

東海大学大学院 令和5年度 博士論文

機械インピーダンス法による  
コンクリートの圧縮強度評価に関する研究

指導 笠井 哲郎 教授

東海大学大学院 総合理工学研究科総合理工学専攻  
建築・土木工学コース

久保 元樹

# 目次

<b>第 1 章 序論</b> .....	1
1.1 研究の背景 .....	1
1.2 研究の目的 .....	2
1.3 圧縮強度推定に関する既存の非破壊検査技術の概要 .....	4
1.3.1 圧縮強度推定法の変遷 .....	4
1.3.2 主要な非破壊検査法の基本原理 .....	5
1.4 本論文の構成 .....	10
【参考文献】 .....	12
<b>第 2 章 反発硬度法によるコンクリートの圧縮強度推定に関する理論的考察</b> .	14
2.1 研究の背景と目的 .....	14
2.2 反発硬度法の測定原理と実践 .....	15
2.2.1 エネルギーの釣り合い .....	15
2.2.2 リバウンドハンマの打撃機構とブリネル硬度の算出 .....	18
2.3 波動理論による反発係数の検証 .....	22
2.3.1 コンクリート表面のばね定数と反発度の関係 .....	22
2.3.2 プランジャー長さの影響 .....	24
2.3.3 ハンマ質量の影響 .....	27
2.4 反発硬度法の力学モデルの問題点 .....	28
2.5 まとめ .....	30
【参考文献】 .....	31
<b>第 3 章 機械インピーダンス法の基本原理</b> .....	32
3.1 研究の背景と目的 .....	32
3.2 機械インピーダンス法の基本原理 .....	32
3.2.1 ハンマの運動方程式 .....	32
3.2.2 実際の測定 .....	40
3.3 まとめ .....	43
【参考文献】 .....	44
<b>第 4 章 機械インピーダンス法における圧縮強度推定の理論的枠組み</b> .....	45
4.1 研究の背景と目的 .....	45

4.2	実験の概要	46
4.2.1	供試体と測定方法	46
4.2.2	測定方法	47
4.2.3	機械インピーダンスの算出	48
4.3	実験結果および考察	48
4.3.1	コンクリートの応力ひずみ曲線	48
4.3.2	ハンマ打撃によって実現されるひずみ領域	50
4.3.3	圧縮強度推定式の構成	52
4.3.3	圧縮強度推定式の適応性	54
4.3.4	圧縮強度の推定手順と誤差	56
4.4	まとめ	57
	【参考文献】	58
<b>第5章</b>	<b>機械インピーダンス法による圧縮強度推定精度向上への取り組み</b>	<b>59</b>
5.1	研究の背景と目的	59
5.2	ひずみ量に関する実験概要	60
5.2.1	コンクリートの材料および配合と供試体	60
5.2.2	実験項目および方法	61
5.3	湿潤状態に関する実験概要	62
5.3.1	供試体	62
5.3.2	測定方法	63
5.3.3	機械インピーダンスの算出	64
5.4	ひずみ量に関する結果および考察	65
5.4.1	圧縮強度推定式の構築	65
5.4.2	終局ひずみの量	66
5.4.2	終局ひずみが強度推定値に及ぼす影響	68
5.5	湿潤状態に関する実験結果および考察	72
5.5.1	供試体の質量変化	72
5.5.2	反発度	73
5.5.3	反発過程の機械インピーダンス	74
5.5.4	貫入過程の機械インピーダンス	76
5.5.5	含水率が機械インピーダンスに及ぼす影響	77
5.6	まとめ	79

5.6.1 ひずみ量に関する実験のまとめ .....	79
5.6.2 湿潤状態に関する実験のまとめ .....	80
【参考文献】 .....	81
<b>第6章 結論</b> .....	<b>83</b>
6.1 各章のまとめ .....	83
6.2 今後の課題 .....	85

# 第 1 章 序論

## 1.1 研究の背景

コンクリート構造物は、現代の社会インフラを支える重要な役割を担っている。我が国の社会インフラは、戦後の高度経済成長を背景に急ピッチで整備され、現在までに蓄積されたコンクリートの総量は 100 億  $m^3$ <sup>1),2)</sup>を超えたともいわれている。コンクリート構造物はかつて半永久構造物でメンテナンスフリーであると認識されてきた。しかし、1980 年頃に「コンクリート・クライシス」<sup>3)</sup>として早期に劣化するコンクリート構造物の現状が報道され、さらに 1999 年に山陽新幹線トンネル覆工コンクリート剥落事故<sup>4),5),6)</sup>などが発生し、メンテナンスフリーという認識は是正されてきた。また、建築の耐震偽装問題<sup>7)</sup>など人為的に欠陥を持ったコンクリート構造物の問題や、老朽化の問題も絡みあい、現在ではコンクリートの品質に関する意識が大きく変化している。特に、老朽化は大きな問題になっている。国土交通白書 2020<sup>8)</sup>によると、2033 年までに建設後 50 年以上経過する施設の割合は、道路橋で約 63%、トンネルで約 42%、河川管理施設（水門等）で約 62%、下水道管きよで約 21%、港湾岸壁で約 58%と見込まれており、全体的に約半数の社会インフラが建設後 50 年以上を迎えることになる（図 1-1 参照）。

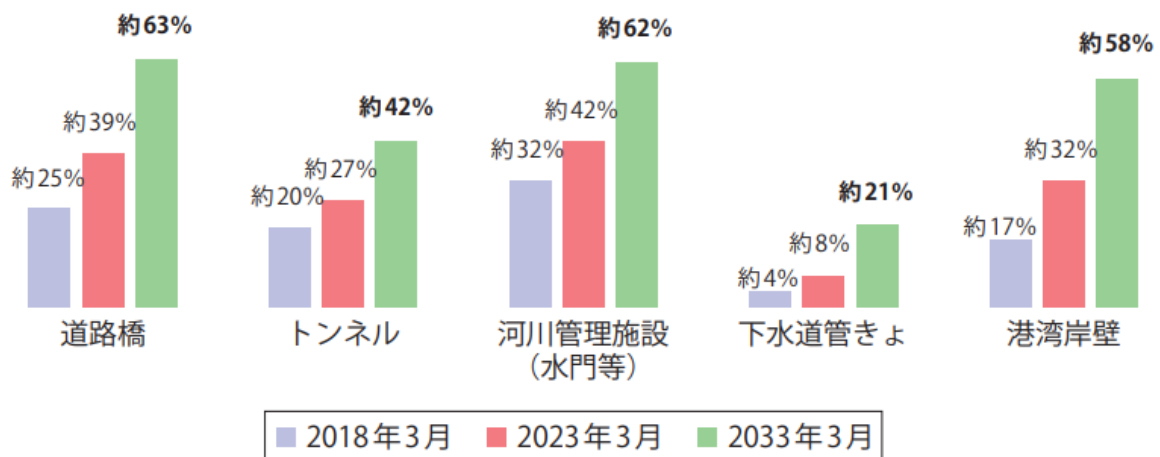


図 1-1 建設後 50 年以上経過するインフラの割合<sup>8)</sup>

このような中、構造物を効率よくメンテナンスし、より長く使用する事を目指したインフラ長寿命化基本計画<sup>9)</sup>が 2013 年に取りまとめられた。2014 年には、

橋梁等の道路構造物において、「定期点検要領」<sup>10)</sup>が策定され、橋やトンネル等の構造物について5年に1回、近接目視を基本とする点検が実施されるに至った。しかしながら、この定期点検は上述の通り近接目視が基本となっており、コンクリートの物理的性質を把握できるわけではない。コンクリートの物理的性質を把握するには、構造体からコア供試体を採取し圧縮強度試験を実施する破壊試験が主に用いられている。コア供試体を採取して実施する破壊試験は、コンクリートの局所的な情報を反映するものであるが、コンクリートは、鉄やプラスチック等と比較して強度などの品質の面で大きなバラつきを持った材料であることに疑いの余地はない。このため、コア供試体から得られる局所的な情報を、構造物を代表する情報として取り扱うことには疑問が残る。そもそも、長寿命化を目的とした試験であるにも関わらず、試験のために局所的でも破壊を伴い、構造物に傷をつける行為は、試験本来の目的と矛盾する。また、長寿命化を目指す場合、構造物の現況を適切に把握し、適切なメンテナンスを施すことは必須であるが、新設時に高品質なコンクリート構造物を施工することが経済的な面からも、長寿命化という観点からも最も効果が高い対策となる。新設時のコンクリートの品質管理は、一部非破壊検査を用いて行われているが、コンクリートを構造体に打設する際に採取したテストピースによって品質管理を行うのが一般的である。しかしながら、コンクリートは施工条件と養生条件が品質に大きな影響を与える材料である。構造体コンクリートとテストピースでは、この施工条件と養生条件が大きく異なるため、テストピースの結果を持って構造体の品質を確認する方法では、構造体コンクリートの品質を評価することは難しいと考えられる。このような背景から、近年、非破壊検査に対する期待が大きくなっている。

## 1.2 研究の目的

コンクリートの品質を非破壊で確認する方法は様々存在するが、大きく2つに分類することができる。1つは、反発硬度法<sup>11),12)</sup>や超音波法<sup>13)</sup>、衝撃弾性波法<sup>14)</sup>のようにコンクリートの力学的特性に関連する指標を測定する方法、もう一つは、透気試験<sup>15)</sup>や表面吸水試験<sup>16)</sup>のように物質の移動抵抗性を測定する方法である。現在、日本国内で最も広く普及している非破壊試験法は反発硬度法である。反発硬度法は、1948年にスイスのSchmidtらによって開発された方法<sup>17)</sup>であり、日本国内に導入されて50年以上の歴史がある。この間、国内の技術者および研究者に

よって実用化に向けた様々な実験がなされてきた<sup>18)</sup>。反発硬度法は、重錘でコンクリートに接触させたプランジャー頭部を打撃することによって生じる重錘の反発距離を求める方法であり、打撃側の情報から圧縮強度を推定しようとする方法で、その測定方法については、各団体で規格や基準、指針などが示されている<sup>11,12)</sup>。反発硬度法は、構造物に損傷を与えることなく測定が可能であること、機器が軽量であり、測定が簡便・容易に行えることなどの利点があるが、コンクリートの湿潤状態や表面の粗さの影響を受けやすいこと、打撃角度によって補正が必要であること、バネを用いて機械的に打撃を発生させるため器差が存在する事、そもそもの測定精度が低いことなどの欠点がある。このため、最近では、超音波法および衝撃弾性波法を用いて新設コンクリートの品質管理が行われている<sup>19)</sup>。超音波法や衝撃弾性波法は、コンクリート表面に2つのセンサーを設置し、弾性波がセンサー間を伝搬する時間差を測定することで弾性波速度を決定して圧縮強度を推定しようとするものである。反発硬度法に比較して、圧縮強度の推定精度は高いものの、測定機器、測定方法自体に専門性があり、誰でも扱える技術とは言い難い。そこで、筆者は、簡単な測定によって圧縮強度が推定可能な測定手法を提案している。この方法は、加速度計が内蔵されたハンマによってコンクリート表面を打撃することで得られる、打撃力波形から機械インピーダンスを算出し、機械インピーダンスから圧縮強度を推定する方法であり、機械インピーダンス法と呼称している。機械インピーダンス法の測定方法は、ハンマによるコンクリート表面の打撃であり、反発硬度法の測定方法と同じであるが、その理論的背景は大きく異なる。本研究では、反発硬度法および機械インピーダンス法による強度推定について理論的に考察し、その違いを明らかにするとともに、機械インピーダンス法による圧縮強度推定の妥当性を検証した。また、配合条件や測定条件を変化させた円柱供試体を対象に測定を実施し、機械インピーダンス法が各種条件下において受ける影響について検討したものである。

## 1.3 圧縮強度推定に関する既存の非破壊検査技術の概要

### 1.3.1 圧縮強度推定法の変遷

現代社会における構造物の多くは、鉄筋コンクリートで構成されている。鉄筋コンクリートに使用されるコンクリートは、材料としての強度（圧縮強度）が設計上必要とされている強度に達しているかが重要な品質の一つになる。鉄筋コンクリートは、この他、鉄筋を保護するという目的も同時に担っており、鉄筋を腐食させる外部因子の侵入を抑制する能力、いわゆる、物質の移動抵抗性も重要な品質の一つと言える。しかしながら、物質の移動抵抗性は透気試験や吸水試験によって評価を行う試みが行われている<sup>20)</sup> 最中であり、広く現場で実施されているとは言い難い。このため、今日におけるコンクリートの品質確認方法は、テストピースまたは、コア供試体を採取し、静的試験によって直接的に圧縮強度を求める破壊試験がほとんどの現場において広く実施されている<sup>21)</sup>。しかしながら、静的試験による圧縮強度の測定は、以下の問題点も指摘されている。

#### ○テストピースを用いた場合

構造物にコンクリートを打設する際にテストピースを別途採取し、このテストピースを対象に試験を実施する方法である。テストピースは、試験室内で標準養生されるのに対し、構造物に打設されたコンクリートは現場養生となり、現場条件によっては過酷な環境で養生される場合があり、養生環境が大きく異なる。コンクリートは、配（調）合が適切で、粗骨材や細骨材、セメント等コンクリートを構成する材料の品質が十分であっても施工条件や養生条件によって製品としての性能が大きく異なる材料であり、テストピースと構造物に打設されたコンクリートの品質が同等とは言い難い。

#### ○コア供試体を用いた場合

既設のコンクリート構造物からコア供試体を採取し、採取したコア供試体を対象に試験を実施する方法である。本法は、コンクリート構造物から直接試料を採取するため、構造物の状態を直接的に把握できる利点があるものの、構造物に局部的であっても破壊を伴う。長寿命化を目指し、高品質な構造物の構築を目的として実施する試験で破壊を伴っては本末転倒となる。

上記のような背景から、現在では、非破壊検査技術の重要性が叫ばれている。コンクリートの圧縮強度を非破壊で推定する既存技術としては、リバウンドハンマを用いてコンクリートの反発度を測定する方法（以下、反発硬度法）や弾性波速度を測定する方法（以下、弾性波法）などがある。前者は、日本国内に導入さ



れてから 50 年以上の歴史があり，広く普及した技術で，高さが 5m 以上の鉄筋コンクリート擁壁，内空断面が 25m<sup>2</sup> 以上の鉄筋コンクリートカルバート類，橋梁上・下部工及び高さが 3m 以上の堰・水門・樋門を対象に試験が義務付けられている。一方後者は，2006 年に導入された比較的新しい方法で，橋長 30m 以上の橋梁の橋梁上部工事および橋梁下部工事を対象として，義務化されている。本章では，圧縮強度の推定に用いられる既存の非破壊検査技術である反発硬度法および弾性波法の試験を紹介するとともに，その基本原理について簡潔に述べる。これに対し，著者が研究している方法について，その基本原理を簡潔に示し，反発硬度法や弾性波法との違いについて示す。

### 1.3.2 主要な非破壊検査法の基本原理

#### (1) 反発硬度法の基本原理

反発硬度法は，1948 年にスイスの Schmidt らによって開発された方法である<sup>17)</sup>。日本においては，50 年以上前に導入され，2003 年に JIS 規格<sup>11)</sup>が制定されている。測定装置は図 1-2 に示すように，ハンマとプランジャーから構成され，ハンマでプランジャー頭部を打撃した際のハンマの反発距離を測定するものである。よって，反発度  $R$  は，式(1.1)として定義される。

$$R = \frac{H_R}{H_0} \quad (1.1)$$

ここに， $H_0$ ：ハンマの静止状態でのプランジャーヘッドからの距離

$H_R$ ：ハンマの反発後のプランジャーヘッドからの距離

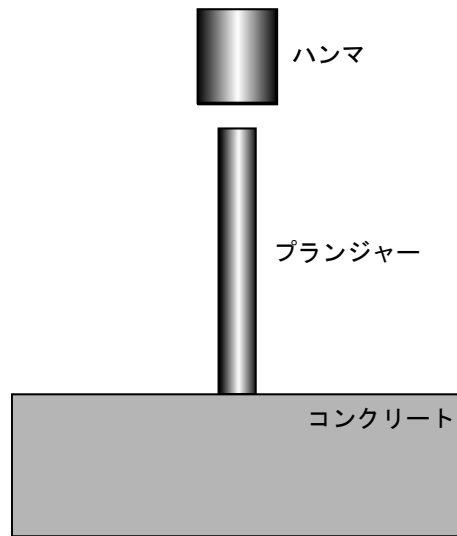


図 1-2 反発硬度法の打撃機構の模式図

Schmidt らの提唱する反発硬度法の測定理論では，エネルギーの釣り合いを考慮し，式(1.2)が示されている。

$$E_0 = E_P + E_R \quad (1.2)$$

ここに，  $E_0$  : ハンマの持つ初期ポテンシャルエネルギー

$E_R$  : ハンマの反発エネルギー

$E_P$  : 入力された打撃エネルギーのうちコンクリート表面の塑性変形によって費やされるエネルギー

反発度が測定されれば，コンクリート表面の塑性変形によって費やされたエネルギー量が得られることになる。コンクリートの圧縮強度（硬さ）が大きければ塑性変形によるエネルギー吸収量が小さく，反発度は大きくなる。

## (2) 弾性波法の基本原理

弾性波法による圧縮強度推定では、コンクリート内部を弾性波が伝搬する速度を求めることで圧縮強度を推定する。弾性波の入力方法には、探触子を用いて比較的周波数の高い弾性波を入力する方法と、鋼球やハンマ打撃によって周波数の低い弾性波を入力する方法がある。一般に、前者が超音波法、後者は衝撃弾性波法と呼ばれている。弾性波法の内、衝撃弾性波法は1984年頃から米国コーネル大学の Sansalone 博士<sup>22)</sup>によって開発されたものである。衝撃弾性波法の基本原理は、図1-3に示す通りである。

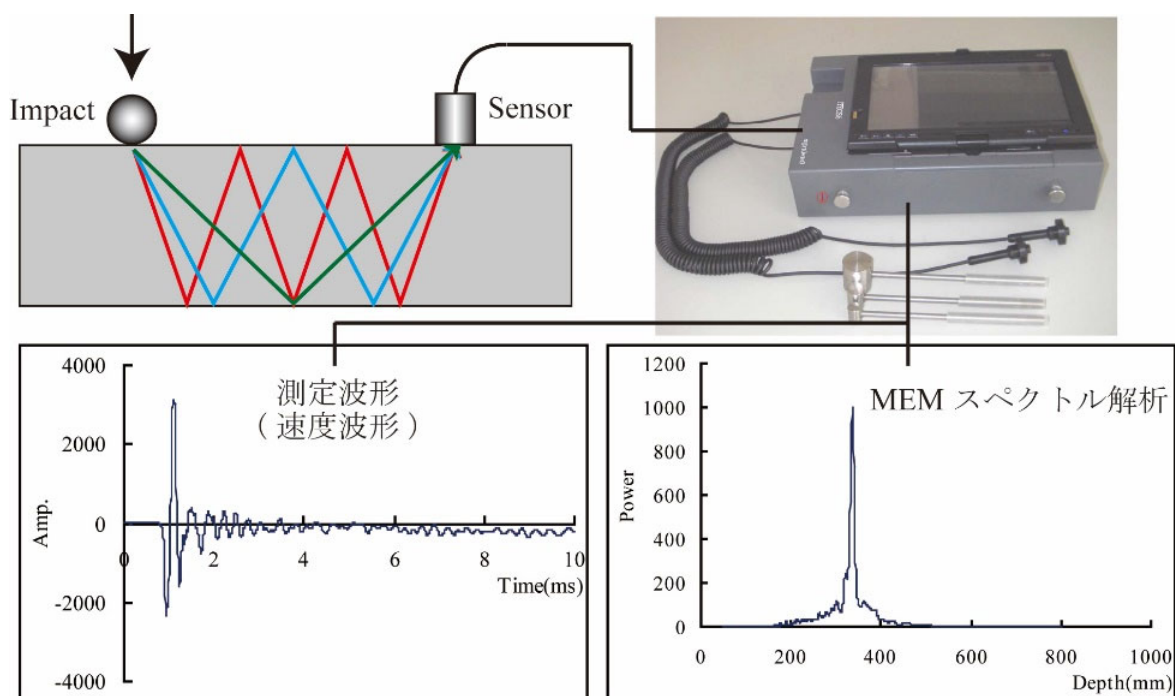


図 1-3 衝撃弾性波法の基本原理

コンクリート表面にパルス状の打撃力を作用させるが、この手段として、鋼球でコンクリート表面を打撃する (Impact) という簡単な方法を用いる。打撃によってコンクリート内に波動が発生し、内部を伝搬する。コンクリート内部の波動現象を打撃点近傍に取り付けたセンサーで計測する。コンクリートの応答は、コンクリートの底面や内部欠陥からの反射波 (Echo) であり、測定面と反射面の距離が短いと、波動はその間で多重反射し、図1-3左下にあるように周期的な波形となる。この周期は、波動が測定面と内部欠陥を1往復する時間に等しく、式(1.3)によってコンクリートの厚さを求めることができる。

$$D = \frac{V_P}{2f} \quad (1.3)$$

$$V_P = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (1.4)$$

ここに、  
 $D$  : コンクリートの厚さ  
 $V_P$  : コンクリート内部を伝搬する弾性波の速度  
 $f$  : 周波数である。  
 $E$  : コンクリートの弾性係数  
 $\rho$  : コンクリートの密度

