の最小値を固定して最大値を約 10 N/mm² ごとに増加させ、反発度と圧縮強度の試験値に対する直線回帰を行った。図-3に示すとおり、低強度域の試験値を用いた直線回帰式は、JSMS 式とほぼ一致するが、高強度域の試験値が多く含まれるほど、JSMS 式に比べて傾きは大きく、切片は小さくなる傾向がある。表-1に示すとおり、坂ら³⁾は、圧縮強度は 5~40N/mm²程度の試験値を用いて JSMS 式を求めている。また、その他の強度推定式についても強度域に着目すれば、筆者の実験で得られた結果とほぼ一致する。すなわち、以上のことは、本来、反発度と圧縮強度が直線関係にないことを示唆するものである。また、強度推定式を提案する際に、適用できる強度の範囲（回帰に用

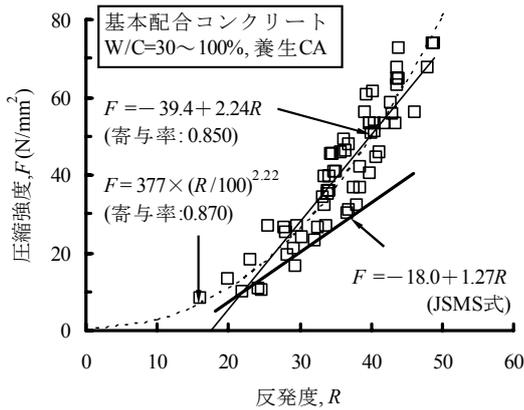


図-2 基本配合コンクリートの反発度と圧縮強度の試験値と JSMS 式の比較

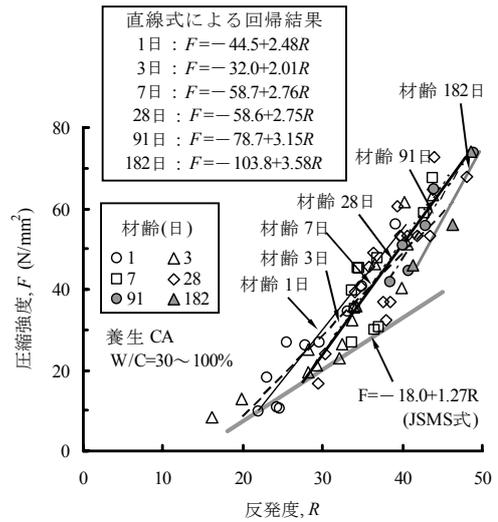


図-4 各材齢の試験値に対して回帰を行った結果

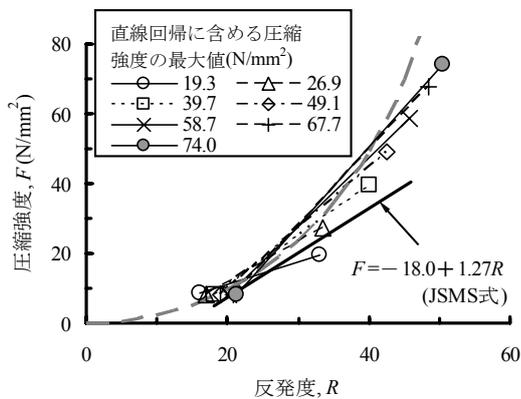


図-3 回帰に含める試験値の強度域を変化させた場合の直線回帰式の変化と JSMS 式との比較

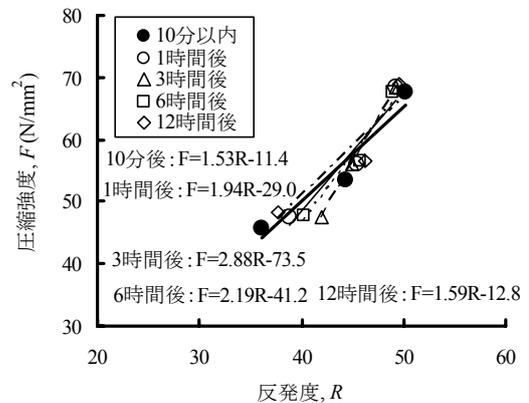


図-5 乾燥時間の違いが反発度と圧縮強度の関係に及ぼす影響

いた試験値の範囲)を併記しなかったことも、さまざまな強度推定式を生じた原因であると考えられる。反発度と圧縮強度の関係としては、図-3に破線で示すように、原点を起点とし、反発度が20付近で JSMS 式に漸近し、さらに高強度域では今回の測定点群の中心を通る何らかの曲線式で表すのが妥当であると考えられる。

(3) 材齢が反発度と圧縮強度の回帰式に及ぼす影響

(2) と同一の試験値を用い、材齢ごとに直線式で回帰を行ったものが、図-4である。直線式で回帰を行った場合、材齢の経過に伴い、切片は小さく、傾きは大きくなる傾向がある。一般に材齢が長いほど、圧縮強度が大きくなるため、材齢ごとの直線回帰式の違いは前述の強度域による直線回帰式の変化を間接的にとらえたものと考えられる。

従来の方では、材齢28日の強度推定式により得られた推定強度に対し、材齢ごとに一定値(材齢補正係数)を乗じる方法である。しかし、材齢によって異なる直線式になるため、反発度もしくは圧縮強度によっても異なる係数を与える必要がある。また、一般に用いられる材

齢補正係数は、Frankハンマーで求めた値である¹⁾。さらに、JSMS式は材齢3~365日までの試験値に対して直線回帰を行って求めたものであり、この式で求めた推定強度に対し、その材齢の範囲で材齢補正係数を与えることは適切ではない。

(4) 含水率が反発度と圧縮強度の回帰式に及ぼす影響

図-5は、乾燥時間が反発度と圧縮強度の関係に及ぼす影響を調べたものである。本実験では、水セメント比が30,40,55%の基本配合コンクリートを用いた。また、乾燥時間とは、材齢28日まで標準水中養生を行った供試体を水槽から取り出し、試験室(温度20℃、湿度60%)内に供試体を存置した時間である。セメント水比が大きいほど、乾燥に伴う圧縮強度の増加は大きい。12時間後であっても10分以内に比べて6%程度の増加である。一方、反発度は、水セメント比が40%以下ではほとんど乾燥の影響を受けないが、50%では10分以内の値に比べて

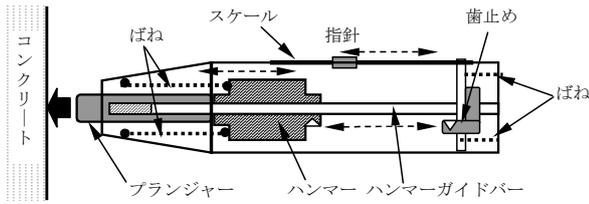


図-6 テストハンマーの内部構造

最大16%の増加を示すものがある。このため、反発度と圧縮強度の関係を表す直線回帰式は、図-5に示すように乾燥時間によって大きく異なる。このように、反発度と圧縮強度の試験値に対する直線回帰では、さまざまな影響要因を確認し、これを排除して回帰を行わないと、試験ごとに異なる回帰式を生じる可能性が高い。