なお、衝撃弾性波法の基本的な測定およびデータ解析方法については、米国の ASTM 規格<sup>23)</sup>がある。国内では、日本非破壊検査協会規格 NDIS<sup>14)</sup>が制定されている。

式(1.3)から分かる通り、コンクリートの厚さが既知であれば、コンクリート内部を伝搬する弾性波の速度を求めることができ、この速度は、コンクリートの弾性係数と式(1.4)の関係がある（ポアソン比の影響を受けない場合）。弾性係数と圧縮強度には相関関係が認められるため、弾性波法はこの関係を利用し、弾性波速度から圧縮強度推定を試みるものである。しかしながら、式(1.3)によって速度を算出するには、コンクリートの部材厚と周波数  $f$  が正確に求められることが条件となる。実際の構造物は、大断面であり部材厚をミリ単位で正確に実測することが困難であること、周波数  $f$  を求めるには、測定対象が板構造（測定しようとする厚さに対して、6 倍程度以上の平面的な広さを持った構造）とみなせることが必要であり、この条件を満足する構造物は少ない。実際には、図 1-4 に示すようにコンクリート表面に 2 つのセンサー（1ch と 2ch）と弾性波の入力点を設置し、2 つのセンサー間を通過する弾性波の時刻を読み取り、式(1.5)によって弾性波速度を算出する方法が用いられている。

$$V_P = \frac{\Delta t_2 - \Delta t_1}{L} \quad (1.5)$$

ここに、  
 $V_P$  : コンクリート内部を伝搬する弾性波速度  
 $\Delta t_1$  : 弾性波の到達時刻(1ch)  
 $\Delta t_2$  : 弾性波の到達時刻(2ch)  
 $L$  : センサー間距離である。

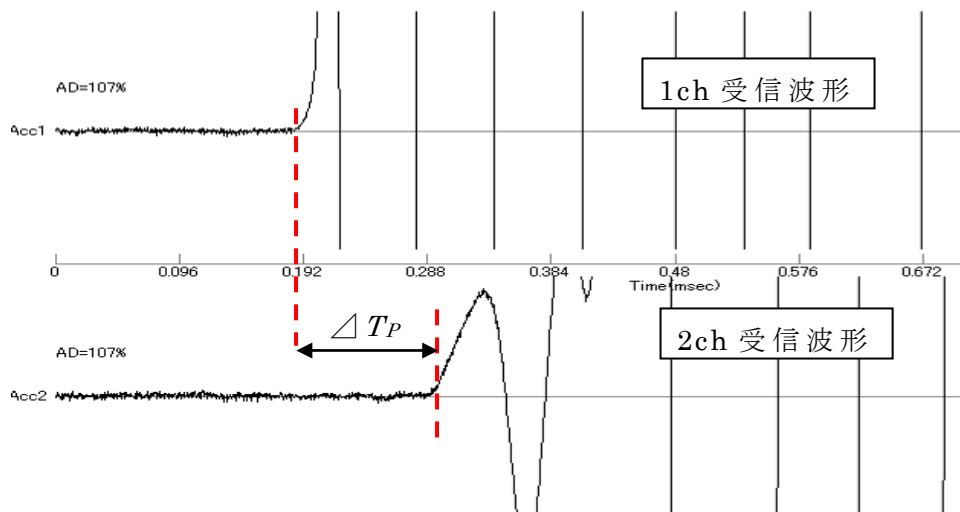
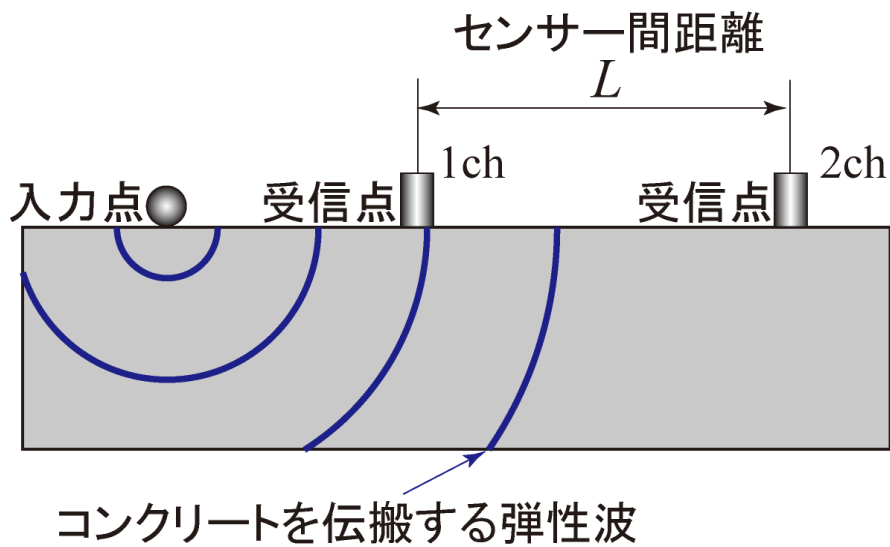


図 1-4 弾性波速度測定の様式図と測定波形の例

コンクリート表層を伝搬する弾性波の速度から圧縮強度を推定する方法の妥当性については、土木研究所による共同研究<sup>24-27)</sup>によって検証され、概ね±15%の精度で圧縮強度を推定できることが示されている。弾性波法による圧縮強度推定は、橋長 30m 以上の橋梁の下部工事および上部工事のコンクリートの品質確認方法として 2006 年から実際に導入され現場で活用されている<sup>28)</sup>。

## 1.4 本論文の構成

本論文は全6章で構成されている。以下にその概要を述べる

第1章では、本研究の背景、研究の目的および圧縮強度推定に関する既存の非破壊検査技術の概要を述べ、本論文の構成を示した。

第2章では、コンクリートの非破壊試験方法として、最も一般的に用いられている反発硬度法による圧縮強度推定について、その基本原理を波動理論の立場から検証をおこなった。反発硬度法の打撃機構が開発当時は重錘で直接コンクリートを打撃する方式であったが、現在ではプランジャーを介して打撃する間接打撃方式となっているにも関わらず、開発当時の理論展開をそのまま採用し現在に至っており、理論と実際では矛盾した方法であることを明らかにした。また、反発硬度法は、弾性的な指標であることを明らかにするとともに、ばね定数の小さい範囲では反発度の測定が難しく、ばね定数が大きい範囲ではその感度が低下すること等の問題点も明らかにした。

第3章では、機械インピーダンス法の基本原理に関し、その妥当性をシミュレーションによって検討した。機械インピーダンス法は、重錘で直接コンクリートを打撃する形態であることから、ハンマの持つ運動エネルギーとコンクリート表面の弾性変形エネルギーの関係が単純・明瞭で、エネルギー収支を基本に理論展開できる。その結果、機械インピーダンスは、コンクリートのばね定数（弾性係数に相当）に比例する弾性的な指標を示した値であることが明らかにした。実際の測定では、機械インピーダンスが打撃速度によって変動することを明らかにし、これを考慮した推定値の算出方法を新たに提案した。

第4章では、打撃によって得られた機械インピーダンスから圧縮強度推定に至る理論的枠組みについて検討した。機械インピーダンスから圧縮強度を推定するには、①機械インピーダンスの測定、②測定上のひずみ領域での弾性係数の推定、③終局状態の弾性係数の推定、④終局ひずみの乗算のプロセスが必要となることを明らかとした。非破壊検査による圧縮強度推定には必ず誤差が生じるが、その誤差は、上記4つのプロセスでそれぞれ発生し、結果的に本実験の範囲内では $\pm 15\sim 20\%$ 程度の誤差が生じることが論理的に明らかとした。

第5章では、機械インピーダンス法による圧縮強度の推定精度向上への取り組みについて示した。終局ひずみ量をどのように特定するかが推定精度向上の要因となり、W/Cおよびs/aから高い精度で終局ひずみ量の推定が可能であることを実験的に明らかにした。また、誤差要因の一つであるコンクリートの湿潤

状態について検討した結果，機械インピーダンス法は，反発硬度法に比べコンクリートの湿潤状態の影響を受け難いことも明らかとした。

第 6 章は，結論であり，各章で得られた知見をまとめた。

## 【参考文献】

- 1) 国土交通省：道路における建設資材調達に関するあり方検討委員会，第3回委員会，参考資料2 道路に係る建設資材関係資料・データ（年間生コン出荷量），pp.5，2020.06
- 2) 一般社団法人建築保全センター：コンクリート診断士資格制度の背景と現状，シリーズ維持管理の資格と技術（100億 m<sup>3</sup>），Buildomg Maintenance & Management，2014.1 No.181
- 3) 日本放送協会（NHK）：「コンクリート・クライシス」 1984年4月9日放送
- 4) 日本放送協会（NHK）：「新幹線トンネルでコンクリート塊落下」1999年報道
- 5) 会計検査院：平成11年度決算検査報告 第2節 特定検査対象に関する検査状況 第11山陽新幹線におけるトンネル，高架橋等のコンクリート構造物について
- 6) 失敗知識データベース失敗百選：JR西日本新幹線トンネルにおけるコンクリート剥落
- 7) 国土交通省：構造計算書偽装問題に関する緊急調査委員会報告書 平成18年4月
- 8) 国土交通白書2020，pp141
- 9) 国土交通省：インフラ長寿命化基本計画 インフラ老朽化対策の推進に関する関係省庁連絡会議 平成25年11月
- 10) 国土交通省：橋梁的点検要領 国土交通省道路局国道・技術課 平成31年3月
- 11) JIS A 1155：コンクリートの反発度の測定方法，日本工業規格
- 12) JSCE-G 504-2013：硬化コンクリートのテストハンマー強度の試験方法，土木学会，2013
- 13) NDIS 2426-1：コンクリート構造物の弾性波による試験方法-第1部：超音波法，日本非破壊検査協会，2011
- 14) NDIS2426-2：コンクリート構造物の弾性波による試験方法-第2部：衝撃弾性波法，日本非破壊検査協会，2014
- 15) Torrent, R.J. : A two-chamber vacuum cell for measuring the coefficient of the permeability to air of the concrete cover on site,, Materials and Structures, V.25, No.6, pp.358-365, 1992.7
- 16) 林和彦，細田暁：表面吸水試験によるコンクリート構造物の表層品質の評価



- 方法に関する基礎的研究，土木学会論文集 E2，Vol. 69，No.1，pp.82-97，2013
- 17) K.Gaede, E. Schmidt.,Ruckprallprung von Betton mit dichtem Gefuge,1960
  - 18) 谷口秀明，渡辺博志，河野宏隆，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，pp.199-210，2004.08
  - 19) 微破壊・非破壊試験によるコンクリート構造物の強度測定要領，国土交通省大臣官房技術調査課，平成30年10月
  - 20) 新設コンクリート構造物における表層品質検査手法の確立，国土交通省新道路技術会議，道路政策の質の向上に資する技術研究開発成果報告レポート No.28-6，令和元年7月
  - 21) 土木工事施工管理基準及び規格値(案),国土交通省,pp.II-3,平成30年3月
  - 22) M.Sansalone, and W.B.Streett, Impact Echo, Bullbrier Press, Ithaca, N.Y.”, 1997.
  - 23) ASTM-C-1383 1998, Standard Test Method for Measuring the P-Wave Speed and Thickness of Concrete Plates Using the Impact-Echo Method
  - 24) 独立行政法人土木研究所他：非破壊・局部破壊試験によるコンクリート構造物の品質検査に関する共同研究報告書(3)，VIボックス供試体，独立行政法人土木研究所共同研究報告書第309号
  - 25) 独立行政法人土木研究所他：非破壊・局部破壊試験によるコンクリート構造物の品質検査に関する共同研究報告書(4)，IX壁供試体，独立行政法人土木研究所共同研究報告書第314号
  - 26) 独立行政法人土木研究所他：非破壊・局部破壊試験によるコンクリート構造物の品質検査に関する共同研究報告書(9)，XXI2006年度現場実験，独立行政法人土木研究所共同研究報告書第373号
  - 27) 独立行政法人土木研究所他：非破壊・局部破壊試験によるコンクリート構造物の品質検査に関する共同研究報告書(10)，XXII2007年度現場実験，独立行政法人土木研究所共同研究報告書第378号
  - 28) 微破壊・非破壊試験によるコンクリート構造物の強度測定要領，平成30年10月，国土交通省大臣官房技術調査課

## 第2章 反発硬度法によるコンクリートの圧縮強度推定に関する理論的考察

### 2.1 研究の背景と目的

反発硬度法は、1940年代にスイスの Schmidt ら<sup>1)</sup>によって開発され、コンクリート強度推定装置として位置づけられている。日本国内には、1950年代に導入され、今日では、広く普及するに至っている。また、その測定精度、すなわち、コンクリートの圧縮強度の推定誤差については多くの議論があり、推定精度向上を目的とした種々の補正方法<sup>2),3),4)</sup>が導入されている。しかし、その基本原理は、Schmidt らの理論がそのまま踏襲されており、理論的背景に対する根本的な議論は少ない。また、反発硬度法は、コンクリートの反発度を測定するとされているが<sup>5)</sup>、この反発度がコンクリートの固有値であるか検討の余地が残されているように思われる。もし、コンクリートの固有値でないとした場合、その装置はコンクリートのどのような特性値を計測し、どのような影響を受けた値であるか、その理論的背景を把握した上でないと、反発度からコンクリートの圧縮強度を推定すること、また測定値の補正の妥当性を検証することができない。

筆者らは、反発硬度法によるコンクリートの圧縮強度測定原理に関し、以下の理論的に不確実な事項が含まれていることを報告した<sup>6)</sup>。その第一の点は、JIS<sup>5)</sup>に規定されるとともに一般的に使用されているリバウンドハンマでは、ハンマをプランジャーと呼ばれる棒に衝突させ、コンクリート面を間接的に打撃する構造であるにも関わらず、理論では、ハンマが直接コンクリート面を打撃することを前提として体系付けられている点である。第二の点は、本理論はエネルギー収支を基本として組み立てられているが、実際には打撃時間が非常に短いこと、また、ハンマ、プランジャー、コンクリートは結合された状態ではないことを考慮すると、ハンマ側から見たエネルギー収支が成立するのか疑問が残る点である。

本章では、プランジャーを持つ構造のリバウンドハンマについて、その測定理論を再検討するとともに、波動理論の立場から測定量である反発度の発生機構について考察し、反発硬度法の問題点を明らかにするものである。

## 2.2 反発硬度法の測定原理と実践

### 2.2.1 エネルギーの釣り合い

図 2-1 は反発硬度法において、コンクリートを打撃する場合の模式図を簡潔に示したものである。基本的に、ハンマとプランジャーから構成されている。ハンマはプランジャーの頭部に衝突し反発するが、反発硬度法では、この反発距離を測定する。すなわち反発度  $R$  は、式(2.1)として定義される。

$$R = \frac{H_R}{H_0} \quad (2.1)$$

ここに、  
 $H_0$  : ハンマの静止状態でのプランジャーヘッドからの距離  
 $H_R$  : ハンマの反発後のプランジャーヘッドからの距離

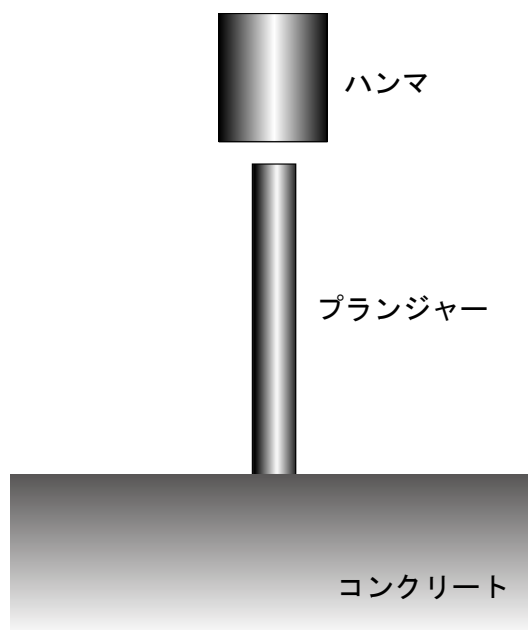


図 2-1 リバウンドハンマの打撃機構の模式図 <sup>10)</sup>から一部改変

ハンマは、駆動用のばねによってプランジャーヘッドの方向に運動する。この時のハンマが持つ初期ポテンシャルエネルギー  $E_0$  は、式(2.2)となる。また、反発によって  $H_R$  の位置までハンマが戻ったとすれば、その時のエネルギー  $E_R$  (反発エネルギー) は式(2.3)となる。

$$E_0 = \frac{1}{2} K_0 H_0^2 \quad (2.2)$$

$$E_R = \frac{1}{2} K_0 H_R^2 \quad (2.3)$$

ここに、 $K_0$ ：ハンマ駆動用ばねのばね定数

式(2.1)～式(2.3)より反発度は、式(2.4)となる。

$$R = \sqrt{\frac{E_R}{E_0}} \quad (2.4)$$

Schmidt らの提唱するリバウンドハンマの測定理論では、エネルギーの釣り合いを考慮し、式(2.5)が示されている。

$$E_0 = E_P + E_R \quad (2.5)$$

ここに、 $E_P$ ：入力された打撃エネルギーのうちコンクリート表面の塑性変形によって費やされるエネルギー、

$E_R$ ：ハンマの反発エネルギーである。

実際の理論展開では、プランジャーの弾性変形によるエネルギー吸収、機械系でのエネルギーロスなどが考慮されているが、本質的ではないので、ここでは省略する。以上の式をまとめ、 $E_P$ について解くと、式(2.6)となり、塑性変形に消費されるエネルギーが求められる。

$$E_P = E_0(1 - R^2) \quad (2.6)$$

$E_0$ は、式(2.2)により、リバウンドハンマの設計値から算出することが可能であり、反発度が測定されれば、コンクリート表面の塑性変形によるエネルギー吸収量が得られることになる。Schmidt らは、リバウンドハンマを動的なブリネル硬度測定装置として位置付けた。そのモデルは、図 2-2 に示すように先端に球冠を持つハンマがコンクリート表面を直接打撃することが前提となっている。ブリネル硬度  $H_B$  は、球体を任意の力で測定面に押し付けて塑性変形させ、この時の球体の貫入量、あるいは圧痕の半径から被測定体の硬度を求めようとする方法であり、式(2.7)となる。

$$H_B = \frac{F}{2\pi r x} \quad (2.7)$$

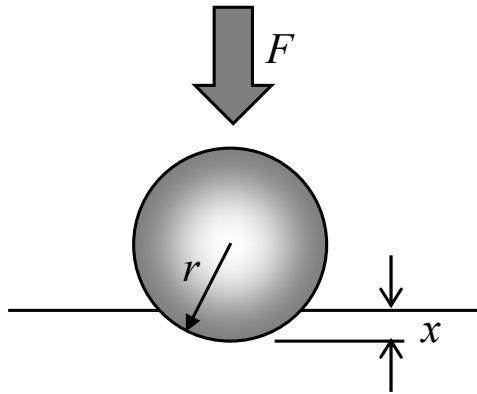


図 2-2 ブリネル硬度の模式図 <sup>10)</sup>

ここに、  
 $F$  : 球体を測定面に押し付ける荷重  
 $r$  : 球体の半径  
 $x$  : 球体の貫入量

式(2.7)を変形すると、 $F=2\pi rH_Bx$  となり、 $[2\pi rH_B]$ をばね定数と仮定すると、式(2.7)は変位－反力関係を示しているものと考えることができる。式(2.7)から、被測定体表面の塑性変形エネルギーは、式(2.8)の通りとなる。

$$E_P = \frac{1}{2} \frac{F^2}{2\pi H_B} \quad (2.8)$$

動的な载荷によっても荷重  $F$  が貫入量に比例しているとすれば、式(2.6)、(2.8)から、式(2.9)によってブリネル硬度が求められる。

$$H_B = \frac{F^2}{4\pi E_0(1-R^2)} \quad (2.9)$$

式(2.9)において、この段階で荷重  $F$  は決定出来ないが、 $E_0$  は、リバウンドハンマの機械系の諸元から算出され、また反発度  $R$  は測定から得られる値である。ここで、谷口 <sup>7)</sup> は、コンクリート表面のばね定数を  $k$  としたとき、弾性変形エネルギーが、式(2.10)となることに着目し、式(2.10)を式(2.9)に代入し、式(2.11)を得ている。

$$E_R = \frac{1}{2} Fk = \frac{1}{2} \frac{F^2}{k} \quad (2.10)$$

$$H_B = \frac{kR^2}{2\pi(1-R^2)} \quad (2.11)$$

ただし、谷口は、ばね定数ではなく、「単位荷重当たりの全弾性変形」として、

ばね定数の逆数を用いている。また、ハンマ効率等についても考慮しているので、谷口が提案している式は、式(2.11)とは若干異なる。式(2.11)では、ブリネル硬度を決定するために、反発度のみではなく、コンクリート表面のばね定数を測定する必要がある。つまり、リバウンドハンマ測定でのブリネル硬度値は、コンクリートの反発度のみでは決定できないことを意味している。これに対し、谷口は、コンクリート表面のばね定数の逆数の実際的な推定値が±15%以内の変動に留まるとして、これを一定値とすれば、反発度のみによってブリネル硬度が推定できるとしている。しかし、コンクリート表面のばね定数とコンクリートの縦弾性係数は密接な関係にあり、その関係が正比例に近いものであるとすれば、±15%のばね定数の変動は、縦弾性波速度の±7.5%の変動に匹敵する。仮に、コンクリートの縦弾性波速度を 4000m/s とすると、縦弾性波速度の変動範囲は、3700m/s から 4300m/s となる。この範囲には、比較的低強度のコンクリートから高強度のコンクリートまでが含まれることが知られていること、また縦弾性波速度をもとにコンクリート強度を推定する技術が確立されていること<sup>8)</sup>を合わせて考慮すると、この変動幅を一定値とみなすことには、再考の余地があると考えられる。