3. 反発度と圧縮強度の関係を表す理論式の導出

これまでに JSMS 式よりも推定精度が良いとする数多くの強度推定式が提案されてきたが、使用材料、配合、強度域、検査方法等の条件が相違すれば、その適合性が悪くなることは、前章により明らかである。そこで、本章では、テストハンマーの機械的な動作機構およびコンクリートとプランジャーとの衝突現象に着眼し、測定される反発度の意味合いや、反発度とコンクリートの圧縮強度との関わりを論理的に考察することとした。

テストハンマー（シュミットハンマー）は、図-6に示すとおり、プランジャー先端をコンクリート表面に押しつけると、歯止めで固定されていたハンマーが外れ、ハンマーと本体を接続したばねの力でハンマーがプランジャーに衝突するものである。この衝撃エネルギーはコンクリートとの接触によって反発エネルギーとなり、さらにプランジャー、ハンマーガイドバーを介して指針の運動（移動）エネルギーに変換される。スケールにおいてこの指針が止まった位置を読みとったものが反発度である。要するに、テストハンマーとは、ばねの力を利用してはね返りの程度を測定する試験器である。一般に、反発度は移動距離をスケール全長との比で無次元化し、その値を百分率（%表示は行っていない）で表している。

図-7は、試験器内のハンマーとプランジャーの衝突現象を表したものである。テストハンマーにエネルギーを与えるものは、試験器内のばねとハンマーである。ばねエネルギーは、式 (1) に示すようにばね定数 k と衝突前の距離 x で表される。衝突後のはね返り距離を x' とすれば、衝突に伴うエネルギー損失 ΔE は式 (2) となる。また、衝突前後の距離の比 x'/x を反発係数 e とし、式 (1) を式 (2) に代入すれば、式 (3) のように表される。

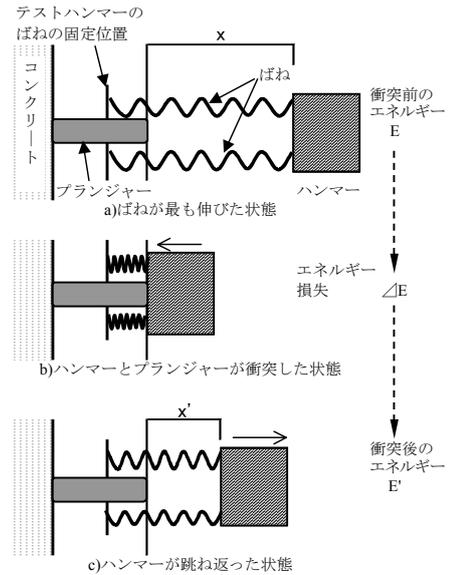


図-7 試験器内におけるハンマーとプランジャーの衝突現象のモデル化

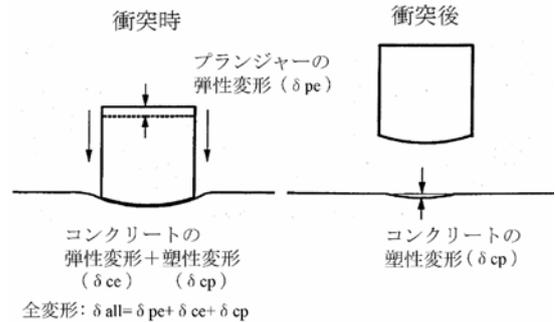


図-8 コンクリート表面とプランジャーの衝突によって発生する変形

$$E = \frac{1}{2} kx^2 \tag{1}$$

$$\Delta E = \frac{1}{2} kx^2 \left\{ 1 - \left(\frac{x'}{x} \right)^2 \right\} \tag{2}$$

$$\Delta E / E = 1 - e^2 \tag{3}$$

図-8に示すとおり、衝突によってプランジャーとコンクリートには何らかの変形を伴う。試験後に観察されるコンクリート表面のくぼみ（塑性変形）はその一つであり、エネルギーの一部はこの塑性変形によって消費される。また、プランジャー（鋼材）は弾性体であり、コンクリートも塑性域に達するまでは弾性体としての性質を有することから、衝突時には双方で弾性変形が生じると考えられる。衝突時の変形に着目すると、式 (4) に示すように表すことができる。

$$\delta_{all} = \delta_e + \delta_{cp} = \delta_{pe} + \delta_{ce} + \delta_{cp} \tag{4}$$

ここに、

δ_{all} : 衝突によって生じる全変形

δ_e : 衝突時の全弾性変形

δ_{pe} : プランジャーの弾性変形

δ_{ce} : コンクリートの弾性変形

δ_{cp} : コンクリートの塑性変形

また、試験器内部における機械的な摩擦等によるエネルギー損失と、コンクリート内部への弾性波の伝播、逸散によって消費されるエネルギー損失を考慮する必要がある。しかし、それらの値は定かではなく、個々に求めることも困難であるため、本論文ではエネルギー効率 η という係数により一括して取り扱うこととした。

以上のことを考慮し、エネルギー収支を考えると、式 (5) に示すとおり、衝突前のエネルギー E に対してエネルギー効率 η を乗じたエネルギー ηE は、衝突後の弾性変形に伴うエネルギー E_e とコンクリートの塑性変形に費やされたエネルギー E_{cp} の和に相当する。また、式 (3) に示したエネルギー損失 ΔE は、式 (6) に示すようにエネルギー効率 η に関わる損失 $(1-\eta)E$ とコンクリートの塑性変形に費やされたエネルギー E_{cp} の和であるとともに、式 (5) の関係により衝突前のエネルギー E から弾性変形に伴うエネルギー E_e を差し引いた値でもある。

$$\eta E = E_e + E_{cp} \quad (5)$$

$$\Delta E = (1-\eta)E + E_{cp} = E - E_e \quad (6)$$

荷重 P と全弾性変形 δ_e が一次の関係にあると考えれば、全弾性変形に伴うエネルギー E_e は式 (7) のように表すことができる。なお、 δ_e は単位荷重当たりの全弾性変形 ($= \delta_e/P$ 、これ以降は、単位全弾性変形と略す) である。

$$E_e = \frac{1}{2} \delta_e P = \frac{1}{2} \delta_e' P^2 \quad (7)$$

テストハンマーは、鋼球をコンクリート表面にぶつけた時に発生するくぼみの直径により表面硬度を測定する Frank ハンマーの原理を、Frank ハンマーは、静的に鋼球を押し付けて測定するブリネル硬度の原理を応用したものである。ブリネル硬度とは、静的な荷重をくぼみの表面積で除した値である⁸⁾。テストハンマーのプランジャー先端は球面であり、打撃によって発生したコンクリート表面のくぼみの深さは、ブリネル硬度試験における鋼球のくぼみの深さに相当する。プランジャー先端の曲率半径 r 、コンクリートの塑性変形 δ_{cp} (くぼみの深さに相当する) または単位荷重当たりのコンクリートの塑

性変形 δ'_{cp} ($= \delta_{cp}/P$ 、これ以降は単位塑性変形と略す) によりブリネル硬度 H_B を表すと、式 (8) に示すようになる。また、コンクリートの塑性変形に費やされるエネルギー E_{cp} は、ブリネル硬度の定義により、全弾性変形の場合と同様に、式 (9) のように表すことができる。

$$H_B = \frac{P}{2\pi r \delta_{cp}} = \frac{1}{2\pi r \delta'_{cp}} \quad (8)$$

$$E_{cp} = \frac{1}{2} \delta_{cp} P = \frac{1}{2} \delta'_{cp} P^2 \quad (9)$$

式 (5)、式 (7) および式 (9) の関係を用いれば、弾性変形に伴うエネルギー E_e と打撃前のばねに蓄えられたエネルギー E の比は、式 (10) に示すように単位全弾性変形 δ'_e 、単位塑性変形 δ'_{cp} およびエネルギー効率 η で表すことができる。

$$E_e / E = \eta \frac{\delta'_e}{\delta'_e + \delta'_{cp}} \quad (10)$$

反発度は、試験器に取り付けられた目盛を全長とし、はね返りの程度に合わせて移動する指針の距離の比を読み取っている。これは、図-7に示したハンマーとプランジャーの衝突前後における距離の比 x'/x を表すものであり、反発度は式 (3) に示した反発係数 e に相当すると考えられる。そこで、反発度を ρ と表現し、式 (3) の反発係数 e を反発度 ρ に置き換えれば、式 (6) の関係により Ee/E は反発度 ρ の2乗になる。また、式 (11) を式 (10) に代入すれば、反発度 ρ と弾性変形およびそのエネルギーとの関係式を導き出すことができる。

$$E_e / E = 1 - \Delta E / E = \rho^2 \quad (11)$$

$$\rho = \sqrt{\eta \frac{\delta'_e}{\delta'_e + \delta'_{cp}}} \quad (12)$$

$$\rho = \sqrt{\eta \frac{E_e}{E_e + E_{cp}}} \quad (13)$$

さらに、式 (12) に式 (8) を代入すれば、ブリネル硬度と反発度の関係が式 (14) に示す形で表される。反発度は硬度自体を表すものではなく、ブリネル硬度と式 (14) の関係にある指標である。

$$H_B = \frac{\rho^2}{2\pi r \delta'_e (\eta - \rho^2)} \quad (14)$$

ブリネル硬度は、式(8)に示したように、くぼみの表面積当たりの荷重に対する抵抗性を表すもので、その測定はコンクリート表面付近の局所的な評価ではあるが、コンクリート強度の大小がブリネル硬度に影響を及ぼす可能性が高い。金属やセラミック等の材料に対する品質の評価においても、硬度と強度が比較的直線関係にあると見なし、ブリネル硬度等の硬度試験が行われている。そこで、本論文においても、式(15)に示すように、コンクリートの圧縮強度 F とブリネル硬度 H_B が比例関係にあると仮定する。ただし、比例係数 α は、圧縮強度の推定精度を大きく左右するものなので、実験により詳細な検証を行うものとした。

$$H_B = \alpha F \tag{15}$$

式(15)が成立すれば、圧縮強度 F と反発度 ρ は式(16)の関係で表すことができる。

$$F = \frac{\rho^2}{2\pi\alpha\delta'_e(\eta - \rho^2)} \tag{16}$$

4. 理論式の妥当性の検証

(1) 実験方法

本章の実験では、2. で述べた基本配合コンクリートのうち、材齢1~91日の圧縮強度と反発度を用いた。また、プランジャーとコンクリートの衝突に伴う変形を把握するため、圧縮試験機の加圧板上に基準供試体を設置し、上方から供試体表面にプランジャーを押し付ける試験（以下、静的圧入試験と呼ぶ）を実施した。プランジャーを固定した治具の両側に取り付けられた変位計により、載荷開始から除荷終了までの変位を測定した。単位時間当たりの荷重を一定（約0.1N/s）し、載荷および除荷を行った。また、最大荷重は4, 6, 8, 10 kNとし、この4水準で得られた変形量を平均した。

球体を供試体に押し付けた場合の除荷時の荷重-変位曲線は、図-9に示すように供試体が弾性体、弾塑性体および塑性体の違いによって異なる。コンクリート供試体を使用した本実験で得られた曲線は、弾塑性体の曲線になった。図中の曲線OAと直線ABおよび直線BOで囲まれる部分の面積と、除荷時の曲線ACと直線ABおよび直線BCで囲まれる面積により、弾性変形に伴うエネルギー E_e と塑性変形に費やしたエネルギー E_{cp} を計算した。これらの値を式(13)に代入し、エネルギー効率 η を与えれば、反発度を算定することができる。塑性変形 δ_{cp} は塑性変形に費やしたエネルギー E_{cp} と式(9)に

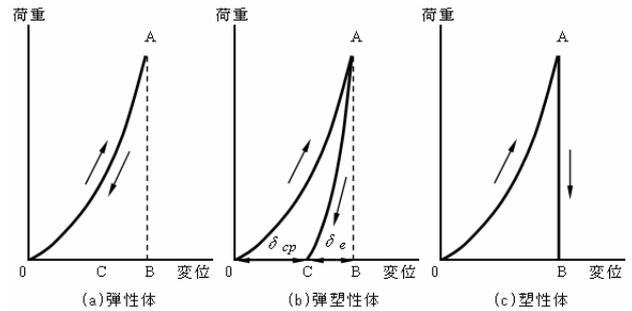


図-9 供試体の表面に球体を押し付けた場合の荷重変位曲線

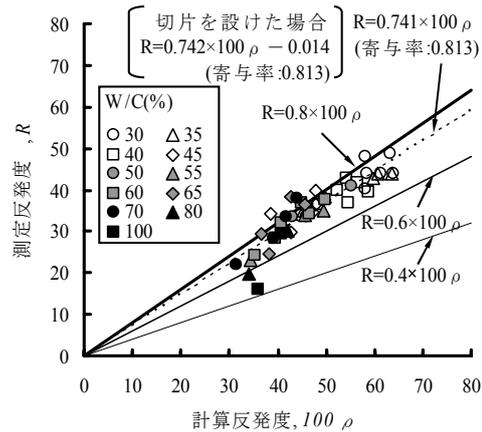


図-10 計算反発度 ρ と測定反発度 R の関係

よって計算し、さらに得られた塑性変形 δ_{cp} を式(8)に代入してブリネル硬度を求めた。

静的圧入試験では、エネルギー損失を生じないため、エネルギー効率 $\eta = 1$ とした。静的圧入試験により求まる反発度とテストハンマーで測定した反発度を区別するため、それぞれ、計算反発度（記号： ρ ）、測定反発度（記号： R ）とした。測定反発度は、試験器の読み値と合わせ、反発度を100倍した。式(16)を測定反発度に置き換えると、式(17)のようになる。