リバウンドハンマの理論展開の中でもう一つ注目すべきは、ハンマの反発がどのような原理、あるいはメカニズムによってもたらされるか、論及がない点である。基本的には、塑性変形に消費されたエネルギー以外のすべてのエネルギーがハンマの反発に寄与するとする考え方であるが、プランジャーやコンクリート表面の弾性変形エネルギーのすべてが、ハンマの反発過程の時間内でハンマに伝達され、ハンマに対して有効な反発速度を与えるものであるかどうか、理論的、現象論的検討はなされていない。

### 2.2.2 リバウンドハンマの打撃機構とブリネル硬度の算出

リバウンドハンマでは、ハンマがプランジャーに衝突することによって打撃力が発生する。ハンマとプランジャーの間にクッション等の緩衝材がなく、ハンマが直接プランジャーヘッドを打撃する場合について理論的に考察する。ハンマとプランジャーの衝突速度を  $V_0$  とし、ハンマ及びプランジャーを 1 次元の弾性棒とみなせば、ハンマとプランジャーが接する境界では、運動速度は等しく、かつ力が釣合うため、式(2.12)に示す通りとなる。

$$\left. \begin{aligned} V_0 + V_H &= V_P \\ Z_H V_H + Z_P V_P &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.12)$$

ここに、  
 $V_H$  : 打撃によってハンマに発生する粒子速度 (振動速度)  
 $V_P$  : 打撃によってプランジャーに発生する粒子速度 (振動速度)  
 $Z_H$  : ハンマの機械インピーダンス  
 $Z_P$  : プランジャーの機械インピーダンス

$Z$  は機械インピーダンスであり、断面積、縦弾性係数、縦弾性波速度とは、式(2.13)の関係がある。

$$Z = \frac{AE}{c} \quad (2.13)$$

ここに、  
 $A$  : 断面積  
 $E$  : 縦弾性係数  
 $c$  : 縦弾性波速度

波動が平面波の場合、機械インピーダンスと粒子速度の積は力に相当する。インピーダンスの比率  $\eta$  を式(2.14)とおき、式(2.12)を解くと式(2.15)が得られる。

$$\eta = \frac{Z_P}{Z_H} \quad (2.14)$$

$$\left. \begin{aligned} V_P &= \frac{1}{1+\eta} V_0 \\ V_H &= -\frac{\eta}{1+\eta} V_0 \end{aligned} \right\} \quad (2.15)$$

すなわち、打撃によってプランジャーに発生する力は、式(2.16)となる。

$$F_P = \frac{1}{1+\eta} Z_P V_0 \quad (2.16)$$

この打撃力の継続時間  $T_0$  は、波動がハンマを一往復する時間であり、式(2.17)となる。

$$T_0 = \frac{2L_H}{c_H} \quad (2.17)$$

ここに、  
 $L_H$  : ハンマの長さ  
 $c_H$  : ハンマ内の縦弾性波速度

ハンマの機械インピーダンスの方がプランジャーの機械インピーダンスよりも

大きい場合、衝突によって発生した打撃波動がハンマ内を一往復して再びプランジャーとの接触面に戻ってきたとき、ハンマは再度プランジャーを押し、これによって打撃力が更に継続する。この時、ハンマの速度は、式(2.18)となる。

$$V_{H2} = V_0 - \frac{2\eta}{1+\eta}V_0 = \frac{1-\eta}{1+\eta}V_0 \quad (2.18)$$

よってプランジャーの粒子速度は、式(2.19)となる。

$$V_{p2} = \frac{1-\eta}{1+\eta} \frac{1}{1+\eta} V_0 \quad (2.19)$$

ハンマ内での波動の多重反射が  $N$  回継続する間、打撃力も継続するとすれば、このとき、プランジャーに発生する粒子速度は、式(2.20)となる。

$$V_{pN} = \left(\frac{1-\eta}{1+\eta}\right)^{N-1} \frac{1}{1+\eta} V_0 \quad (2.20)$$

$\eta$  は、正の値であるから、反射回数の増加とともに、発生する粒子速度は低減し、衝突直後に発生する粒子速度を越えることはない。打撃力は、プランジャーの粒子速度にプランジャーの機械インピーダンスを乗じて式(2.21)となる。

$$F_{pN} = Z_p V_{pN} \quad (2.21)$$

プランジャーに作用する打撃力の値は、このようにしてリバウンドハンマの諸元を元に算出することが出来る。

打撃力が算出できるとすれば、式(2.9)にその力を代入して、ブリネル硬度測定時の不確定要素を減らすことができると考えられる。実際、最初の打撃力によって塑性変形が終了すると仮定して、式(2.9)に式(2.16)を代入すると、式(2.22)が得られる。

$$H_B = \frac{\left(\frac{1}{1+\eta} Z_p V_0\right)^2}{4\pi r \frac{M V_0^2}{2} (1-R^2)} = \frac{1}{2\pi r M} \left(\frac{Z_p}{1+\eta}\right)^2 \frac{1}{1-R^2} \quad (2.22)$$

式(2.22)による反発度とブリネル硬度の関係を図 2-3 に示す。なお、計算に使用したリバウンドハンマの諸元は、表 2-1 のとおりである。反発度  $R$  以外は、すべてリバウンドハンマの諸元で決定される。ところが、式(2.22)では反発度が 0 の場合であっても、ブリネル硬度値がリバウンドハンマの諸元によって決定される具体的な値を持つことになるが、これは現実的ではない。ブリネル硬度は、コンクリートの性質であって、リバウンドハンマの諸元によって決定される値ではない



からである。また、反発度が 0 という状況は、リバウンドハンマの打撃エネルギー全てがコンクリート表面の塑性変形に消費されることを意味しており、ブリネル硬度を測定するという視点では、最も理想的な状況であると言えるが、式(2.22)には、その状況は反映されない。この原因は、少なくとも式(2.9)までの式の導出過程では、打撃力がコンクリートの特性に依存するものとして取り扱われているにも関わらず、実際上の打撃力を式(2.16)のように波動論から導出し、これを式(2.9)に代入したためである。式(2.16)での打撃力は、プランジャーヘッドに発生する力であるが、実際にコンクリート表面の塑性および弾性変形によって発生する力は、式(2.16)の打撃力がプランジャーを介してコンクリート表面に伝達された時、その境界条件によって決定される反力である。この反力を解くためには、コンクリート表面を力学的なモデルで記述する必要があるが、本論では、コンクリート表面を弾性体とし、プランジャー先端におけるコンクリート表面がばねとしてモデル化できるものとしている。

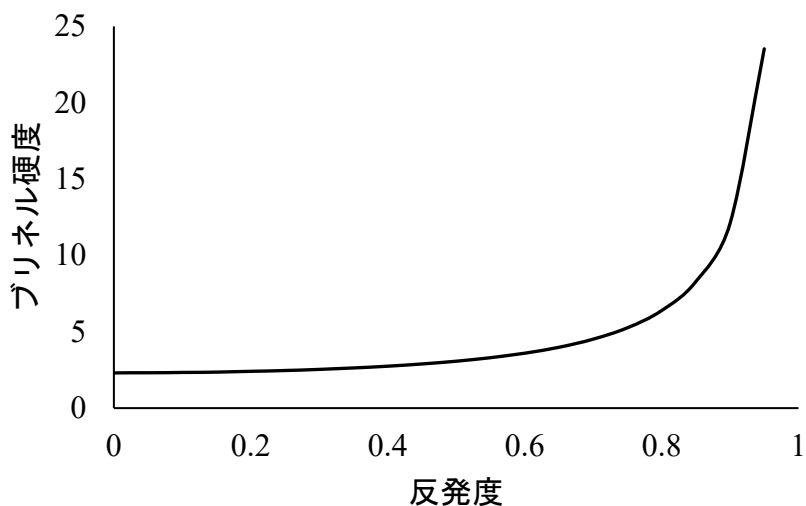


図 2-3 反発度とブリネル硬度の関係 <sup>10)</sup>から一部改変

表 2-1 リバウンドハンマの諸元 <sup>10)</sup>から一部改変

ハンマ質量 $M$ (g)	ハンマの 移動距離 $L$ (mm)	プランジャーの 先端半径 (mm)	ばね定数 $K$ (N/m)	衝撃 エネルギー $E$ (N-m)
360~380	72.0~78.0	24.0~25.0	700~840	2.10~2.30

## 2.3 波動理論による反発係数の検証

### 2.3.1 コンクリート表面のばね定数と反発度の関係

現在一般的に使用されているリバウンドハンマの打撃機構を図 2-1 に簡略化して示している。ハンマは、プランジャーの頂部に衝突し、そこで打撃力が発生する。この打撃力は、プランジャー内を先端方向に波動(進行波)として伝搬する。プランジャー先端では、接触するコンクリート表面の抵抗と進行波の力の釣り合いによって、反射波(後退波)が発生する。後退波が圧縮方向の力を持つ場合、その波動がプランジャー頂部に達すると、その力でハンマを押し戻すことになる。

計算を簡単とするため、ハンマとプランジャーの機械インピーダンスを等しいとおく。ハンマとプランジャーが同一材質であれば、両者の断面積を等しくすることと同義である。すなわち、 $\eta=1$  である。このとき、打撃力は矩形波となり、式(2.15)から、式(2.23)の通りとなり、その継続時間は式(2.24)に示す通りとなる。

$$F_p = \frac{1}{2} Z V_0 \quad (2.23)$$

$$T_0 = \frac{2L}{c} = \frac{2M}{Z} \quad (2.24)$$

プランジャー先端に接するコンクリートがばね定数  $K$  のばねとして作用するとすれば、プランジャー先端での運動方程式は、式(2.25)となる。

$$Z(v_F + v_B(t)) + K \int (v_F(t) + v_B(t)) dt = 0 \quad (2.25)$$

ここに  $v_F$  : プランジャーの頂部から先端方向に進む波 (進行波)

$v_B$  : プランジャー先端から頂部へ進む波 (後退波)

左辺第 1 項は、プランジャー内の力、第 2 項は、コンクリート表面の弾性変形による反力である。また、左辺第 1 項で  $v_F$  を定数として取り扱っているが、これは、式(2.23)および式(2.24)に示されるように、進行波は矩形波であるから、着目時間内では一定値であって時間の関数とはならないからである。 $v_B$  はプランジャー先端からの反射波であり、反射波がプランジャーを圧縮する方向の力成分を持っている場合、ハンマはプランジャーを伝搬したこの反射波によって反発する。式(2.25)を微分して、式(2.26)が得られる。

$$Z \frac{dv_B}{dt} + K(v_F + v_B) = 0 \quad (2.26)$$

式(2.26)を、式(2.27)、式(2.28)とおくと、 $v_F$ は定数であるため式(2.29)となる。

$$v_B(t) = c \exp(-\lambda t) \quad (2.27)$$

$$\frac{dv_B}{dt} = -\lambda c \exp(-\lambda t) \quad (2.28)$$

$$-Z\lambda c \exp(-\lambda t) + Kc \exp(-\lambda t) = 0 \quad (2.29)$$

よって、 $\lambda = K/Z$ となり、式(2.30)が得られる。

$$v_B(t) = c_1 + c_2 \exp\left(-\frac{K}{Z}t\right) \quad (2.30)$$

時刻 0 では、プランジャー先端の速度は 0 であるため、式(2.30)を  $v_B = -v_F|_{t=0}$  の初期条件の下で解く。式(2.30)を微分し、式(2.31)を得る。

$$\frac{dv_B(t)}{dt} = -c_2 \frac{K}{Z} \exp\left(-\frac{K}{Z}t\right) \quad (2.31)$$

式(2.31)を式(2.26)に代入し、 $t=0$  において  $C_2$  を求め、さらに  $C_2$  を式(2.30)に代入し、同じく  $t=0$  において  $C_1$  を求める。 $C_1$  と  $C_2$  を式(2.30)に代入すると式(2.32)が得られる。

$$v_B(t) = v_F \left(1 - 2 \exp\left(-\frac{K}{Z}t\right)\right) \quad (2.32)$$

式(2.32)は、打撃力が一定の場合に、プランジャー先端に発生する反射波を示している。

ハンマがプランジャー頂部に衝突するときの速度(初速度)と反発するときの速度の比は反発係数であり、リバウンドハンマという反発度と定義は異なるが、類似の概念である。反発係数は、進行波の力積と圧縮応力を持つ後退波の力積の比で表すことができる、すなわち、式(2.33)となる。式(2.32)を式(2.33)に代入して積分すると、式(2.34)となり、反発係数は、リバウンドハンマの装置の諸元とコンクリート表面のばね定数に支配されることがわかる。

$$R = \frac{\int_0^{T_0} v_B(t) dt}{v_F T_0} \quad (2.33)$$

$$R = \left\{1 - 2 \frac{Z}{KT_0} \left(\exp\left(-\frac{K}{Z}T_0\right) - 1\right)\right\} \quad (2.34)$$

図 2-4 に、表 2-1 に示すリバウンドハンマの諸元(ただし、ハンマをプランジャーと同断面積の弾性棒としている)をもとに計算した、コンクリート表面のばね定数

と反発係数の関係を示す。反発係数は、コンクリート表面のばね定数に対して線形関係ではないが、単調増加関係にあり、反発係数を測定することによって、コンクリート表面のばね定数を計測することが可能であることが示される。リバウンドハンマで測定される反発度は、従来の理論ではコンクリート表面の塑性変形と関係づけられていたが、解析結果から、反発度は、コンクリート表面のばね定数、すなわち、コンクリートの弾性的な物性を指標化する値とすることが可能であることがわかった。しかしながら、ばね定数が小さいコンクリート（300MN/m以下）では、反発度の測定ができないこと、ばね定数の高いコンクリートでは、反発度の変化が小さくなることが示されている。つまり、反発度はばね定数が大きい領域では、感度(分解能)が低下することがわかった。

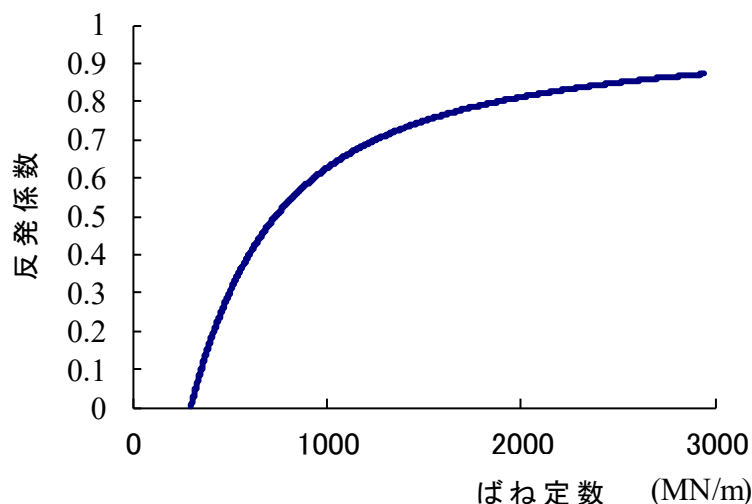


図 2-4 ばね定数とコンクリート表面の反発係数の関係 <sup>10)</sup>から一部改変

### 2.3.2 プランジャー長さの影響

前節では、ハンマとプランジャーの断面の機械インピーダンスが等しいことを前提として解析解を導いたが、実際のリバウンドハンマでは、ハンマはマッシブであり、質点として取り扱った方がより現実的と思われる。ここでは、質点と見なしえる質量  $M$  のハンマが 1 次元の弾性棒であるプランジャーに衝突するとして運動方程式を導き、その解析解、数値解を用いて反発係数の測定値について考察する。

質量  $M$  の質点が機械インピーダンス  $Z$  の 1 次元弾性棒の一端に速度  $V_0$  で衝突するとき、力の釣り合いから、式(2.35)が成立する。式(2.35)に示す微分方程式の

一般解は、積分定数を  $C$  として、式(2.36)となる。

$$M \frac{dV}{dt} + ZV = 0 \quad (2.35)$$

$$\frac{M}{Z} \ln V + C = -t \quad (2.36)$$

時刻 0 における速度を  $V_0$  として式(2.36)を解くと、式(2.37)が得られる。これは、ハンマの衝突によってプランジャー頂部に発生する粒子速度である。

$$V = V_0 \exp\left(-\frac{Z}{M}t\right) \quad (2.37)$$

式(2.37)による粒子速度は、進行波としてプランジャー先端部に伝搬する。プランジャー先端はコンクリートの表面に接し、またコンクリート表面が疑似的なばねとして挙動するとする。プランジャー先端での力の釣り合いは、式(2.38)となる。

$$F_F + F_B = Kx \quad (2.38)$$

ここに、  
 $F_F$  : プランジャーの頂部から先端方向に進む力  
 $F_B$  : プランジャー先端から頂部へ進む力  
 $x$  : コンクリート表面の変位量  
 $K$  : コンクリートのばね定数

力と粒子速度の関係は、進行波、後退波についてそれぞれ式(2.39)の関係があり、コンクリート表面の変位量  $x$  は、式(2.40)となる。

$$\left. \begin{aligned} F_F &= ZV_F \\ F_B &= -ZV_B \end{aligned} \right\} \quad (2.39)$$

$$x(t) = \int_0^t \left( 2V_F(\tau) - \frac{K}{Z}x(\tau) \right) d\tau \quad (2.40)$$

式(2.38)に式(2.40)を代入し、また式(2.39)の関係を考慮して後退波の粒子速度を求めると、式(2.41)となる。

$$V_B(t) = V_F(t) - \frac{K}{Z} \int_0^t \left( 2V_F(\tau) - \frac{K}{Z}x(\tau) \right) d\tau \quad (2.41)$$

式(2.41)から直接的に解析解を求めることは難しいため有限差分法による数値解によってこれを解く。式(2.40)を時間  $\tau$  で微分し、式(2.42)を得る。

$$\frac{dx}{d\tau} = 2V_F(\tau) - \frac{K}{Z}x(\tau) \quad (2.42)$$

時間差分間隔を  $\Delta t$  として、着目する時刻を  $t=i\Delta t$  として離散化する。

$$\frac{1}{\Delta t}(x_i - x_{i-1}) = 2V_{Fi} - \frac{K}{Z}x_{i-1} \quad (2.43)$$

これから、

$$x_i = x_{i-1} + \left( 2V_{Fi} - \frac{K}{Z}x_{i-1} \right) \Delta t \quad (2.44)$$

となる。したがって、式(2.45)となる。

$$V_B(t) = V_F(t) - \frac{K}{Z}x_i \quad (2.45)$$

ここに、式(2.45)で示されるプランジャー内の後退波の全てがハンマの反発に使われるわけではないことに注意する必要がある。すなわち、ハンマの反発過程での速度よりもプランジャー内の後退波の粒子速度が大きい場合にはハンマは加速されるものの、ハンマの速度がプランジャー内の後退波の粒子速度を上回ると、ハンマはプランジャーを離れるため、プランジャー内の後退波の粒子速度はハンマの反発には寄与しない。また、プランジャー内の後退波がプランジャー頂部に達した時、ハンマの速度が 0 でない場合には、ハンマの進行速度(プランジャー内の進行波の速度)を考慮する必要がある。ハンマの反発速度は、式(2.46)となる。

$$V_R = -\frac{1}{M} \int_0^T \left\{ V_F(t) + V_B \left( t + \frac{2L}{c} \right) \right\} dt \quad (2.46)$$

ここに、  $L$  : プランジャーの長さ

積分区間は、積分した値が  $V_R$  を越える時間である。このようになるのは、式(2.45)までの計算での進行波は、波動がプランジャー先端に到達した時刻を 0 として計算しているが、ハンマの反発を考慮する場合には、プランジャー頂部での進行波とプランジャー先端で反射して戻ってきた後退波の重畳を考慮する必要があるためである。

図 2-5 にプランジャーの長さを 100mm, 150mm 及び 200mm として計算したコンクリート表面のばね定数と反発係数の測定値の関係を示す。図に示されるとおり、プランジャーの長さによって、ばね定数と測定された反発係数の関係は異なる。プランジャーが短い程、コンクリート表面のばね定数が同じでも測定される反発係数の値は小さくなるが、これはプランジャー内での進行波と後退波の干渉

によるものである。以上のことより、プランジャー長さは JIS には規定されていないが、反発度の測定値に影響を与える要因のひとつであることが示された。

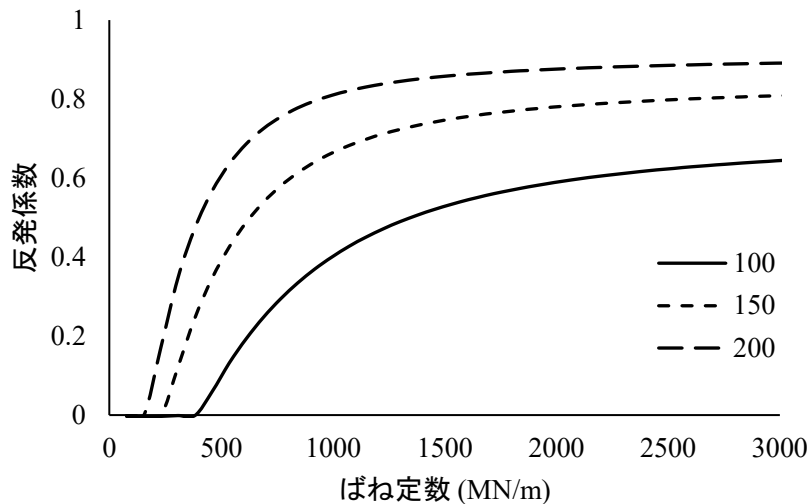


図 2-5 プランジャー長さ毎のばね定数と反発係数の関係 <sup>10)</sup>から一部改変

### 2.3.3 ハンマ質量の影響

JIS では、ハンマ質量が規定されているが、ハンマ質量が JIS の規定とは異なるリバウンドハンマも製造されている<sup>9)</sup>。図 2-6 は、ハンマ質量が異なる場合のばね定数と反発係数の測定値の関係をもとめたものである。ハンマ質量が大きい程、反発係数の計算値が小さくなる傾向を示すが、これはハンマによる打撃力の継続時間が長くなり、それに伴い、プランジャー頂部での進行波とプランジャー先端で反射した後退波の干渉度合いが大きくなるためである。

波動論から、反発係数はプランジャーの長さやハンマの質量に影響を受けることが明らかとなった。これは、リバウンドハンマの構造を厳密に定めない限り、反発係数自体がコンクリート表面の力学的特性のみならず装置の構造の影響を受けた値であることを示している。

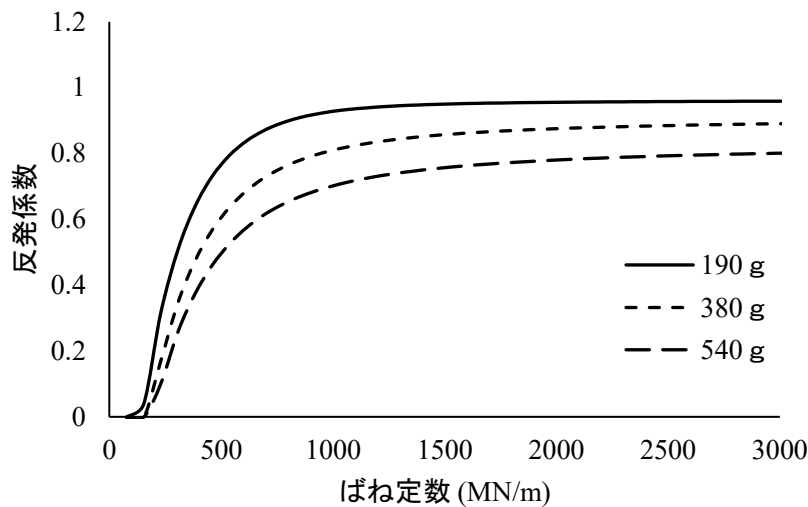


図 2-6 ハンマ質量毎のばね定数と反発係数の関係 <sup>10)</sup>から一部改変

## 2.4 反発硬度法の力学モデルの問題点

従来から提唱されている反発硬度法の理論では、式(2.5)のように、塑性変形で消費されるエネルギー以外はすべてハンマのリバウンドに費やされることを前提としている。しかし、波動理論からの考察において、コンクリート表面やプランジャーの弾性変形エネルギーの全てがハンマのリバウンドに費やされるわけではないことがわかった。ここでは、式(2.5)のようなエネルギーの釣り合いが成立する条件について考察する。

リバウンドハンマがプランジャーを持ち、ハンマはコンクリート面ではなくプランジャー頂部に衝突して打撃力が生成される機構を解析するには、波動論的考察が必要である。後退波(圧縮波)が進行波(圧縮波)と同じ大きさで反射する条件は、先端固定点である。つまり、プランジャー先端が接するコンクリート面は、塑性変形が終了した後は剛体としての挙動を示す構造でなければならないことを意味する。また、剛体である材料には塑性変形は発生しないことを考慮すると、コンクリートは、図 2-7 に示すように、剛体部分と塑性体の 2 層構造となっている必要があるが、図 2-7 の構造は、コンクリート表面の力学モデルとして適当ではなく、現実的でもない。また、図 2-7 での塑性変形エネルギーは、塑性体の強度のみではなく、塑性層の層厚の影響を受けることになる。したがって、式(2.5)をもとにコンクリートのブリネル硬度を測定しようとする場合、塑性層の厚さはあらかじめ既知であることも要求される。以上のことより、現行の反発硬度法は、プランジャーを介してコンクリート表面に間接的に打撃力を与えているのに対



し，理論展開ではハンマで直接コンクリートを打撃していることが前提となっているため，これを再現するモデルとして非現実的な力学モデルを適応せざるを得ないという問題点を有している。

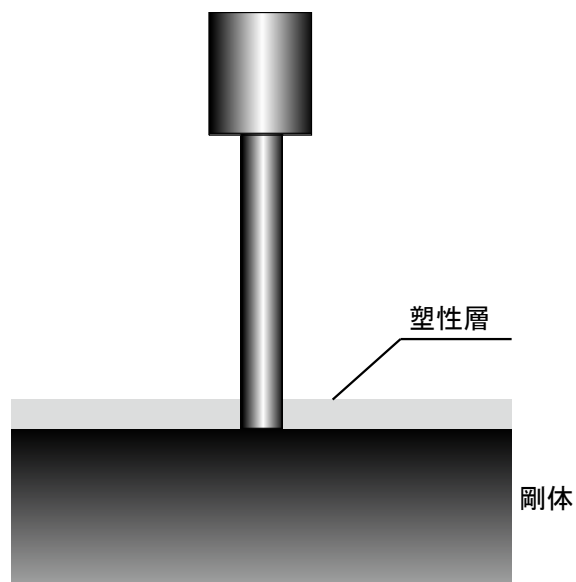


図 2-7 リバウンドハンマにおける力学モデル <sup>10)</sup>から一部改変

## 2.5 まとめ

本章では、リバウンドハンマによって測定される反発度について、波動論の視点から考察した。以下に得られた知見をまとめる。

- (1) リバウンドハンマは、動的なブリネル硬度計として位置付けられ、その理論はエネルギー収支を基本に組み立てられている。リバウンドハンマによってブリネル硬度を決定するには、反発度とコンクリート表面のばね定数が必要である。既往の研究では、ばね定数の推定値が $\pm 15\%$ の範囲に収まることから、これを一定値として取り扱うことでブリネル硬度の推定が可能であると論じている。しかしながら、この変動幅の範囲には比較的低強度から高強度コンクリートまでが含まれるため、ばね定数を一定値として取り扱うには再考の余地がある。
- (2) リバウンドハンマの打撃機構は、ハンマで直接コンクリート表面を打撃する機構ではなく、プランジャーを介して間接的に打撃力をコンクリート表面に伝える機構となっている。この場合、打撃力はハンマとプランジャーの質量や形状など、リバウンドハンマの諸元によって支配され、コンクリート表面の力学的特性の影響を受けない。一方、リバウンドハンマの測定理論では、発生する打撃力はコンクリート表面の力学的特性を反映した値であることを前提としており、理論と実際に相違が発生している。プランジャーを介する間接打撃によって、従来からのリバウンドハンマの測定理論を成立させるには、塑性層と剛体という 2 層の力学モデルの構築が必要で、この力学モデルは現実のコンクリートにそぐわない。
- (3) 波動理論を用いた反発係数の検証から、リバウンドハンマの反発度は、従来からの理論とは異なり、塑性変形に伴うエネルギー吸収量を示した値ではなく、弾性的な指標を示した値であることが示された。しかしながら、ばね定数が小さい範囲では反発度の測定が難しく、ばね定数が大きい範囲ではその感度が低下することも明らかとなった。
- (4) 現実的なリバウンドハンマをモデルとして反発係数を検証した結果、プランジャーの長さやハンマ質量、またプランジャーやハンマの形状など、装置の諸元が反発係数に影響を及ぼすことが明らかとなった。これは、プランジャー内の進行波と後退波の干渉が原因である。この結果は、リバウンドハンマの構造を厳密に定めない限り、反発係数自体がコンクリート表面の力学的特性のみならず装置の構造の影響を受けた値であることを示している。

## 【参考文献】

- 1) K.Gaede, E. Schmidt.,Ruckprallprung von Betton mit dichtem Gefuge,1960
- 2) 実施コンクリート強度判定委員会：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），日本材料学会材料試験第7巻，第59号，pp.426-430，1958
- 3) 岡田清，六車熙編：コンクリート工学ハンドブック，朝倉書店，pp.509,1981
- 4) 明石外世樹：コンクリートの非破壊試験に関する研究，土木学会論文集，No.390 V-8，pp.1-22，1988
- 5) JIS A 1155-2012：コンクリートの反発度の測定方法，日本工業規格
- 6) T.Sakai, G.Kubo, H.Kubo：Applicability of Mechanical Impedance Method and Rebound Hammer Method for Determining Compressive Strength of Structural Concrete, STRUCTURAL FAULTS & REPAIR-2012, Proc. CD-ROM Edition,2012
- 7) 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，三井住友建設技術研究所報告第5号，pp.39-50,2007
- 8) (独)土木研究所，(社)非破壊検査協会，他：非破壊・局部破壊試験によるコンクリート構造物の品質検査に関する共同研究報告書(7)，土木研究所共同研究報告整理番号第355号，2006
- 9) 萩原直樹，飛田一彬，谷倉泉，渡邊晋也：反発速度比を用いたコンクリートの強度推定に関する検討，第71回土木学会年次学術講演会講演概要集，pp.V469-V470，2016
- 10) 久保元樹，笠井哲郎：反発硬度法によるコンクリート強度推定の理論的考察，東海大学工学部紀要，Vol.6，No.1，pp59-66，2020

## 第3章 機械インピーダンス法の基本原理

### 3.1 研究の背景と目的

反発硬度法では、ハンマで直接コンクリートを打撃するものとして理論展開されているにもかかわらず、実際にはプランジャーを介しての間接的な打撃により測定がなされているため、理論と実際で齟齬が発生していることを第3章で報告した。これに対し、著者らは、ハンマで直接的にコンクリートを打撃してコンクリート表面の弾性係数に相当する値である機械インピーダンスを測定する手法を提案している<sup>1)</sup>。この方法は、加速度計を内蔵したハンマで直接的にコンクリート表面を打撃することで得られる打撃力波形を測定・解析することでコンクリートの機械インピーダンスを測定する方法であり、その測定方法は、既にNDIS3434-3：機械インピーダンス試験方法<sup>2)</sup>として日本非破壊検査協会規格が制定されている。直接打撃であることから、ハンマの持つ運動エネルギーとコンクリート表面の弾性変形エネルギーの関係が単純・明瞭であること、また、ハンマに生じた打撃力とコンクリート表面に発生した反力が等しいことから、エネルギー収支を基本に理論展開が可能であり、理論と実際で齟齬が発生しない。このため、反発硬度法に比較して、理論的に単純化・明瞭化された方法と言える。

本章では、機械インピーダンス法における基本原理を導出するとともに、シミュレーションによってその妥当性を検討した。

### 3.2 機械インピーダンス法の基本原理

#### 3.2.1 ハンマの運動方程式

##### (1) 単純化したモデル

非破壊検査では、力や速度などの信号を入力しても、被測定物が破壊に至ることはない。これは、外部から入力される信号が被測定物の弾性変形内であることを前提としている。ハンマでコンクリート表面を打撃する場合のハンマの運動について考察するとき、最も単純化した力学モデルとして、コンクリート表面をバネ要素として取り扱うことである(図3-1)。この時の運動方程式は、コンクリート表面の見掛けのバネ係数を $K$ として、式(3.1)が成立する。

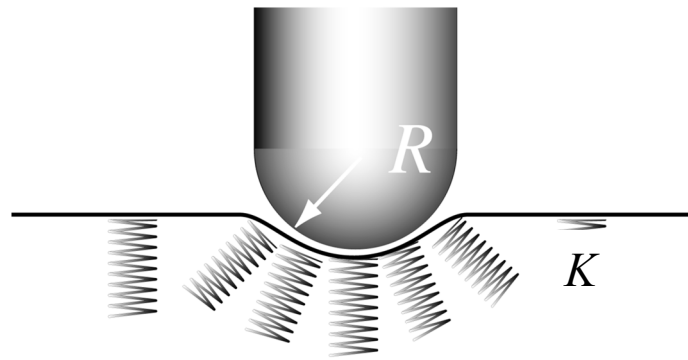


図 3-1 機械インピーダンス法における力学モデル

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + Kx = 0 \quad (3.1)$$

ここに、 $m$  : ハンマ質量

$x$  : コンクリート表面の弾性変形量

なお、式(3.1)は、厳密には減衰項が存在するが、ここでは、単元振動系における接触点での機械インピーダンスを導出しようとするものであり、減衰項は機械インピーダンスの概念に影響を与える性質のものではないと仮定し、式(3.1)では減衰項を無視している。式(3.1)は単元振動の方程式であり、これは打撃によって変形が開始されることを前提とすると、

$$x = A \sin \omega t \quad (3.2)$$

とおいて、解析解を得ることができる。 $A$  は任意の定数で、運動の初期条件によって決定される。一方、角周波数  $\omega$  は、式(3.3)に示す通りである。

$$\omega = \sqrt{\frac{K}{m}} \quad (3.3)$$

非破壊試験によって知りたい情報がコンクリート表面の疑似的なバネ係数であれば、式(3.3)から、式(3.4)として求めることが可能である。

$$K = m\omega^2 \quad (3.4)$$

ただし、打撃の場合、測定される波形は一つのパルスに過ぎず、安定的に角周波数が決定できるかどうかには疑問が残る。

一方、ハンマ打撃のような現象については、質点が弾性体の表面に衝突するときの接触現象と理解することができ、この場合、式(3.5)に示す機械インピーダンスを利用し、式(3.6)として疑似的なバネ係数を求める方法がある。

$$Z = \sqrt{mK} \quad (3.5)$$

$$K = \frac{Z^2}{m} \quad (3.6)$$

機械インピーダンスは，また式(3.7)としても定義される。

$$Z = \frac{F_{\max}}{V} \quad (3.7)$$

ここで， $F_{\max}$ ：打撃によって生じた最大打撃力  
 $V$ ：ハンマの接触速度（打撃速度）

機械インピーダンスは，式(3.1)の運動方程式を基に，運動エネルギーとポテンシャルエネルギーの釣り合いから求めることができる。すなわち，疑似的なバネの最大変位を  $x_{\max}$  とおいて，エネルギーの釣り合い式は，式(3.8)に示す通りである。

$$\frac{1}{2}mV^2 = \frac{1}{2}Kx_{\max}^2 \quad (3.8)$$

ここで，フックの法則から力  $F$  は式(3.9)であるから，式(3.9)を  $x$  について解き，式(3.8)に代入して整理すると式(3.10)が得られる。

$$F_{\max} = Kx_{\max} \quad (3.9)$$

$$K = \frac{1}{m} \left( \frac{F_{\max}}{V} \right)^2 \quad (3.10)$$

コンクリート表面の疑似的なバネ係数は，打撃力の最大値とハンマの衝突速度が測定できれば，算出が可能な値であることがわかる。図 3-2 に式(3.1)によって求めた加速度の時間波形を，図 3-3 に実際にハンマで打撃した際に測定される加速度の時間波形を示す。式(3.1)により求めた波形は放物線のような形をしているのに対し，実際に測定した加速度の時間波形は正規分布に類似した形であり，両者はやや異なる傾向を示している。また，式(3.1)のモデルでは，図 3-4 に示すように，ハンマの衝突速度と最大打撃力は比例関係にあり，したがって計算される機械インピーダンス値は，図 3-5 のようにハンマの衝突速度に関わらず一定値となる。