$$F = \frac{(R/100)^2}{2\pi\alpha\delta'_e[\eta - (R/100)^2]} \tag{17}$$

(2) 実験結果および理論式の検証

a) エネルギー効率 η の算出

図-10に示すとおり、計算反発度と測定反発度に対する直線回帰式および寄与率は、切片を0としても切片がある場合とほとんど違いがないため、両者には比例関係が成立するものと見なしでも良いと考えられる。反発度は式(13)のようにエネルギー効率 η の平方根との関係がある。また、計算反発度はエネルギー効率 η を1として求めた反発度である。このため、コンクリート供試体に対するテストハンマーのエネルギー効率 η は、式(18)の

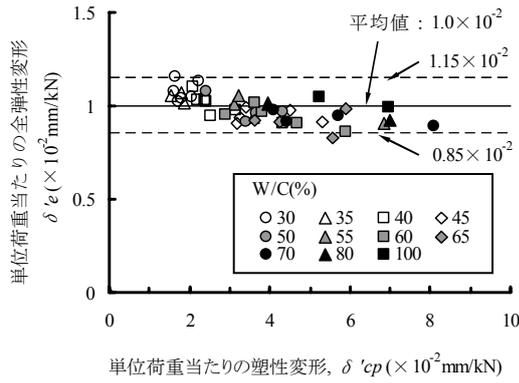


図-11 単位塑性変形 δ'_{cp} と単位全弾性変形 δ'_e の関係

ように表される。

$$\eta = \left(\frac{R}{100\rho} \right)^2 = 0.55 \quad (18)$$

式(12)により、反発度の最大値は、エネルギー効率 η の平方根となる。テストアンビル（鋼）は、繰返し使用による長期的な摩耗を除き、塑性変形を生じないので、テストアンビルに対する測定反発度(80)は、おおむね、反発度の最大値(0.64)と見なすことができる。ただし、テストアンビルであっても、測定反発度には ± 2 の許容範囲があるため、エネルギー効率 η の最大値にも ± 0.03 の相違を生じることを考慮しておく必要がある。

コンクリートに対してテストハンマー試験を行った場合のエネルギー効率 η は鋼よりも小さい。これは、コンクリート供試体内に逸散・吸収される衝撃エネルギー量が、テストアンビル（鋼）よりも大きいことを示唆するものである。計算反発度 100ρ が30~40の範囲では、測定反発度が計算反発度よりも小さい。また、比例係数が0.4~0.6の範囲に存在する2点は、水セメント比80%および100%、材齢3日で、圧縮強度は10N/mm²前後である。このように、低強度コンクリートでは、逸散・吸収されるエネルギー量がかなり大きくなる。

b) 反発度とブリネル硬度の関係

図-11に示すとおり、単位塑性変形 δ'_{cp} が大きいほど、水セメント比が大きいほど、単位全弾性変形 δ'_e は小さくなる傾向がある。しかし、単位塑性変形 δ'_{cp} が $1.5 \sim 8.0 \times 10^{-2}$ mm/kN の範囲で大きく変化しても、単位全弾性変形 δ'_e は平均値 1.0×10^{-2} mm/kN に対して ± 0.15 倍の範囲にほぼ収まる。図-12に示すとおり、単位全弾性変形 δ'_e を 1.0×10^{-2} mm/kN とし、式(14)に代入した曲線は、ブリネル硬度と計算反発度との計算値とほぼ一致する。すなわち、ブリネル硬度と計算反発度には式(14)の関係が成立する。

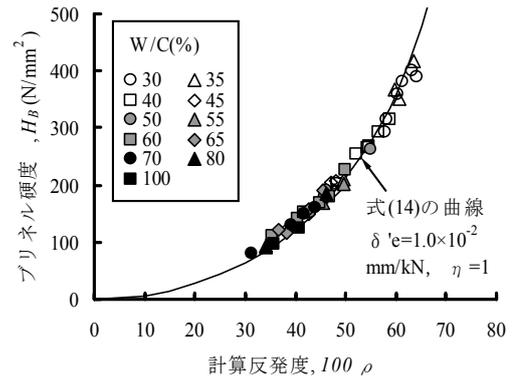


図-12 計算反発度 ρ とブリネル硬度 H_B の関係

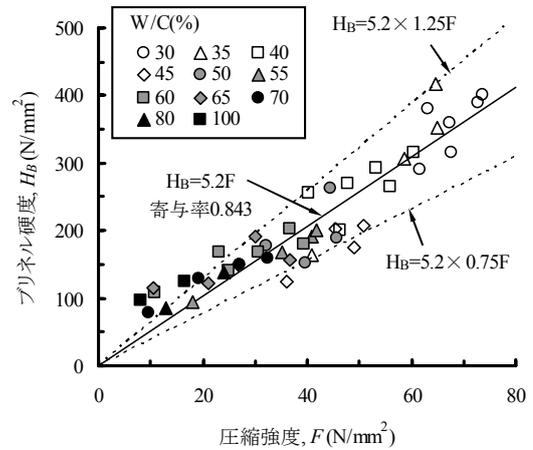


図-13 圧縮強度 F とブリネル硬度 H_B の関係 (比例係数 α の算出)

c) 比例係数 α の検証

圧縮強度とブリネル硬度の関係を、図-13に示す。両者の関係にはある程度のばらつきは存在するが、式(15)に示したとおり、おおよそ、比例関係にあると考えられる。ただし、約20N/mm²以下の低強度域では、比例係数 α が5.2よりも大きくなる傾向があること、図中の点線で示した比例係数 $\alpha=5.2$ に対して ± 0.25 倍程度のばらつきを考慮する必要がある。

d) 反発度と圧縮強度の関係

測定反発度と圧縮強度の関係を、図-14に示す。図中の曲線は式(17)に対して、単位全弾性変形 δ'_e を 1.0×10^{-2} mm/kN、エネルギー効率 η 、比例係数 α のいずれかを一定とし、他方を変化させた値（中心値および変動幅として $\eta: 0.55, \pm 0.10, \alpha: 5.2, \pm 5.2$ の0.25倍）である。測定反発度と圧縮強度の関係を表す理論式(17)の曲線は、いずれか一方の変動を加味すれば、試験結果の傾向を的確に表している。また、図-10、図-13のように、低強度域で理論式の曲線から大きく外れる現象も見られない。このため、エネルギー効率 η と比例係数 α は完全な独立の関係にないと考えられる。

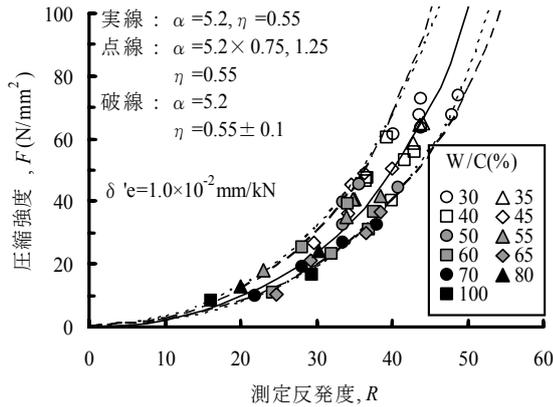


図-14 測定反発度 R と圧縮強度 F の関係

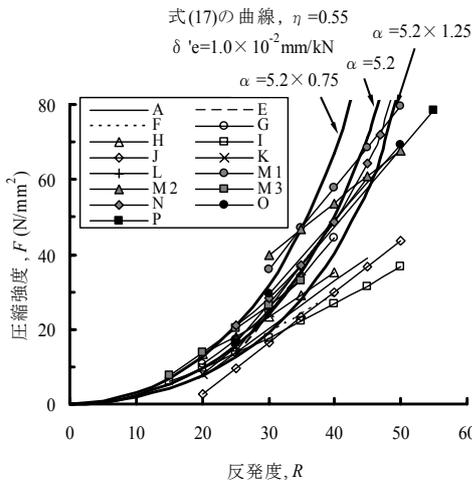


図-15 反発度 R と圧縮強度 F の関係における筆者の提案式と既存の推定式の比較

e) 既存の強度推定式と提案した理論式の比較

図-15は、筆者が提案した理論式と表-1に示した既存の強度推定式を比較したものである。理論式に含まれる各係数は、 $\eta = 0.55$ 、 $\delta 'e = 1.0 \times 10^{-2} \text{mm/kN}$ とし、 $\alpha = 5.2$ (変動幅：中心値 5.2 の ± 0.25 倍) とした。

回帰式 E, G, K および L を表す直線・曲線は、比例係数 $\alpha = 5.2$ とした理論式の曲線とほぼ一致する。また、高強度域の試験値を含まない JSMS 式は、反発度が 25 程度において比例係数 $\alpha = 5.2$ とした理論式を表す曲線に対してほぼ接線となる。その他の低い強度域の試験値で求めたものについても、回帰式 I および J を除き、おおむね、比例係数 α の変動幅 ± 0.25 倍内に含まれる。高強度域の試験値を含む回帰式に関しても、変動幅を表した理論式を表す曲線内に含まれるものが多い。しかし、理論式および変動幅を示した曲線の範囲とは、完全に一致しない回帰式が存在し、何らかの条件によりその範囲を超える試験値を発生する可能性があることは確かである。このため、圧縮強度の推定精度を高める上で各係数に及ぼす諸要因の影響を調べるのが重要である。

表-2 セメント硬化体の配合

セメント硬化体の種類	空気量 (%)	セメントの種類	記号	W/C (%)	絶対容積 (m^3/m^3)			
					Vw	Vp	Vm	Vg
コンクリート	4.5 (± 0.5)*1	H	C30	30	0.170	0.350	0.580	0.375
			~	~		~		
		C100	100	0.224				
		C40N	40	0.305				
		~	~	~				
		C60N	60	0.260				
モルタル	7.5 (± 1.0)*1	H	C40S	40	0.170	0.305	0.655	0.300
			C40T	40	0.195	0.350	0.200	
			C40U	40	0.170	0.305	0.755	0.200
			M40	40	0.271	0.487	0.925	0
M40S	40	0.240	0.432	0.925				
M40U	40	0.208	0.374	0.925				
ペースト	0	H	P40	40	0.557	1	0	
			P60*2	60	0.653			

<記号の説明> H: 早強ポルトランドセメント, N: 普通ポルトランドセメント, W/C: 水セメント比, Vw, Vp, Vm, Vg: 水, ペースト, モルタルおよび粗骨材の絶対容積

*1) () の数字は、空気量の管理幅
*2) コンクリートおよびモルタルと同程度の圧縮強度を得るために空気量を増やすことが難しいので配合 P60 を追加。

5. 理論式に含まれる各係数に及ぼす要因

(1) 実験方法

本章では、骨材量、水セメント比、材齢およびセメントの種類が理論式に含まれる各係数に及ぼす影響について検討を行った。表-2に示すとおり、コンクリート以外に、モルタルとペーストを使用し、さらに骨材の容積比率を変化させた配合を加えた。モルタルの配合比率は、コンクリート中のモルタル部分と一致させた。また、セメントには早強ポルトランドセメント (H) 以外に、普通ポルトランドセメント (N) も使用した。普通ポルトランドセメントを使用した場合の湿潤養生日数は 5 日間に延長し、試験材齢は 5 ~ 580 日とした。その他の条件は、前章と同一である。なお、高周波容量式水分計により供試体表面近くの含水率 (表面含水率) も測定した。

(2) 実験結果および考察

a) 骨材量

図-16は、水セメント比が40%のコンクリート、モルタルおよびペースト (配合 P60 は参考) を使用し、単位粗骨材絶対容積および単位ペースト絶対容積と、理論式に含まれる各係数の関係を調べたものである。

単位全弾性変形 $\delta 'e$ は単位粗骨材絶対容積が小さくなるほど、単位ペースト絶対容積が増加するほど大きくなる傾向がある。すなわち、セメント硬化体中の骨材量が少ないほど、単位全弾性変形 $\delta 'e$ は大きくなる性質を有する。ただし、コンクリートを対象とすれば、単位全弾性変形 $\delta 'e$ は大きく変化する係数ではない。