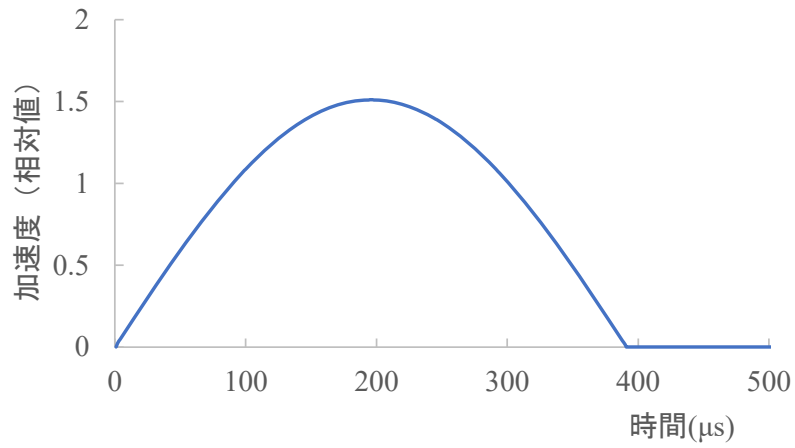


図 3-2 式 (3.1) により求めた加速度の時間波形

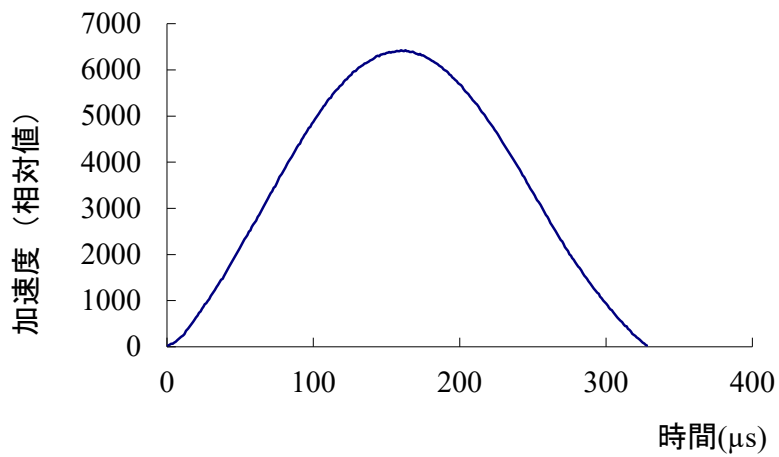


図 3-3 実際の加速度の時間波形 (打撃対象 : MC ナイロン)

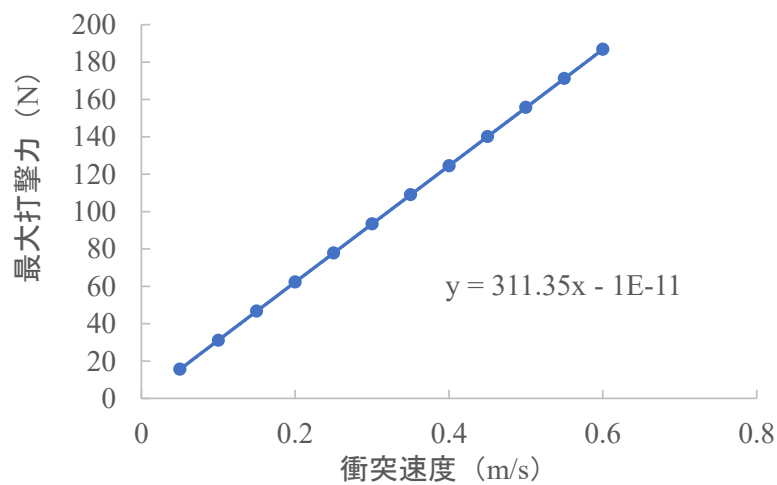


図 3-4 ハンマの衝突速度と最大打撃力の関係 (式 (3.1))

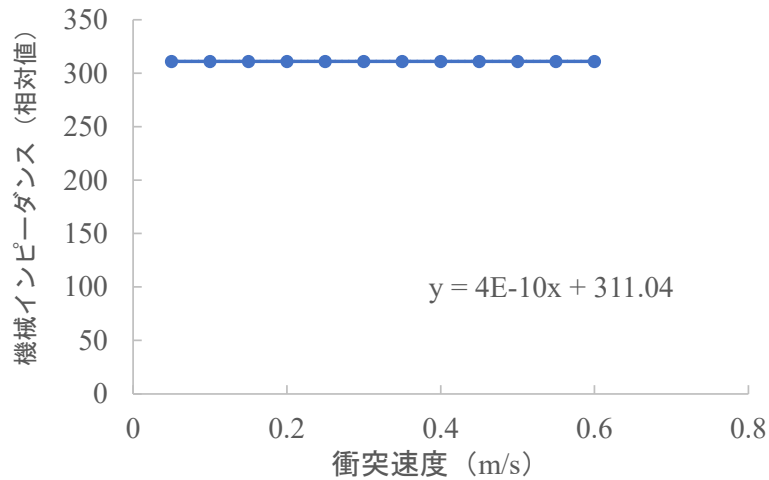


図 3-5 ハンマの衝突速度と機械インピーダンスの関係（式 (3.1)）

(2) ハンマの球冠を考慮したモデル

図 3-1 に示すように、被測定平面と接触するハンマが半径  $R$  の球冠を持ち。また、被測定面は、単位面積当たり  $K$  のバネ係数度 ( $\text{N/m}^3$ ) を持つと仮定する。ハンマと被測定面の接触面積は、ハンマの貫入量を  $x$  とすると、式(3.11)となる<sup>3),4)</sup>。したがって、実現される被測定面の見かけのバネ係数は式(3.12)となる。

$$a = 2\pi R x \quad (3.11)$$

$$K = 2\pi k R x \quad (3.12)$$

よって、この場合の運動方程式は、式(3.13)となる。

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} + 2\pi k R x^2 = 0 \quad (3.13)$$

式(3.13)は、非線形で解析的に解くことができないため、有限差分法による数値解を試みる。有限差分法は、微分方程式の微分演算子を差分スキームに置き換えて数値による近似計算を行う方法である。式(3.13)に現れる微分演算子は、

$$\frac{d^2 x}{dt^2} = \frac{1}{\delta t^2} (x_{i+1} - 2x_i + x_{i-1}) \quad (3.14)$$

として差分スキームに置き換えることができる。これから、式(3.13)の差分法による表現は、式(3.15)に示す通りとなる。

$$x_{i+1} = 2x_i - \frac{2\pi \delta t^2 R}{m} x_i^2 - x_{i-1} \quad (3.15)$$

図 3-6 に、式(3.13)によって求めた加速度の時間波形を示す。波形は、図 3-3 に示



した現実の加速度波形に似た波形となっている。また、ハンマの衝突速度と最大打撃力の関係は、図 3-7 のようになり、両者のべき乗値は 1.33 となって、これは現実のべき値(1.2)よりも大きい。

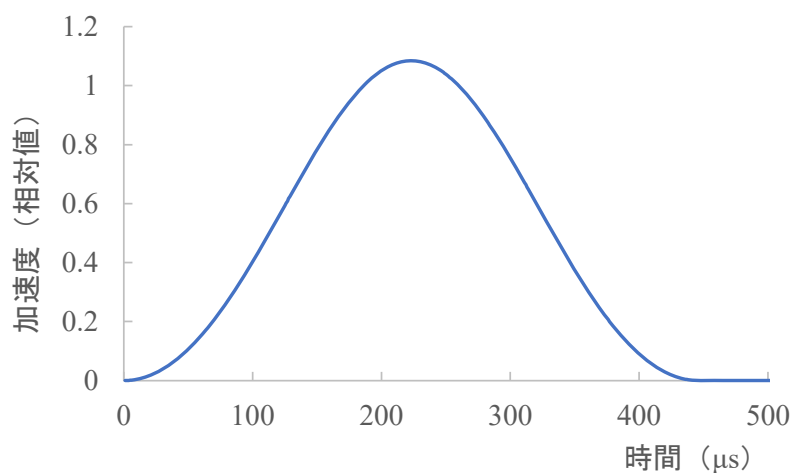


図 3-6 式 (3.13) により求めた加速度の時間波

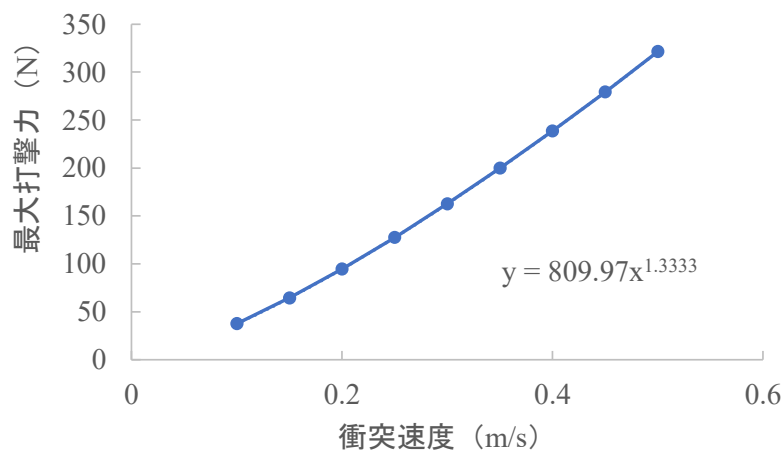


図 3-7 ハンマの衝突速度と最大打撃力の関係 (式 (3.13))

### (3) ヘルツの接触理論からの導出

二つの球体の接触に関する理論にヘルツの理論がある。ヘルツの接触理論では、接触半径  $a$  は、式(3.16)としている。

$$a = \sqrt[3]{\frac{3P \left( \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right)}{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}} \quad (3.16)$$

ここで、  
 $R$  : 球体の半径  
 $P$  : 作用する力  
 $E$  : 材料の縦弾性係数  
 $\nu$  : ポアソン比  
添字の 1,2 は二つの球体を表す

ハンマ打撃では、球冠を持ち剛体と見なしえるハンマが平面と見なしえる弾性体の平面に衝突する現象となる。式(3.16)において、この事象を具現化するためには、球体 1 を剛 ( $E_1 = \infty$ )、また球体 2 の半径を無限大 ( $R_2 = \infty$ ) とすればよい。これらの条件を式(3.16)に代入して整理すると、式(3.17)となる。

$$a = \sqrt[3]{\frac{3}{4}RP \left( \frac{1-\nu^2}{E} \right)} \quad (3.17)$$

球冠が平面に貫入するときの貫入量  $x$  と、接触半径  $a$  の間には、式(3.18)の関係があり、これを  $a$  について解くと式(3.19)が得られる。

$$R = \frac{a^2 + x^2}{2x} \quad (3.18)$$

$$a = (2Rx - x^2)^{\frac{1}{2}} \quad (3.19)$$

貫入量  $x$  は、球体の半径  $R$  と比較して十分に小さいことから、式(3.19)は、

$$a = R \left( 2\frac{x}{R} - \frac{x^2}{R^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.20)$$

と変形され、

$$\frac{x}{R} \rightarrow 0$$

として、高次項を省略し近似式を求めると、式(3.21)が得られる。

$$a = \sqrt{2Rx} \quad (3.21)$$

また、式(3.16)を変形して、作用する力  $P$  について解くと、式(3.22)となる。

$$P = \frac{4}{3} \frac{a^3}{R} \frac{E}{1-\nu^2} \quad (3.22)$$

式(3.22)に式(3.21)を代入して整理すると、式(3.23)となる。

$$P = 3.7712 \frac{E}{(1-\nu^2)} \sqrt{R} x^{\frac{3}{2}} \quad (3.23)$$

さて、静的ではなく、質量  $m$  で、半径  $R$  の球冠を持つハンマが衝突すると考えると、ハンマに作用する動的な慣性による力は式(3.24)であるから、

$$m \frac{d^2x}{dt^2} = -P \quad (3.24)$$

この時の運動方程式は、式(3.25)となる。

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + 3.7712 \frac{E}{(1-\nu^2)} \sqrt{R} x^{\frac{3}{2}} = 0 \quad (3.25)$$

式(3.25)は、非線形方程式であり、解析時に解くことが難しいので、有限差分法による数値解を試みる。式(3.25)に現れる微分演算子は、式(3.14)に示すとおりである。これを、式(3.25)に代入して整理すると、式(3.26)となる。

$$x_{i+1} = 2x_i - 3.7712 \frac{\delta t^2}{m} \frac{E}{(1-\nu^2)} \sqrt{R} x_i^{1.5} - x_{i-1} \quad (3.26)$$

図 3-8 に式(3.26)によって求めた加速度の時間波形を示す。図 3-3 に示す現実に測定される波形とほぼ同じである。

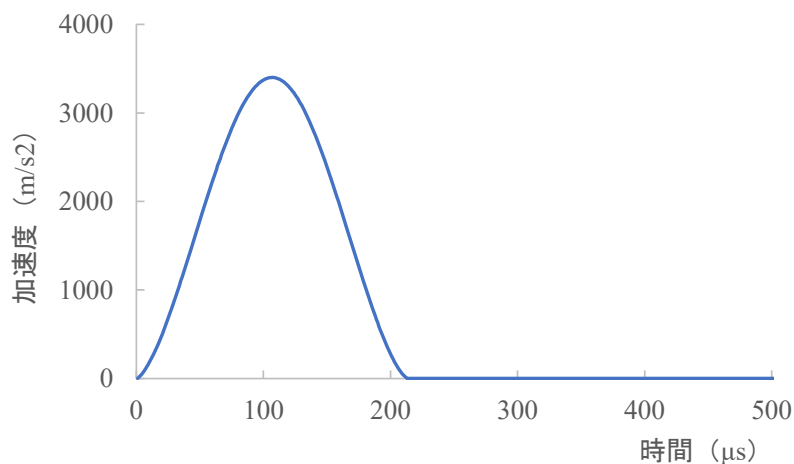


図 3-8 式(3.26)により求めた加速度の時間波形

### 3.2.2 実際の測定

実際の測定では、加速度計を内蔵したハンマでコンクリートを打撃することで図 3-9 に示す加速度の時間波形を測定し、式(3.7)を用いて機械インピーダンスを計算する。NDIS3434-3: 機械インピーダンス試験方法<sup>2)</sup>では、図 3-9 に示す通り、加速度の時間波形を各時刻によって、貫入過程と反発過程の二つに定義している。貫入過程は、ハンマがコンクリート表面を変形させながら貫入する過程であり、無視できない割合でコンクリート表面に存在するレイタンス等の脆弱層の影響を受けてしまう。一方、反発過程は、コンクリートがハンマを押し戻す過程であり、脆弱層の変形は貫入過程で終了するため、脆弱層の影響が小さい。このため、機械インピーダンスの算出は、式(3.27)として反発過程での機械インピーダンスを計算している。

$$Z_R = \frac{F_{\max}}{V_R} \quad (3.27)$$

ここで、 $V_R$ ：反発過程の速度である。

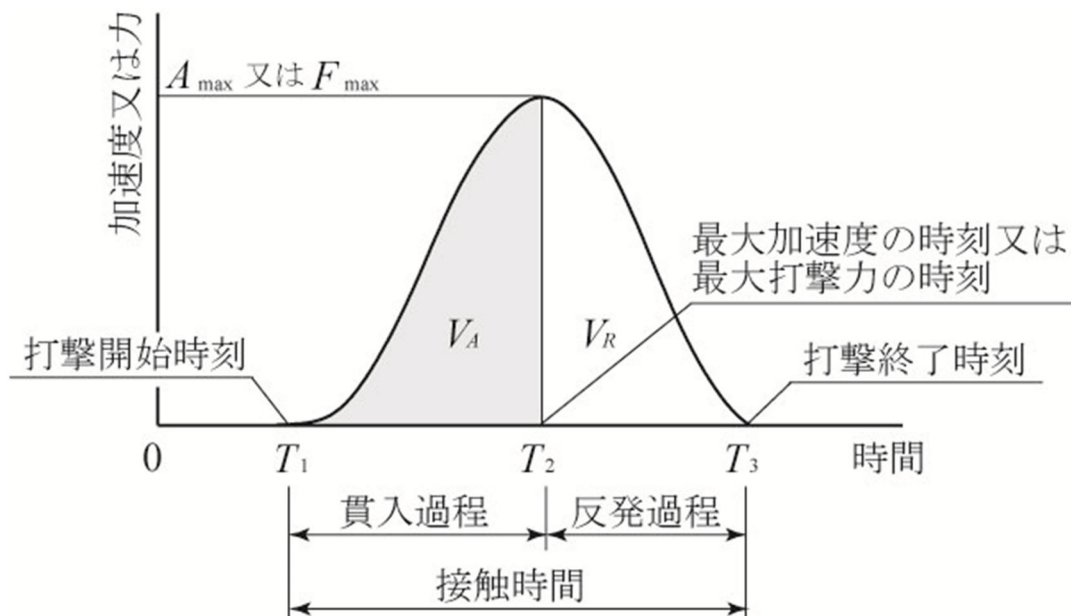


図 3-9 加速度の時間波形の例と各時刻の定義

$V_R$  は、反発過程の速度であり、加速度の時間波形がピークになる時刻を  $T_2$  または打撃が終了する時刻を  $T_3$  として、式(3.28)として算出される。

$$V_R = \int_{T_2}^{T_3} A(t) dt \quad (3.28)$$

なお，打撃力の最大値  $F_{\max}$  は，式(3.29)に示す通りである。

$$F_{\max} = mA_{\max} \quad (3.29)$$

(1) 最大打撃力の速度依存性

ハンマの衝突速度と最大打撃力の間には，図 3-10 に示すように，最大打撃力が速度の 1.2 乗に比例する関係がある。この関係は，図 3-11 に示す MC ナイロンを被打撃体として行った実験結果とも合致する。

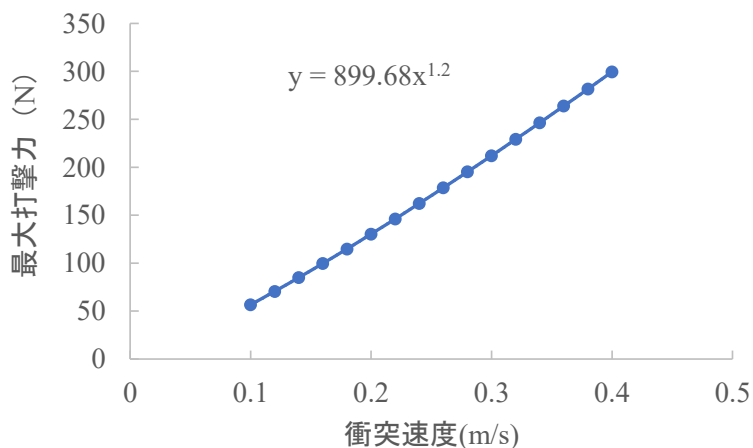


図 3-10 ハンマの衝突速度と最大打撃力の関係

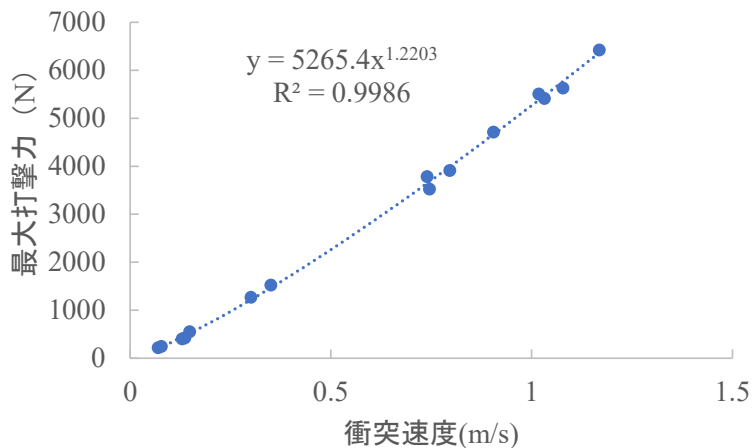


図 3-11 ハンマの衝突速度と最大加速度の関係 (MC ナイロン)

(2) 機械インピーダンスの速度依存性

最大打撃力が速度依存性を持つことから，機械インピーダンスも同様に速度依存性を持つことになる。図 3-12 は，ハンマの衝突速度と機械インピーダンスの式(3.27)による計算値の関係を示しているが，機械インピーダンス値は，衝突速度に

対して約 0.2 乗のベキ勾配を持つことがわかる。ここで、式(3.30)に示すように、速度の 1.2 乗によって速度補正を行った機械インピーダンスを算出する<sup>5)</sup>。

$$Z_R = \frac{F_{\max}}{V_R^{1.2}} \quad (3.30)$$

この時、式(3.30)で示される指標値は、原理的には機械インピーダンス値ではないが、ここでは、これを補正した機械インピーダンス値として取り扱う。図 3-13 は、ハンマの衝突速度と式(3.30)による補正した機械インピーダンスの関係を示している。図から式(3.30)による指標値は、速度依存性を持っていないことがわかる。

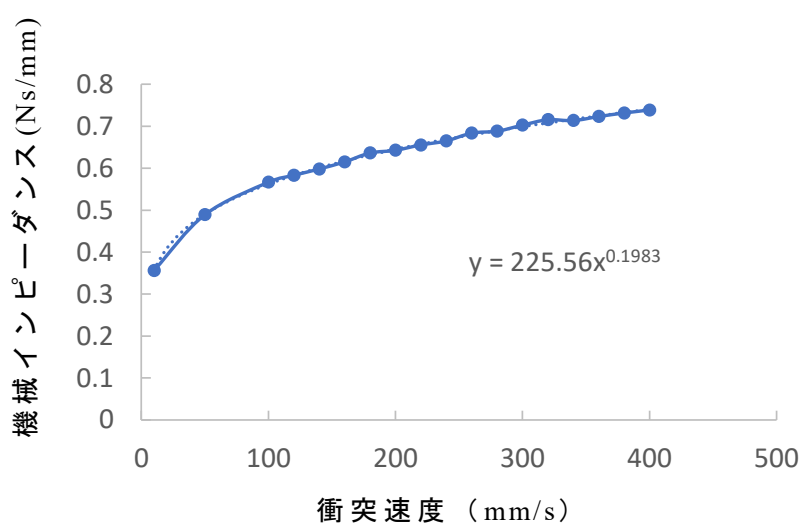


図 3-12 ハンマの衝突速度と機械インピーダンスの関係 (式 (3.27))

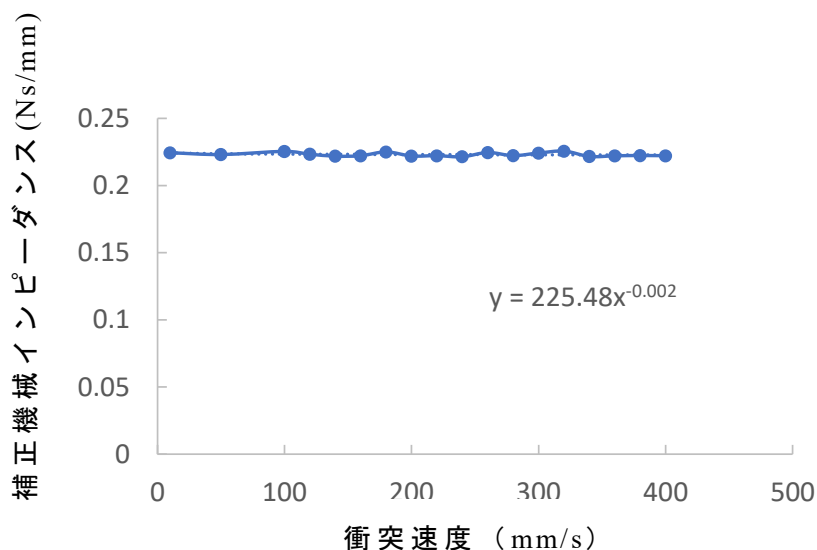


図 3-13 ハンマの衝突速度と速度補正した機械インピーダンスの関係

### (3) 弾性係数の推定

ハンマ打撃による測定量から構造体コンクリートの表面の弾性係数を推定する手法について考察する。図 3-14 は、最大打撃力と弾性係数の関係を示すものである。図に示されるように、弾性係数は、最大打撃力の 2.5 乗に比例する関係にある。また、速度補正を行った機械インピーダンスと弾性係数の関係も、ベキ係数は、ほぼ 2.5 と見なしえる値である。これは、機械インピーダンス(接点での接触インピーダンス)が、単純な比例関係ではなくベキ乗関係にあることを示しており、比例係数を  $\alpha$  とおくと、式(3.31)として記述できることを示している。

$$E = \alpha \frac{F^{2.5}}{V^3} \quad (3.31)$$

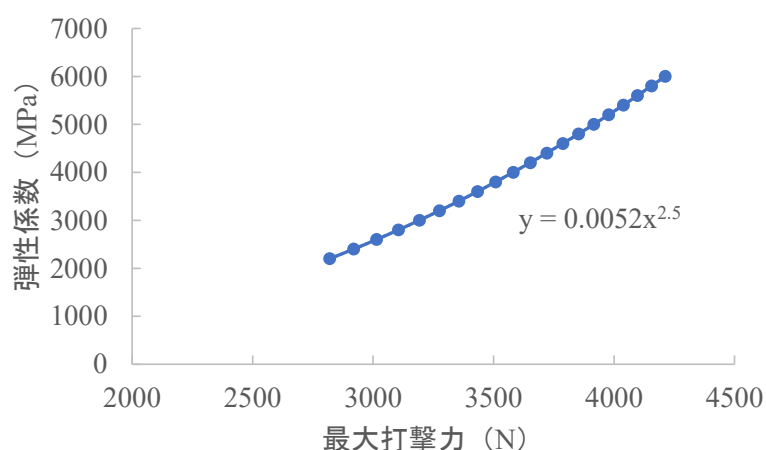


図 3-14 最大打撃力と弾性係数の関係

### 3.3 まとめ

本章では、機械インピーダンス法の基本原理について、運動方程式を用いて導出した。その結果以下の結論を得た。(1)機械インピーダンスは、コンクリートのばね定数(コンクリートの弾性係数)に相当する値であること、また、シミュレーションの結果からも理論導出が妥当であることが示された。(2)機械インピーダンスは速度依存性を持っており、速度の 1.2 乗で補正が可能であることが明らかとなった。実際の測定においては、加速度計を内蔵したハンマでコンクリートを打撃して得られる打撃力の波形を分析し、最大打撃力とハンマの初速度を求めることで機械インピーダンスの算出が可能であることが分かった。(3)打撃力波形のピークより後半部分を分析の対象とすることにより、コンクリート表面の塑性化など、測定にとって好ましくない影響を軽減できることを明らかにした。

## 【参考文献】

- 1) 久保元，金田重夫，久保元樹，極檀邦夫，ハンマ打撃によるコンクリートの強度推定，会誌コンクリート工学 2006 年 5 月特集号，Vol.44,No.5,pp41-44
- 2) NDIS3434-3: コンクリートの非破壊試験—打撃試験方法 第 3 部機械インピーダンス試験方法，日本非破壊検査協会規格(2015)
- 3) 大阪大学石島研究室，球冠，球帯の面積の求め方-01，<https://www.fbs.osaka-u.ac.jp/labs/ishijima/Sphere-01.html>
- 4) 大阪大学石島研究室，球冠，球帯の面積の求め方-02，<https://www.fbs.osaka-u.ac.jp/labs/ishijima/Sphere-02.html>
- 5) 久保元樹，久保元，極檀邦夫，境友昭，植松武是，日本非破壊検査協会平成 16 年度春季大会講演概要集，161-162（2004）.



## 第4章 機械インピーダンス法における圧縮強度推定の理論的枠組み

### 4.1 研究の背景と目的

コンクリートの圧縮強度（破壊に至るまでの最大の応力度）を非破壊で推定する手法の主なものとして、反発硬度法や衝撃弾性波法<sup>1)</sup>の他、著者らがこれまで検討してきた機械インピーダンス法などがある。特に反発硬度法は、日本国内に導入されて50年以上の歴史があり、様々な技術者によって実用化のための実験がなされてきた<sup>2)</sup>。反発硬度法は、重錘でコンクリートに接触させたプランジャーの頭部を打撃することによって生じる重錘の反発距離を求めるもので、打撃側の情報から圧縮強度を推定しようとする方法である。その測定方法については、各団体が規格や基準、指針などが示されている<sup>3),4),5)</sup>。一方、衝撃弾性波法は、コンクリート表面にセンサーを2個設置し、その近傍を鋼球で軽打して弾性波を伝搬させ、弾性波がセンサー間を伝搬する時間差を測定することで弾性波速度を決定して圧縮強度を推定しようとする方法である。この測定方法や実際の使用方法については規格や測定要領がある<sup>6),7)</sup>。これに対し、4章で述べた通り、著者らは、加速度計が内蔵されたハンマでコンクリート表面を打撃することで得られる打撃力波形を解析し、コンクリート表面の機械インピーダンスを算出して非破壊で圧縮強度を推定する方法について研究を行ってきた<sup>8),9)</sup>。非破壊試験によって圧縮強度を推定する方法では、弾性領域の量を測定し、破壊時の応力（塑性領域の量）を推定する枠組みを持つが、コンクリートは非線形材料であり、どのようなひずみ領域での量を測定するかによって強度推定の精度に影響を及ぼすこととなる。機械インピーダンス法では、機械インピーダンスから弾性係数を推定し、次いで圧縮強度を推定するという手順で圧縮強度の推定を行う。機械インピーダンス法による圧縮強度推定の誤差は、測定波形から機械インピーダンスを決定する際の偶然誤差と機械インピーダンスから弾性係数を推定する際の系統誤差、弾性係数から圧縮強度を推定する際の系統誤差の和となる。本論は、機械インピーダンス法によるコンクリートの圧縮強度推定の理論的枠組みを示し、その推定値の変動要因の内、系統誤差の発生要因を明らかにすることを目的として、円柱供試体を対象に実験を行った結果を報告するものである。また、圧縮強度が $100\text{N/mm}^2$ を超える超高強度コンクリートへの対応についても検討を行った。

## 4.2 実験の概要

### 4.2.1 供試体と測定方法

コンクリートの弾性係数は、W/Cのみならず、骨材量によって変動する。このため、全ての配合で単位粗骨材量を一定として、W/Cを4段階変化させたものを対象とした。コンクリートの配合を表4-1に示す。セメントはW/C35%、50%および65%では、普通ポルトランドセメントを、W/C20%はシリカフェームプレミックセメントをそれぞれ使用した。細骨材と粗骨材は、W/Cに関わらず、細骨材は菊川支流産山砂（表乾密度:2.59g/cm<sup>3</sup>，吸水率:2.18%），粗骨材は青梅産硬質砂岩碎石（表乾密度:2.70g/cm<sup>3</sup>，吸水率:0.61%）を使用した。また、混和剤Aは、W/C20%およびW/C35%でポリカルボン酸系高性能AE減水剤を、W/C50%およびW/C65%でリグニン系AE減水剤をそれぞれ使用した。混和剤Bは、AE助剤（変性ロジン酸化合物系）である。円柱供試体の寸法は直径150mm×高さ300mmとし、W/C20%で3本、W/C35%、50%で各4本、W/C65%で2本の合計13本を測定対象とした。測定材齢は28日で、養生は、27日間水中養生（20℃）を行い、測定の前日に水揚げし、1日気中養生（20℃，RH:60%）させた後測定を実施した。なお、測定に先立ちコンクリート打設面に対し研磨処理を実施した。

表4-1 コンクリートの配合<sup>10)</sup>

水セメント比 (%)	スランプ (cm)	粗骨材の最大寸法 (mm)	空気量 (%)	細骨材率 (%)	単位量 (kg/m <sup>3</sup> )					
					水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G	混和剤 A	混和剤 B
20	66.8*	20	3.2	32	155	775	461	998	9.85	0
35	17	20	3.9	42	162	463	717	998	4.52	1.80
50	14	20	5.0	45	167	334	809	998	6.97	0.30
65	20	20	3.5	46	173	265	856	998	2.31	0.80

#### 4.2.2 測定方法

測定は、円柱供試体をコンクリート床の上にながたつきがないように設置し、図4-1に示すように、円柱の型枠底面に5×5の20mmメッシュを押し、メッシュ交点(25点)を打撃した。機械インピーダンスは、25点の単純平均値とした。測定は加速度計を内蔵したヘッド質量380gのハンマを使用し、任意の速度で打撃を行った。加速度計の周波数範囲は5Hz~25kHzで、共振周波数35kHzのものを使用した。加速度の時間波形は、サンプリング周波数2MHz、データ数2000個で記録した。機械インピーダンスの測定後、円柱供試体の側面にひずみゲージを貼り付け、JIS A 1149およびJIS A 1108に準拠し、静弾性係数試験および圧縮強度試験を実施した。

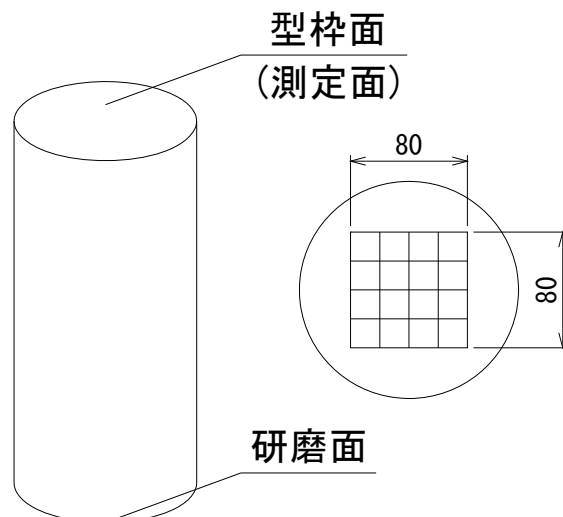


図 4-1 測定点の配置<sup>10)</sup>

### 4.2.3 機械インピーダンスの算出

機械インピーダンス値は式(3.30)に示すように、打撃力の最大値を打撃速度の1.2乗で除して求められ、機械インピーダンスは式(3.5)の通り、ハンマの質量が一定であれば、ばね係数と比例関係があることがわかる。このばね係数は、弾性体の縦弾性係数に相当する指標であることから、コンクリートを弾性体と仮定した場合、その縦弾性係数と機械インピーダンス値には比例関係が成立することとなる。なお、機械インピーダンス値は、式(3.30)に示すように反発過程から算出している。これは、コンクリートが完全弾性体である場合、加速度の時間波形は左右対称の波形となるが、実際のコンクリートは完全弾性体ではなく、表面近傍が柔らかい非線形性を持った材料である。このため、健全なコンクリートであっても、ハンマがコンクリート表面の脆弱層を塑性変形させながら貫入する時間が含まれるため、反発過程に比較して貫入過程の時間が長くなる傾向がある。一方、反発過程においては脆弱層の塑性変形は貫入過程で終了しているため、この影響を受け難い。機械インピーダンス法は、コンクリートの弾性係数に相当する指標を得ることが目的であるため、反発過程に着目し式(3.30)によって、機械インピーダンス値を算出している。

## 4.3 実験結果および考察

### 4.3.1 コンクリートの応力ひずみ曲線

コンクリートが弾性体と見なしえる場合、圧縮応力とひずみの間には、式(4.1)の関係があり、終局ひずみが一定であれば、弾性係数を測定することで圧縮強度の推定が可能となる。なお、本研究においては最大応力の98%に相当するひずみ量を「終局ひずみ」としている。

$$\sigma_{\max} = E\varepsilon_U \quad (4.1)$$

ここに、 $\sigma_{\max}$ ：最大圧縮応力， $E$ ：弾性係数， $\varepsilon_U$ ：終局ひずみである。

図4-2は、各配合における応力-ひずみ曲線（各配合2本ずつの結果）を示したものである。W/C35, 50, 65%の終局ひずみは、W/Cが小さいほど大きくなり概ね1600 $\mu$ から2200 $\mu$ の範囲となるが、W/C20%では3000 $\mu$ 以上と大幅に大きい値となった。また、全てのW/Cで応力-ひずみ曲線は直線関係ではない。図4-3に各ひずみ時点における弾性係数の推移（各配合2本ずつの結果）を示す。弾性係数は、その時の応力をひずみで除した値である。弾性係数は、圧縮強度が大きいコンクリートほど直線性は高いものの、いずれの供試体においてもひずみが大き

くなると弾性係数が低下する傾向を示している。また、コンクリートの強度が低いほど、弾性係数のひずみ依存性が高い傾向にある。これは、ハンマ打撃によって実現されているひずみは微小と考えられることから、ハンマ打撃によってコンクリートに与えられるひずみ領域での弾性係数と、終局状態の弾性係数は同値ではないことを示している。図 4-4 に終局状態の弾性係数と圧縮強度の関係を示す。図は、W/C65%、50%、35%の結果および回帰式を赤で、W/C20%を含めた結果および回帰式を黒で示している。これは、W/C20%の結果のみ、終局ひずみがおおよそ  $3300\mu$  と非常に高く、その他の配合と比較して傾向が明らかに異なるためである。終局状態の弾性係数と圧縮強度は寄与率が 0.9 以上と非常に良好な関係が確認できる。ハンマ打撃によるひずみ領域での弾性係数から終局状態の弾性係数を推定できれば、高い精度で圧縮強度の推定が可能であることが示唆される。なお、図 4-2 および図 4-3 に示す弾性係数のひずみ依存性と終局ひずみの値は、配合によって変動するものと考えられ、この変動が圧縮強度推定における誤差要因になると考えられる。

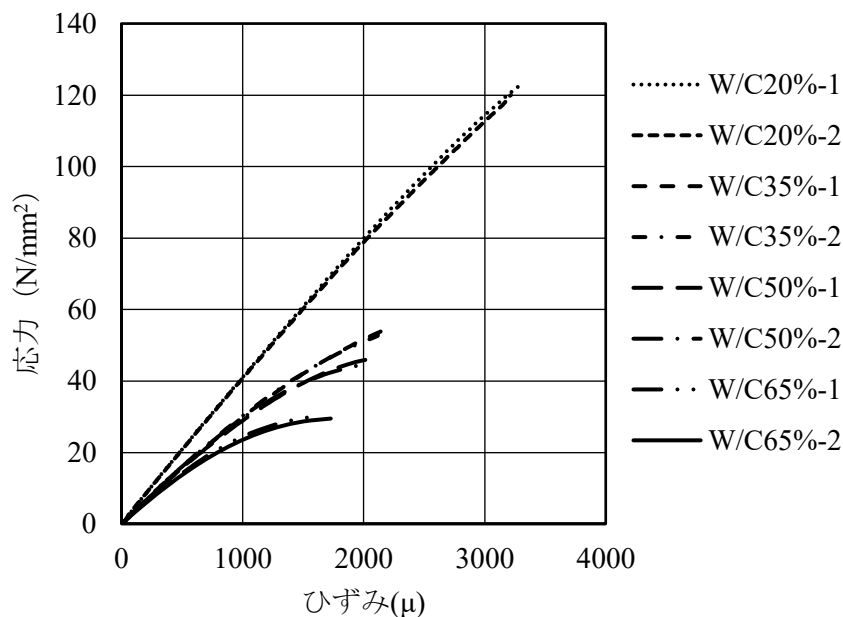


図 4-2 各配合の応力－ひずみ曲線<sup>10)</sup>

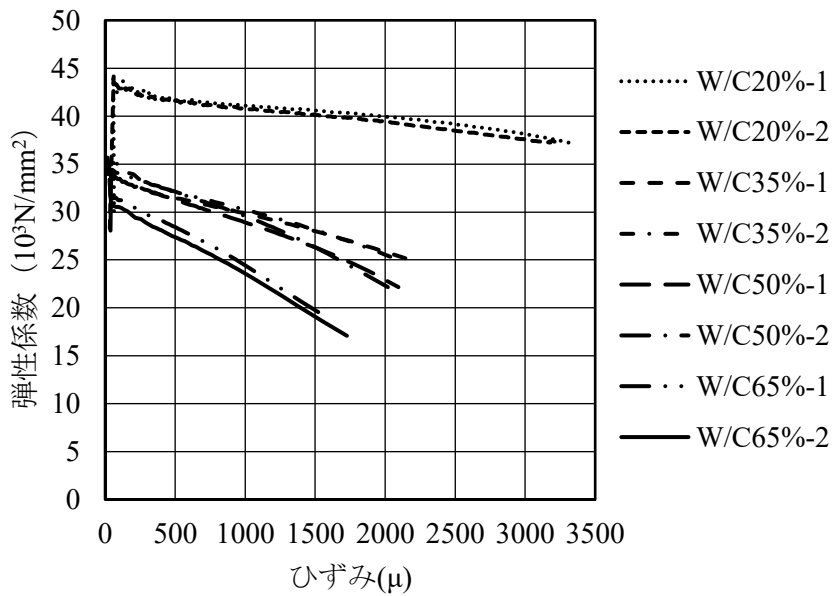


図 4-3 各ひずみ時点の弾性係数の推移<sup>10)</sup>

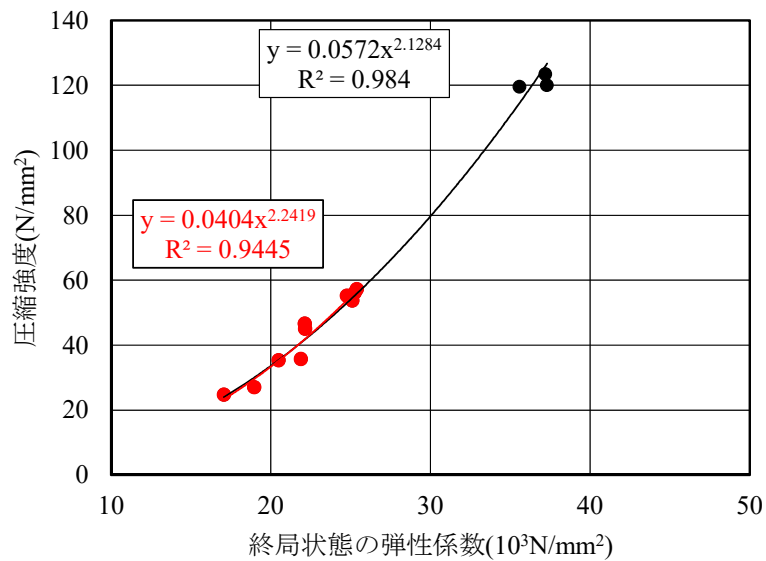


図 4-4 終局状態の弾性係数と圧縮強度の関係<sup>10)</sup>

#### 4.3.2 ハンマ打撃によって実現されるひずり領域

コンクリートの機械インピーダンス値は、加速度計を取り付けたハンマでコンクリート表面を打撃し、その際に得られる加速度の時系列波形から式(4.30)により計測・算出できる。また、これまで述べたように機械インピーダンス値は、縦弾性係数に相当する指標であり、さらに、コンクリートの圧縮強度と縦弾性係数