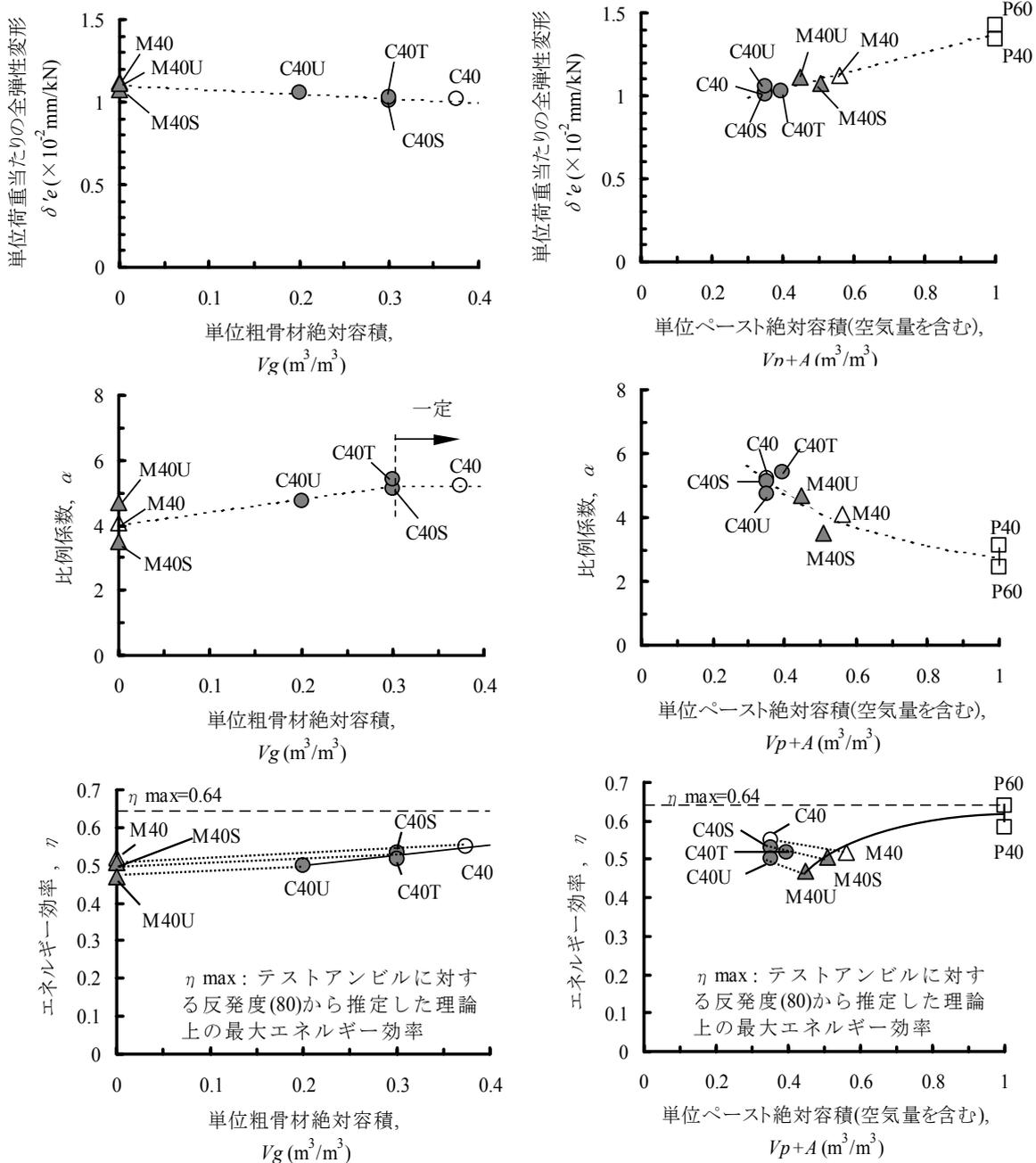


図-16 粗骨材およびペーストの絶対容積が理論式に含まれる各係数に及ぼす影響

比例係数 α は、単位粗骨材絶対容積が大きいほど、単位ペースト絶対容積が小さいほど、大きくなる傾向がある。ただし、単位粗骨材絶対容積が $0.3m^3/m^3$ 以上となる通常のコンクリートの比例係数 α はほぼ一定（5程度）と見なせる。

同一の配合比率であるコンクリートとモルタルを比較すれば、単位粗骨材絶対容積の減少あるいは単位ペースト絶対容積の増加に伴い、エネルギー効率 η が低下する傾向がある。エネルギー効率 η は均質なペーストが最も大きい、粗骨材の存在によっても大きくなるのがわかる。

b) 水セメント比および材齢

水セメント比と材齢が各係数に及ぼす影響を調べたものが、図-17である。ここでは、単位全弾性変形 $\delta'e$ および比例係数 α の算出には材齢を変数とする累乗式を、エネルギー効率 η の算出では反発度とセメント水比の関係に対して直線式を用いて回帰した結果によって、およそその傾向を表すこととした。

単位全弾性変形 $\delta'e$ は、材齢とともに増加する傾向がある。また、水セメント比が小さいほど、単位全弾性変形 $\delta'e$ は大きな値になるが、水セメント比の影響は材齢の経過とともに小さくなるのがわかる。

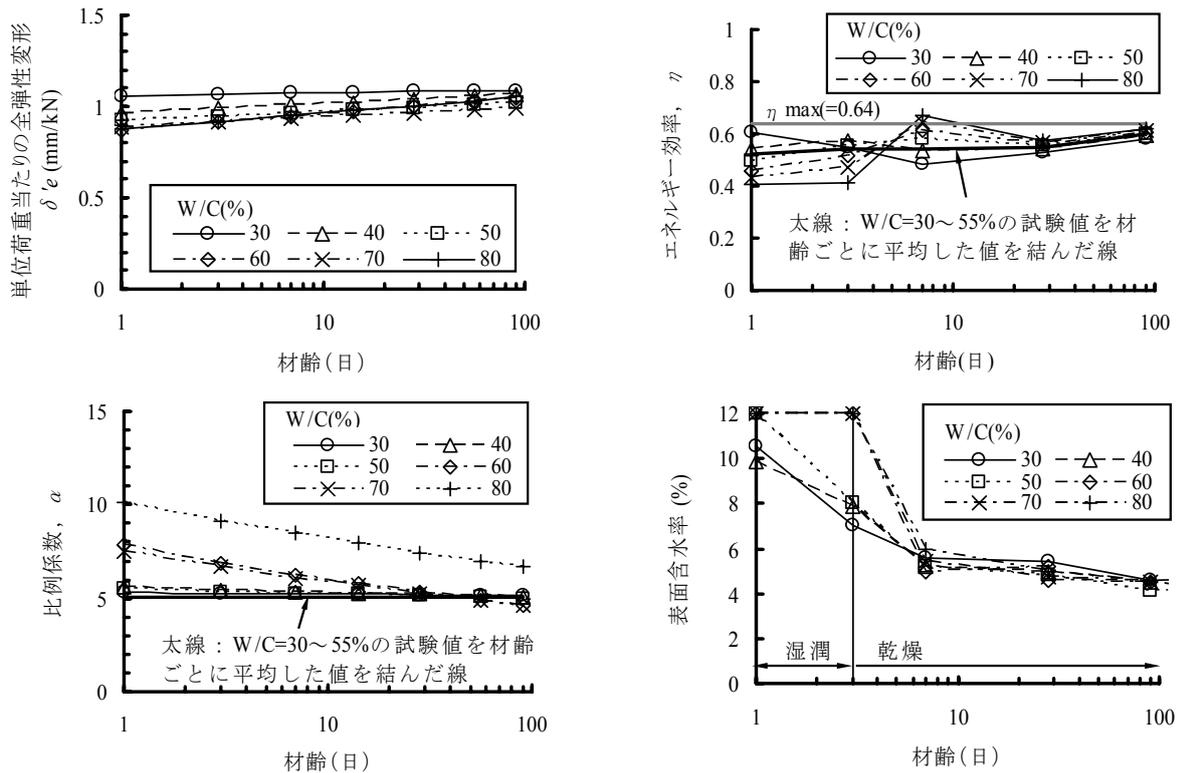


図-17 水セメント比および材齢が理論式に含まれる各係数と表面含水率に及ぼす影響

比例係数 α は、水セメント比が60%以上で、かつ材齢が短いほど、大きくなる傾向があるが、水セメント比が55%以下では水セメント比および材齢の影響をほとんど受けず、ほぼ一定(5.1程度)と見なせる。また、水セメント比が60~70%であっても、材齢28日以降であれば、比例係数 α はほぼ一定として取り扱うことができる。