には相関関係があることが知られていることから、機械インピーダンス法はこれらの関係を利用してコンクリートの圧縮強度を推定するものである。

まず、ハンマでコンクリート表面を打撃した場合、どの程度のひずみが生じるかを考える。ハンマ打撃によって動的な変形を受けている状態のコンクリート表面に発生する応力  $\sigma$  は、式(4.1)に示す通りとなる。

$$\sigma = E\varepsilon = \rho C_p v \quad (4.1)$$

ここで、  
 $E$ ：縦弾性係数  
 $\varepsilon$ ：ひずみ  
 $\rho$ ：コンクリートの密度  
 $C_p$ ：コンクリートの弾性波速度  
 $v$ ：ハンマの衝突速度

また、ポアソン比を考慮しない場合の弾性波速度は式(4.2)に示す通りであり、

$$C_p = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (4.2)$$

式(4.1)および式(4.2)よりハンマ打撃によって生じるコンクリート表面のひずみ量は、式(4.3)に示すように、コンクリートの弾性波速度に対する打撃速度の比で推定することができる。

$$\varepsilon = \frac{v}{C_p} \quad (4.3)$$

一般的なコンクリートの弾性波速度を 4000m/s、打撃速度をおおよそ 2m/s とすると、式(4.3)から打撃によってコンクリート表面に発生するひずみ量は  $500 \times 10^{-6}$  前後と推察される。実際には、静的な圧縮試験と異なり、ハンマ打撃ではハンマの接触面近傍にしかひずみが生じないため、ハンマ打撃で実現されているひずみは  $500 \times 10^{-6}$  よりさらに小さいと考えられる。これは、本手法により計測されるコンクリートの機械インピーダンス値が、コンクリートの微小なひずみ領域での縦弾性係数に相当する指標であることを示唆している。なお、以後の議論では、ハンマ打撃により  $500 \times 10^{-6}$  のひずみが生じていると仮定して議論を進める。

### 4.3.3 圧縮強度推定式の構成

ハンマ打撃によってコンクリートの圧縮強度を推定する過程では、微小なひずみ領域での弾性係数から終局状態の弾性係数の推定が必要となる。図 4-5 は、ひずみが  $500\mu$  時の弾性係数と終局状態の弾性係数の関係を示したものである。

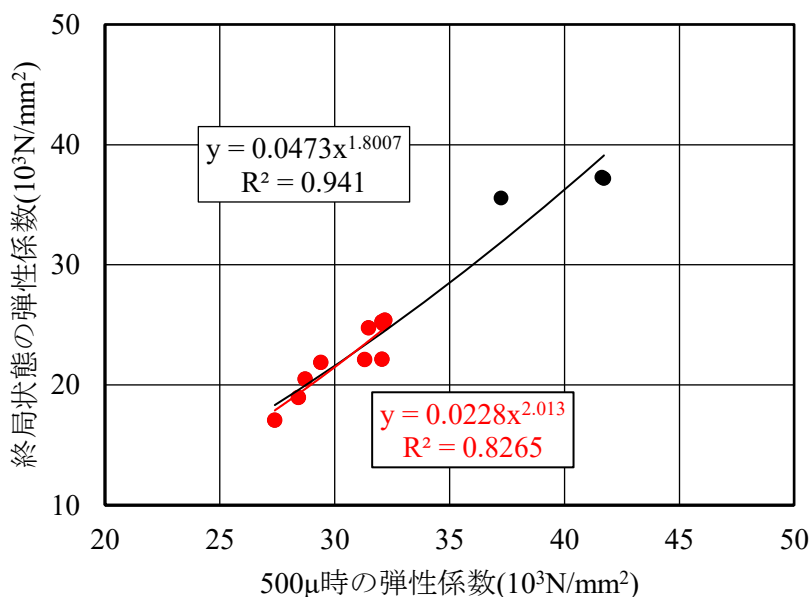


図 4-5 500  $\mu$  時の弾性係数と終局状態の弾性係数の関係<sup>10)</sup>

図 4-4 と同じく W/C65%, 50%, 35%の結果および回帰式を赤で、W/C20%を含めた結果および回帰式を黒で示している。また、図中の回帰式は累乗近似を用いている。これは、線形近似式では切片を持つためである。線形近似式で切片を持つ関係となるのは、弾性係数が小さい範囲で、500 $\mu$  時の値と比較して終局状態の値がより小さな値となる傾向を持つためである。図 4-5 の寄与率が W/C20%を含めると 0.94, 含めない場合においても 0.84 であることから、両者には単調増加関係があることが認められる。この結果から、500 $\mu$  での領域の弾性係数を測定し、終局状態の弾性係数を推定すると、約 5%から 15%程度の誤差が含まれることを許容する必要がある。

図 4-6 は、機械インピーダンスと 500 $\mu$  時の弾性係数の関係を示したものである。図 4-4 と同じく W/C65%, 50%, 35%の結果および回帰式を赤で、W/C20%を含めた結果および回帰式を黒で示している。W/C20%を含めない場合、機械インピーダンスの 0.73 乗と 500 $\mu$  時の弾性係数に比例関係があり、500 $\mu$  時の弾性係数の



2.01 乗と終局状態の弾性係数に比例関係がある。また、終局状態の弾性係数の 2.24 乗と圧縮強度に比例関係があることから、機械インピーダンスから圧縮強度を推定するには、機械インピーダンスの 3.29 乗が最適となる。W/C20%を含めた場合においては、機械インピーダンスと 500 $\mu$  時の弾性係数の関係が 1.39 乗、500 $\mu$  時の弾性係数と終局状態の弾性係数の関係が 1.80 乗、終局状態の弾性係数と圧縮強度の関係が 2.13 乗であることから、5.33 乗が最適となる。

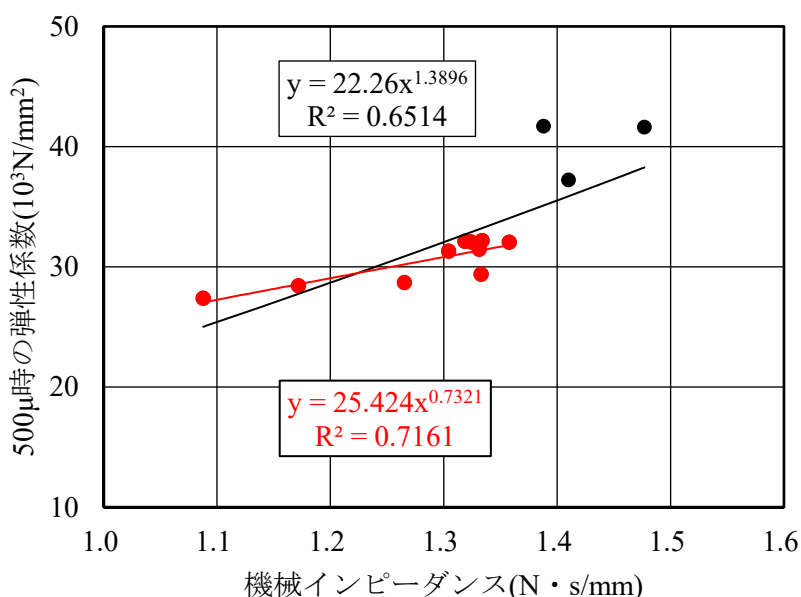


図 4-6 機械インピーダンスと 500 $\mu$  時の弾性係数の関係 <sup>10)</sup>

図 4-7 に機械インピーダンスと圧縮強度の関係を示す。W/C65%、50%、35%の結果および回帰式を赤で、W/C20%を含めた結果および回帰式を黒で示している。機械インピーダンスから圧縮強度を推定する方法として、機械インピーダンスの 3.29 乗または、5.33 乗を用いればよいことを各種試験結果より導いた。しかしながら、現実的には機械インピーダンスと圧縮強度の関係を直接的に求める方法が簡単である。図 4-7 の回帰式のべき乗値は、W/C20%を含めない場合、3.83 乗、W/C20%を含めた場合は 5.89 乗となっており、各種試験結果より導いたべき乗値、3.29 乗と 5.33 乗と概ね一致している。図 4-2 および図 4-3 から W/C20%を除く供試体においては、概ね終局ひずみが 2000 $\mu$  であった。これから、機械インピーダンスより圧縮強度を推定する式は式(4.4)または式(4.5)の通りとなる。

$$\sigma = 2000 \times 10^{-6} \cdot Z_R^{3.29} \times 10^4 \quad (4.4)$$

$$\sigma = 2000 \times 10^{-6} \cdot Z_R^{5.33} \times 10^4 \quad (4.5)$$

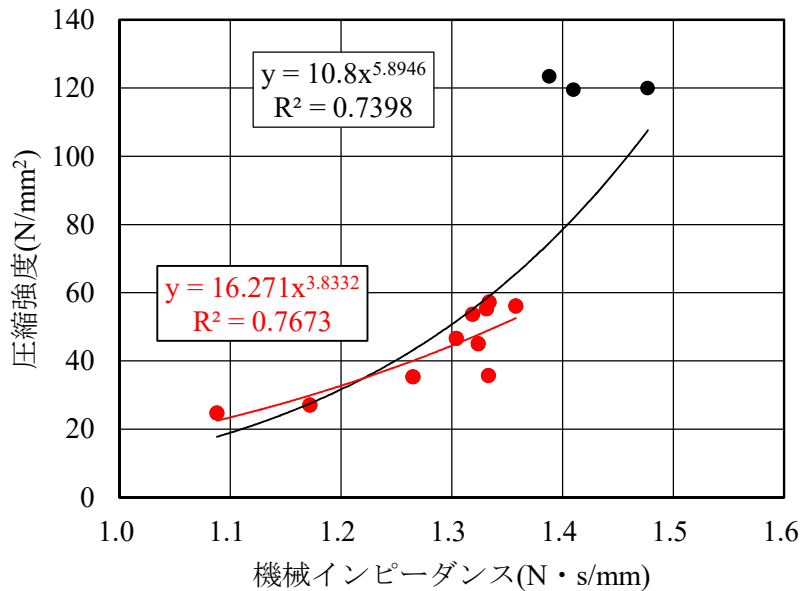


図 4-7 機械インピーダンスと圧縮強度の関係<sup>10)</sup>

### 4.3.3 圧縮強度推定式の適応性

式(4.4)および式(4.5)によって機械インピーダンス値から圧縮強度推定を実施した結果を図 4-8 および図 4-9 に示す。W/C65%、50%、35%の結果および回帰式を赤で、W/C20%を含めた結果および回帰式を黒で示している。式(4.4)は、W/C20%の供試体を除いた試験結果から導いた式である。図 4-8 から W/C60%~35%までは当然のことながら、実際の圧縮強度と線形関係にあり、その傾きは 0.95 で寄与率が 0.98 と非破壊検査としては十分な精度で圧縮強度の推定が出来ている。しかしながら、W/C20%の高強度領域において、実際の圧縮強度と比較して推定強度が小さく、過小評価となっている。図 4-9 は、W/C20%の結果も含めた試験結果から導いた式(4.5)より圧縮強度を推定したものであるが、傾きが 0.55 となっている。特に、W/C60%~35%において、実際の圧縮強度と比較して推定強度が大きく過大評価となっている。これは、W/C20%の終局ひずみが他の配合と比較して突出して大きく、材料としての性状が異なるためと考えられる。また、W/C20%の結果にお

いても、推定強度のバラつきが大きくなっている。式(4.5)ではベキ乗値が大きく、機械インピーダンスの誤差がベキ乗値によって相対的に大きくなったことが原因と考えられる。図 4-2 および図 4-3 より W/C20%のコンクリートの終局ひずみは、概ね  $3300\mu$  であることから、圧縮強度が  $100\text{N/mm}^2$  を超えるような超高強度領域になるとコンクリートの性質が普通コンクリートと大きく異なる。このため、同一の式によって圧縮強度の推定を行う事が難しいものと考えられ、普通コンクリートの場合と超高強度コンクリートの場合で、圧縮強度推定式を使い分ける必要性がある。W/C20%以外を式(4.4)で、W/C20%を式(4.5)によって圧縮強度推定値を求めた結果を図 4-10 に示す。W/C20%を含めた回帰式の傾きは 1.03 となり、推定強度と実際の圧縮強度は 1 対 1 の関係となることが確認できた。

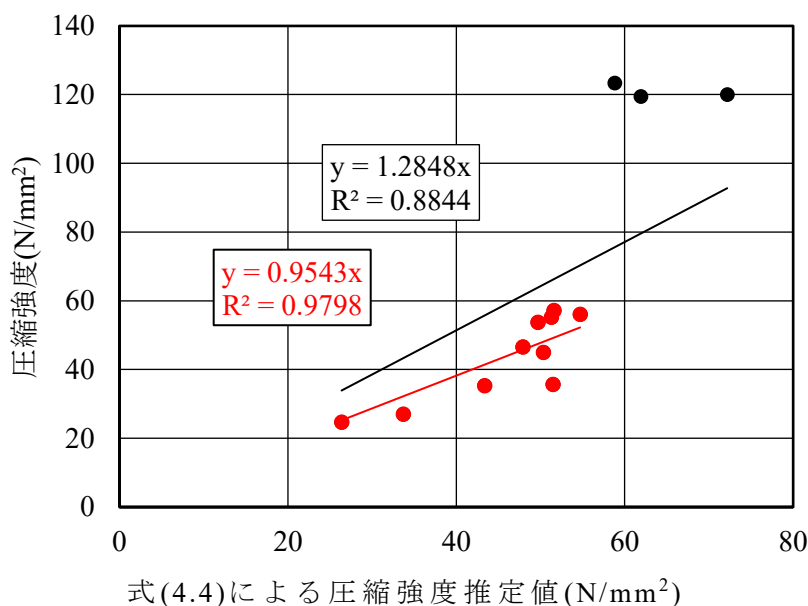


図 4-8 式(4.4)による圧縮強度推定値と圧縮強度<sup>10)</sup>

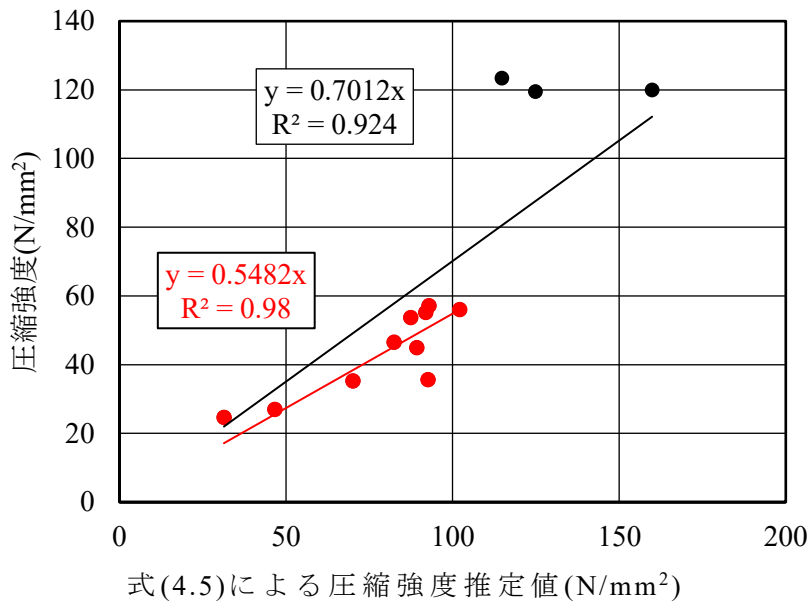


図 4-9 式(4.5)による圧縮強度推定値と圧縮強度<sup>10)</sup>

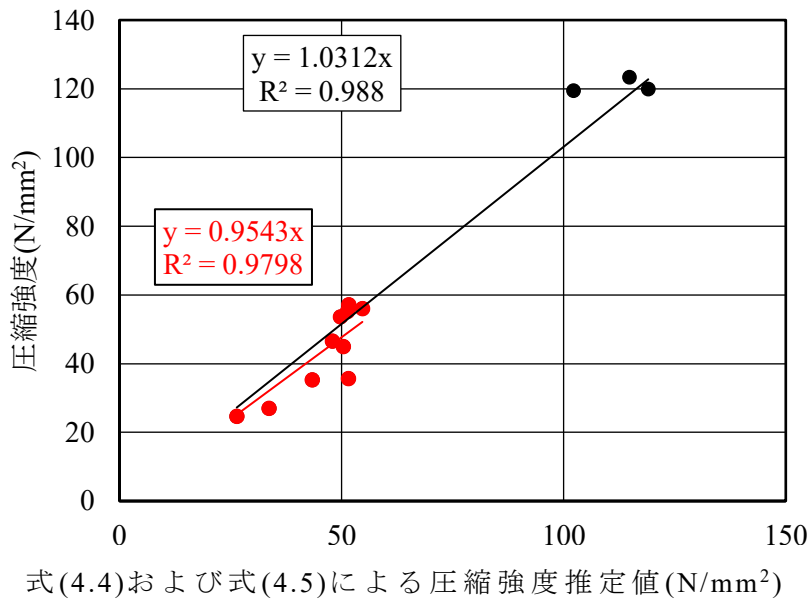


図 4-10 式(4.4)および式(4.5)による圧縮強度推定値と圧縮強度<sup>10)</sup>

#### 4.3.4 圧縮強度の推定手順と誤差

機械インピーダンスから圧縮強度を推定するには、まず、機械インピーダンスの測定を実施し、次いで測定上のひずみ領域（500μ程度）の弾性係数を推定し、次に終局状態の弾性係数の推定、最後に終局ひずみを乗じるというプロセスを踏む。各手順において、それぞれ誤差が発生する。測定上のひずみ領域の弾性係数を推定するプロセスでは、打撃によって発生したひずみの領域がどの程度であるかにより誤差が発生し、終局状態の弾性係数を推定する際には、弾性係数の低減

率の変動による誤差が発生する。最後に、終局状態の弾性係数に終局ひずみを乗じて圧縮強度を推定するが、実際の終局ひずみと仮定した終局ひずみの相違による誤差が発生する。特に測定結果に大きく影響すると考えられる誤差は、弾性係数の低減率の変動と、終局ひずみの相違であると考えられる。

#### 4.4 まとめ

本章では、粗骨材量を同一として W/C を 20%、35%、50%、65% の 4 段階変化させた  $\phi 150\text{mm} \times$  高さ 300mm の円柱供試体を対象に実施した実験結果から、機械インピーダンス法による圧縮強度推定の理論的枠組みおよび誤差の発生要因について検討した結果、次の事がわかった。