エネルギー効率 η は、水セメント比が大きいほど、材齢 1,3 日では小さく、材齢 7 日では反対に大きい。ただし、水セメント比が30~55%の範囲ではエネルギー効率 η の差は小さく、また材齢28日以降では配合の違いによる差異は認められない。各材齢の平均値を結んだ太線により、エネルギー効率 η は材齢の経過に伴って緩やかに増加することがわかる。

材齢 7 日の表面含水率は、配合によって明確な違いは認められない。しかし、エネルギー効率 η の変化から判断すれば、水分計で測定される範囲よりも深い位置の含水状態がエネルギー効率に影響を及ぼす可能性がある。

c) セメントの種類

普通ポルトランドセメントを使用したコンクリートでは、材齢 540 日までの単位全弾性変形 δ'_e は $0.95 \sim 1.05 \times 10^{-2} \text{mm/kN}$ (材齢が長いほど増加) で、比例係数 α は平均で 5.0 となり、早強ポルトランドセメントの場合とほぼ一致する結果である。エネルギー効率 η は、図-18

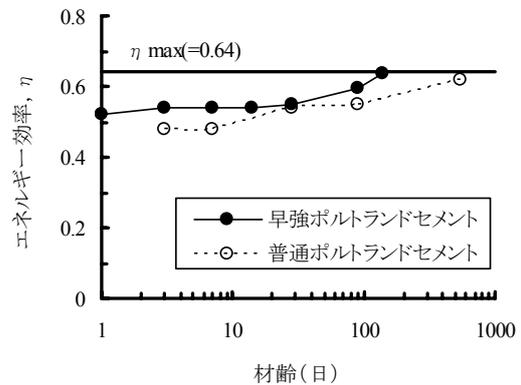
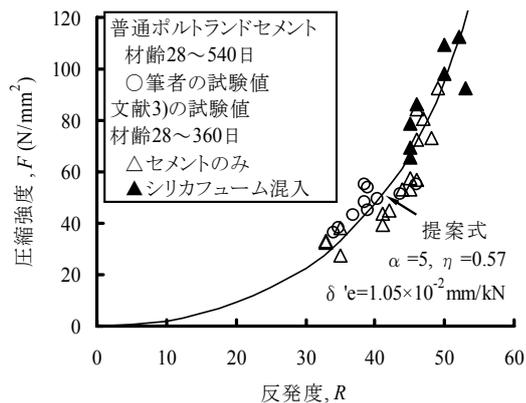


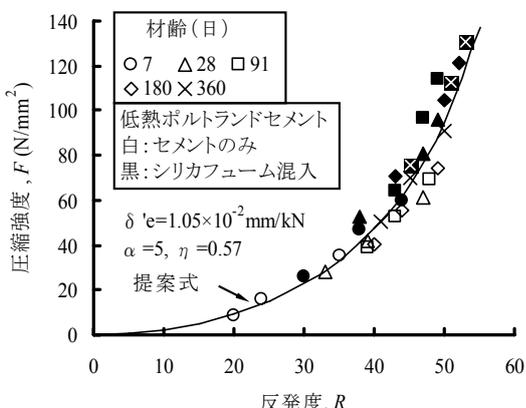
図-18 セメントの種類によるエネルギー効率の違い

の値よりも小さく、理論上の最大値(0.64)に達するまでの日数が長くなる。

図-19(a)は、普通ポルトランドセメントを用いたコンクリートの反発度と圧縮強度の試験値に対する提案式の適合性を評価したものである。図中には、筆者の実験と同一のテストハンマーを使用したス波ら⁵⁾の試験値(材齢28~360日)もプロットした。比例係数 α は 5.0、単位全弾性変形 δ'_e およびエネルギー効率 η については、水セメント比と材齢を考慮し、それぞれ、 $1.05 \times 10^{-2} \text{mm/kN}$ 、0.57とした。また、図-19(b)では、ス波ら⁵⁾の低熱ポルトランドセメントを使用したコンクリートの試験値に対しても筆者の提案式との比較を行った。各係数



(a) 普通ポルトランドセメント（シリカフェームを併用した場合を含む）



(b) 低熱ポルトランドセメント（シリカフェームを併用した場合を含む）

図-19 普通ポルトランドセメント、低熱ポルトランドセメントおよびシリカフェームを用いたコンクリートの反発度と圧縮強度の試験値に対する提案式の適合性（他者の室内実験結果との比較）

の値は定かでないため、前述の普通ポルトランドセメントと同じ値を代入した。

普通ポルトランドセメントを使用したコンクリートだけでなく、シリカフェームおよび低熱ポルトランドセメントを使用した場合にも、圧縮強度が 130N/mm² 程度までの高強度コンクリートに対して筆者の提案式が適用できることが明らかになった。

6. 大型部材の強度推定に対する提案式の適用例

高流動コンクリートを用いた大型試験体および実構造物（共同溝）における反発度と圧縮強度の試験値⁹⁾と提案式を比較したものが、図-20である。表-3にはコンクリートおよび大型部材の特徴を示した。図中に示した各係数の値は、セメントの種類、骨材量、水セメント比お

表-3 コンクリートおよび部材の条件

コンクリートの条件	セメントの種類	普通ポルトランドセメント
	水セメント比	大型試験体：50%，共同溝：53%
部材条件	単位粗骨材絶対容積	大型試験体：0.319m ³ /m ³ ，共同溝：0.329m ³ /m ³
	壁部材	小断面（厚さ：0.2m）。材齢7日までシート養生と給熱養生を行った箇所がある。7,28日にコア強度と反発度を測定した。
	マス部材	大断面（1m×1m×0.5m）。2面を合板型枠、他面を断熱材（厚さ0.2m）とし、試験体全体をシートで被覆した。コア採取、反発度測定の前に合板型枠を外したが、作業終了後には再度取り付けた。材齢3～91日にコア強度と反発度を測定した。
共同溝	コアを採取できないため、管理用供試体（材齢28日、標準水中養生）で評価した。テストハンマー検査が28日より遅延したため、事前に確認した材齢と圧縮強度の関係により、反発度を測定した材齢の圧縮強度に補正した。	

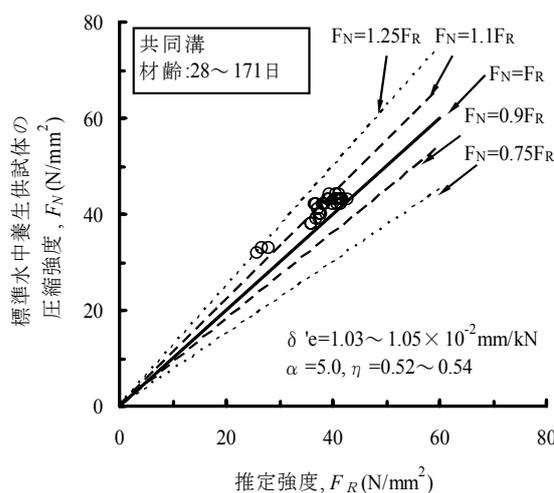
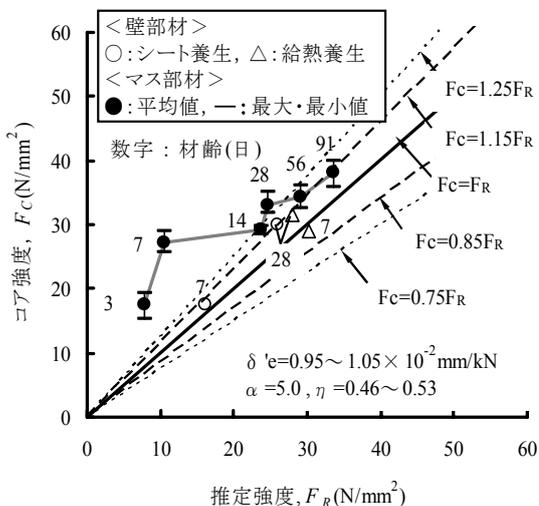


図-20 高流動コンクリートを用いた大型部材に対する提案式の適合性

および材齢を考慮したものである。壁部材および共同溝における推定強度は、コア強度、管理用供試体よりも若干小さな値になる傾向があるが、実際の圧縮強度に対して±0.1倍程度の範囲に収まる。一方、マス部材において

は、セメントの水和熱および外気との境界条件により表面に比べて中心部の強度増進が大きい。このため、推定強度は、初期材齢ではコア強度の最小値（合板型枠に最も近い位置）よりもかなり小さく、材齢91日でコア強度の最小値とほぼ一致する。

7. まとめ

テストハンマーによる構造体コンクリートの強度推定において、従来の回帰手法の問題点を明確にし、反発度と圧縮強度の関係を表す理論式を導き出し、さらに理論式に含まれる諸係数に及ぼす要因分析ならびにそれを含めた提案式の大規模部材への適用性を検討した結果、以下のことがわかった。

- ① 既往の強度推定式は、いずれも反発度と圧縮強度の試験値に対して直線式等で回帰して求めたものであり、強度域、使用材料等の諸条件が相違することに適合性が悪くなり、さまざまな回帰式が提案されてきた。
- ② 室内実験で得られた試験値に対して直線式による回帰を行った場合、低強度域では JSMS 式による推定強度とほぼ一致するが、高い強度域の試験値を含めるほど、直線式の傾きが大きくなる傾向にある。すなわち、反発度と圧縮強度の間には本来直線関係が成立しない。
- ③ テストハンマーの構造および測定方法ならびにコンクリートの変形状態等について論理的に考察を行った。導出した反発度と圧縮強度の関係を表す理論式は、室内実験によりその妥当性が確認された。提案した理論式は、圧縮強度 F (N/mm²)、反発度 R (試験器の読み値)、プランジャー先端の曲率半径 r (mm)、比例係数 α 、単位荷重当たりの全弾性変形 δ'_e (mm/kN)、エネルギー効率 η を用いて、以下のように表される。

$$F = \frac{(R/100)^2}{2\pi\alpha\delta'_e[\eta - (R/100)^2]}$$

- ④ 骨材量、水セメント比、材齢およびセメントの種類が理論式に含まれる各係数に及ぼす影響について確認を行った。これらの影響を考慮した値を代入した提案式によって求めた推定強度は、室内実験の試験値とよく適合する。また、各係数の値を直接求めていない場合であっても、影響要因を適切に考慮すれば、圧縮強度が 130N/mm² 程度までの高強度コンクリートを用いた小型試験体や、高流動コンクリートを用いた大規模部材の強度推定に

も提案式を適用できる。

謝辞：本論文は、筑波大学に提出した学位論文⁹⁾の概要を紹介したものである。ご指導、ご教示を賜りました、主査である筑波大学名誉教授 山本泰彦博士、副査である筑波大学教授 今井弘博士、同教授山田恭央博士、同准教授金久保利之博士ならびに建築研究所上席研究員 杉山央博士に深く感謝致します。また、理論式の導出に関する論文¹⁰⁾の作成においてご指導いただいた京都大学教授 河野広隆博士、土木研究所主席研究員 渡辺博志博士に深く感謝致します。

参考文献

- 1) 日本材料試験協会：シュミット・ハンマーによる実施コンクリートの圧縮強度判定方法指針（案），材料試験，第7巻，第59号，pp.427-430，1958.8
- 2) 日本建築学会：コンクリート強度推定のための非破壊試験方法マニュアル，1983
- 3) 坂静雄，松井敏夫：表面硬度法による実施コンクリートの強度判定法，セメント技術年報，Vol.9，pp.395-401，1955
- 4) 添田政司，徳光卓，濱尚史，大和竹史：テストハンマーによる高強度・高流動コンクリートの強度推定に関する実験的研究，セメント・コンクリート論文集，No.55，pp.245-249，2001
- 5) 斯波明宏，石川伸介，渡邊聡，河上浩司：リバウンドハンマーによる強度推定式の提案とその評価，コンクリート工学，Vol.43，No.2，pp.35-40，2005.2
- 6) 舟川勲，谷口秀明，牛島栄：高流動コンクリートのテストハンマーによる強度推定に関する研究，セメント・コンクリート論文集，No.51，pp.322-327，1997
- 7) 谷口秀明，渡辺博志，鈴木雅博，藤田学：プレストレストコンクリート部材へのテストハンマーの適用性に関する検討，プレストレストコンクリート，Vol.44，No.5，pp.47-52，2002.9
- 8) JIS Z 4423:ブリネル硬さ試験—試験方法，1998
- 9) 谷口秀明：テストハンマーによる構造体コンクリートの強度推定法に関する研究，筑波大学学位論文，2007.3
- 10) 谷口秀明，渡辺博志，河野広隆，藤田学：テストハンマーによるコンクリートの硬度測定および強度推定の誤差要因に関する検討，土木学会論文集，No.767/V -64，pp.199-210，2004.8