- (1) 機械インピーダンスから圧縮強度を推定するには、①機械インピーダンスの測定、②測定上のひずみ領域での弾性係数の推定、③終局状態の弾性係数の推定、④終局ひずみ乗算の圧縮強度推定プロセスが必要である。
- (2) 弾性領域の測定量から圧縮強度を推定するには、いくつかの仮定と実際のコンクリートの特性把握が必要であり、これらの仮定と実際の相違が誤差となって現れることが分かった。具体的には、打撃によって発生したひずみ領域の程度、弾性係数の低減率の変動、実際の終局ひずみと仮定した終局ひずみの相違などが誤差の発生要因である。このため、機械インピーダンス法による圧縮強度推定結果は相応の誤差を含んでいるが、本実験の範囲であれば±15～20%程度の範囲で強度推定が可能であることがわかった。
- (3) 圧縮強度が  $100\text{N/mm}^2$  を超えるような超高強度コンクリートは、終局ひずみが  $3300\mu$  となり、普通コンクリートの物性とは大きく異なることがわかった。このため、超高強度コンクリートまでを包括した圧縮強度推定式の構築は難しく、測定対象コンクリートによって適宜、圧縮強度推定式を使い分けることが必要であることがわかった。

## 【参考文献】

- 1) 鎌田敏郎，内田慎哉，物理探査 第 60 卷第 3 号，253-263（2007）
- 2) 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，V-64，No.767，pp.199～210，2004.8
- 3) JIS A 1155-2012：コンクリートの反発度の測定方法，日本工業規格
- 4) JSCE-G 504-2007：硬化コンクリートのテストハンマー強度の試験方法，土木学会基準（2017）.
- 5) 社団法人日本材料試験協会，実施コンクリート強度判定法委員会，“日本材料学会材料試験 第 8 巻第 59 号”，40-44（1958）.
- 6) NDIS2426-2：コンクリート構造物の弾性波による試験方法-第 2 部：衝撃弾性波法，日本非破壊検査協会，2014
- 7) 国土交通省大臣官房技術調査課，“微破壊・非破壊試験によるコンクリート構造物の強度測定要領”，（2012）.
- 8) 久保元，金田重夫，久保元樹，極檀邦夫：ハンマ打撃によるコンクリート強度の推定，会誌コンクリート工学，Vol.44，No.5，pp41～44，2006.5
- 9) NDIS3434-3 コンクリートの非破壊試験－打撃試験方法－第 3 部：機械インピーダンス試験方法 2017.5.制定
- 10) 久保元樹，市村千佳，八木光，笠井哲郎：機械インピーダンス法による圧縮強度推定に関する誤差の発生要因と超高強度コンクリートへの適用性に関する実験的検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.41，No.1，pp1823-1828，2019

## 第5章 機械インピーダンス法による圧縮強度推定精度向上への取り組み

### 5.1 研究の背景と目的

反発硬度法や弾性波法および機械インピーダンス法など、非破壊でコンクリートの圧縮強度を求める方法は、それぞれ、反発度や弾性波速度、機械インピーダンス値などの指標値が低応力下でのコンクリートの力学物性、特に縦弾性係数と何らかの相関関係にあり、さらに圧縮強度と縦弾性係数は相関が強いことから構築された強度推定法である<sup>1),2)</sup>。また、これらの手法は弾性領域での各種物性値を計測し、これらの値から非弾性領域である圧縮強度を推定するという枠組みを持つ。しかし、厳密にはコンクリートは低応力、低ひずみ領域から非線形性であり、高応力状態となるほどその非線形性は顕著となることが一般に指摘されている<sup>3),4)</sup>。また、この非線形性はコンクリートの強度レベルによっても異なり、高強度コンクリートほどそれは小さくなる<sup>5)</sup>。このため、上記の各物性値を計測する応力レベルおよび推定しようとする最大応力時の非線形性の程度は、強度推定の考え方や推定精度に影響をおよぼす。そこで本章では、著者らがこれまで検討してきた機械インピーダンス法<sup>6)</sup>によって圧縮強度の推定が可能であることを改めて確認するとともに、圧縮強度の推定精度を向上させることを目的として、強度推定時に想定する最大応力時のひずみ量に着目し、実験的検討を行った。実験はコンクリートの機械インピーダンス値、非線形特性、最大応力時のひずみ量などに影響を及ぼすと考えられるコンクリートの配合条件のうち、水セメント比(W/C)と粗骨材容積比（または細骨材率(s/a)）を変化させて行った。このほか、機械インピーダンス法の測定方法はコンクリート表面からのアプローチであり反発硬度法や弾性波法と同じく、コンクリート表面の湿潤状態の影響を受けるものと考えられるが<sup>7),8)</sup>、機械インピーダンス法においては、湿潤状態の影響を検討した事例はない。そこで、キューブ型の供試体を作成し、乾燥過程と吸水過程それぞれについて測定を実施し、コンクリートの含水状態が機械インピーダンス法に与える影響について検討した。

## 5.2 ひずみ量に関する実験概要

### 5.2.1 コンクリートの材料および配合と供試体

表 5-1 に作成した供試体の配合を示す。コンクリートの強度および縦弾性係数は、W/C のみならず、粗骨材量によって変動する。このため、Type1~4 の配合では単位粗骨材量を一定として W/C を 4 段階に変化させ、Type3 および 5~7 では W/C を一定として単位粗骨材量を 4 段階に変化させた。表 1 にコンクリートの配合を示すが、Type5 はモルタル（粗骨材量=0）であり、また表中のスランプと空気量は、測定値である。なお、Type1 および Type5 のスランプの欄は、それぞれスランプフローの平均値とモルタルフローの値である。使用セメントは W/C35%、50%および 65%では普通ポルトランドセメント（密度：3.16g/cm<sup>3</sup>），W/C20%ではシリカフェームプレミックスセメント（密度：3.09g/cm<sup>3</sup>）をそれぞれ使用した。骨材は W/C に関わらず、細骨材は菊川支流産山砂（表乾密度：2.59g/cm<sup>3</sup>，吸水率：2.18%），粗骨材は青梅産硬質砂岩碎石（表乾密度：2.70 g/cm<sup>3</sup>，吸水率：0.61%）を使用した。また、混和剤 A は W/C20%および W/C35%でポリカルボン酸系高性能 AE 減水剤，W/C50%および W/C65%でリグニン系 AE 減水剤をそれぞれ使用した。混和剤 B は AE 助剤（変性ロジン酸化合物系）である。

円柱供試体の寸法は直径 150mm×高さ 300mm とし、全ての配合で各試験に供する供試体本数は 3 本を基準とした。測定材齢は 28 日で、養生は 24 時間で脱型し

表 5-1 コンクリートの配合 <sup>14)</sup>から一部改変

Type	Sym bol	W/C (%)	Slump (cm)	Gmzx (mm)	Air (%)	s/a (%)	Unit content (kg/m <sup>3</sup> )					
							W	C	S	G	Ad-A	Ad-B
1	20-37	20	66.8*	20	3.2	32	155	775	461	998	9.85	0
2	35-37	35	17	20	3.9	42	162	463	717	998	4.52	0.018
3	50-37	50	14	20	5	45	167	334	809	998	1.64	0.025
4	65-37	65	20	20	3.5	46	173	265	856	998	2.31	0.8
5	50-0	50	221x 219**	20	7.1	100	265	530	1284	0	2.65	0.0071
6	50-25	50	18.5	20	4.5	59.8	199	398	960	675	1.59	0.0054
7	50-45	50	8	20	4.2	33.7	148	291	706	1215	1.75	0.0194

\*: Slump flow, \*\*: Mortal flow



26日間水中養生（20℃）を行い，試験の前日に水中養生を終了し，1日気中養生（20℃，RH：60%）させた後測定を実施した。なお，気中養生前にコンクリート打設面に対し研磨処理を実施した。

## 5.2.2 実験項目および方法

### (1) 機械インピーダンス値の測定

測定は，円柱供試体をコンクリート床の上にながたつきが生じないように設置し，**図 5-1**に示すように，円柱の型枠底面に5×5の20mmメッシュを押し，メッシュ交点（25点）を打撃した。機械インピーダンスは25点の単純平均値とした。測定は加速度計を内蔵したヘッド質量380gのハンマを使用し，任意の速度で打撃を行った。加速度計の周波数範囲は5Hz～25kHzで，共振周波数35kHzのものを使用した。測定した時間波形は，サンプリング周波数2MHz，データ数2000個で記録した。なお，機械インピーダンス値の算出は，式(4.30)に示すように反発過程から算出している。

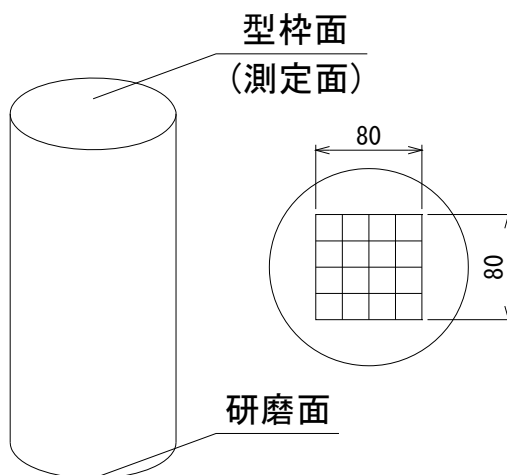


図 5-1 測定点の配置 <sup>14)</sup>から一部改変

### (2) コンクリートの一軸圧縮試験

機械インピーダンスの測定後，コンクリートの一軸圧縮強度と静弾性係数を測定した。円柱供試体の側面にひずみゲージを貼付し，JIS A 1149 および JIS A 1108 に準拠して，静弾性係数試験および圧縮強度試験を実施した。この際，圧縮強度試験におけるひずみの測定荷重は10kN ピッチで行った。なお，本研究においては最大応力の98%に相当するひずみ量を「終局ひずみ」とした。

## 5.3 湿潤状態に関する実験概要

### 5.3.1 供試体

#### (1) コンクリートの配合

コンクリート供試体の配合を表 5-2 に示す。セメントは普通ポルトランドセメントを使用した。細骨材は菊川支流産山砂(表乾密度:2.59g/cm<sup>3</sup>, 吸水率:2.18%), 粗骨材は青梅産硬質砂岩碎石(表乾密度:2.70g/cm<sup>3</sup>, 吸水率:0.61%)を使用した。また, 混和剤 A は, リグニン系 AE 減水剤を使用した。混和剤 B は, AE 助剤(変性ロジン酸化合物系)である。供試体は, 1 辺 200mm の立方体を各配合で 2 体ずつ作製し, その内 1 体は吸水過程とし, 吸水させながら測定した。もう 1 体は乾燥過程とし, 乾燥させながら測定を実施した。

表 5-2 コンクリートの配合<sup>15)</sup>

粗骨材の最大寸法 (mm)	スラン プ (cm)	水セメント比 (%)	空気量 (%)	細骨材率 (%)	単位量 (kg/m <sup>3</sup> )					
					水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G	混和剤 A	混和剤 B
20	17	35	3.9	41.8	162	463	717	998	2.72	1.8
20	14	50	5.0	44.8	167	334	809	998	0	0.3

#### (2) 乾燥過程

乾燥過程で使用する供試体は, 材齢 330 日まで水中養生 (20℃) を行い, 測定する直前に水揚げし, 表面の水滴を拭き取った後, 機械インピーダンスの測定と反発度の測定を実施した。測定後, 気中 (20℃, RH: 60%) にて放置し自然乾燥させながら測定を繰り返した。具体的な測定日は, 水揚げ後の最初の測定日を 1 日目として, W/C35%で 1, 5, 22, 49, 111 日目の 5 段階, W/C50%で 1, 5, 10, 37, 55, 72, 111 日目の 7 段階で測定を実施した。

#### (3) 吸水過程

吸水過程で使用する供試体は, 材齢 91 日まで水中養生 (20℃) を行い, 水揚げ後, 気中 (20℃, RH: 60%) にて 239 日間放置し自然乾燥させた後, 機械インピーダンスと反発度の測定を実施した。測定後, 水中 (20℃) に浸漬させ吸水させながら測定を繰り返した。具体的な測定日は, 乾燥過程と同じく W/C35%で 5 段階, W/C50%で 7 段階である。なお, 測定の際は, 水揚げ後, 表面の水滴を拭き取った後に測定を実施するが, 30 分以内にすべての測定が終了するよう配慮した。

### 5.3.2 測定方法

測定は、図 5-2 左側に示すように、H 鋼 (H-300×300) の上に供試体を設置し、供試体の四隅を万力で固定し A 面から D 面の側面 4 面を測定した。測定面には 4×4 の 30mm メッシュを印し、メッシュ交点 (25 点) をそれぞれ打撃した。なお、反発度の測定は A 面と C 面、機械インピーダンスの測定は B 面と D 面で行った。また、同一面で複数回の測定を行うことから、測定時には、前回測定の打撃痕を確認し、同一点を打撃しないようずらしながら測定を実施した。機械インピーダンスの測定は、加速度計を内蔵したヘッド重量 380g のハンマを使用し、任意の速度で打撃を行い打撃力の時間波形を測定した。使用した加速度計の周波数範囲は 5Hz~25kHz、共振周波数は 35kHz である。測定した時間波形は、サンプリング時間間隔 0.5 $\mu$ s、データ数 2000 個で記録した。反発度の測定は、JIS A 1155 に準拠して測定を実施した。使用したリバウンドハンマは NR 型リバウンドハンマである。機械インピーダンスや反発度は 25 点の算術平均を求めた後、算術平均から  $\pm 20\%$  以上の偏差があるデータを除外後、再度求めた平均値とした。

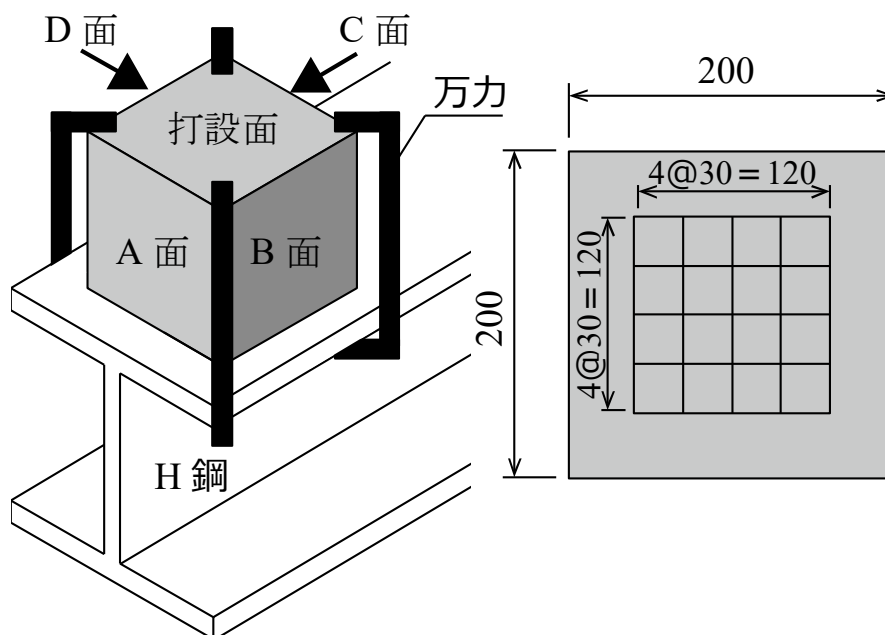


図 5-2 供試体の設置と測定点配置 <sup>15)</sup>

### 5.3.3 機械インピーダンスの算出

図 5-3 にハンマでコンクリートを打撃した際に得られる打撃力の時間波形を示す。圧縮強度を推定する立場においては、脆弱層の影響が好ましくないため、反発過程に着目し、式(5.1)によって機械インピーダンス  $Z_R$  を算出するが、本論の目的は、含水状態の影響の確認であるため、貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  も式(5.2)によって算出した。

$$Z_R = \frac{F_{\max}}{V_R^{1.2}} = \frac{MA_{\max}}{\left(\int_{T_2}^{T_3} A(t) dt\right)^{1.2}} \quad (5.1)$$

$$Z_A = \frac{F_{\max}}{V_A^{1.2}} = \frac{MA_{\max}}{\left(\int_{T_1}^{T_2} A(t) dt\right)^{1.2}} \quad (5.2)$$

- ここに、
- $Z_R$  : 反発過程の機械インピーダンス
  - $Z_A$  : 貫入過程の機械インピーダンス
  - $F_{\max}$  : 最大打撃力
  - $V_R$  : ハンマの反発速度
  - $V_A$  : ハンマの衝突速度
  - $M$  : ハンマの質量
  - $A_{\max}$  : 最大加速度
  - $A(t)$  : 加速度の時間波形
  - $T_1$  : 打撃開始時刻
  - $T_2$  : 最大加速度の時刻
  - $T_3$  : 打撃終了時刻である。

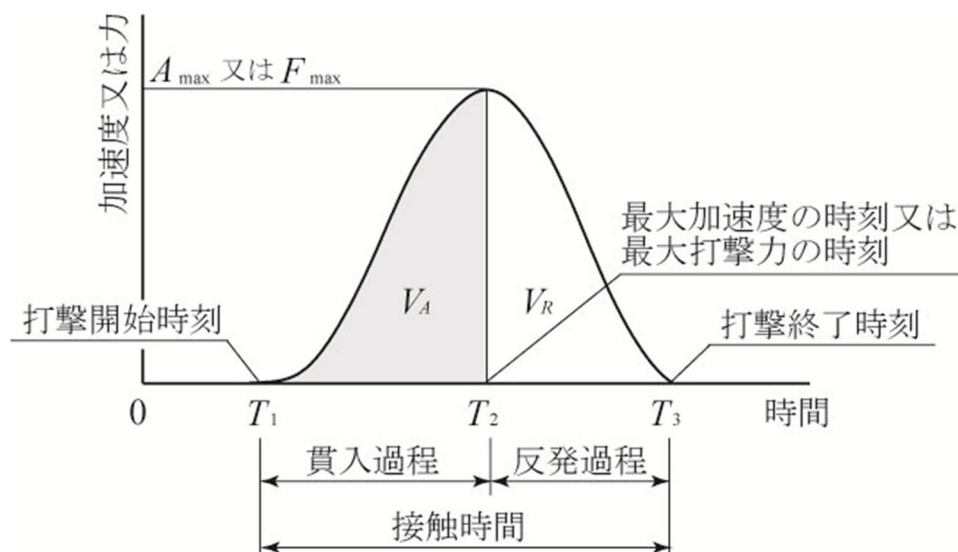


図 5-3 時間波形の例 <sup>14)</sup> から一部改変

## 5.4 ひずみ量に関する結果および考察

### 5.4.1 圧縮強度推定式の構築

コンクリートが弾性体と見なしえる場合，圧縮応力とひずみの間には，式(5.3)の関係がある。

$$\sigma = E\varepsilon \quad (5.3)$$

ここで，  
 $\sigma$ ：圧縮応力  
 $E$ ：縦弾性係数  
 $\varepsilon$ ：ひずみ

この式より，終局ひずみが一定であれば，縦弾性係数を計測することで，最大圧縮応力度すなわち圧縮強度の推定が可能となる。しかし，実際にはコンクリートの応力-ひずみ関係は非線形性であるため，応力レベルにより縦弾性係数は変化する。また，式(4.5)より機械インピーダンス値  $Z_R$  の2乗とコンクリートの縦弾性係数は比例関係にあるが，前述したようにこの  $Z_R$  は，低応力下の縦弾性係数の指標である。以上を考慮し，機械インピーダンス値からコンクリートの圧縮強度を推定する式を式(5.4)のように構築した。

$$\sigma_{\max} = \alpha \times Z_R^\beta \quad (5.4)$$

ここで，  
 $\sigma_{\max}$ ：圧縮強度 (N/mm<sup>2</sup>)  
 $\alpha$ ：終局ひずみ  
 $\beta$ ：圧縮強度の実測値と機械インピーダンスの相関関係から求まるべき乗数

なお， $\beta$  は，ハンマ打撃によって反映される低応力レベル時の縦弾性係数から，最大応力時の縦弾性係数を推定する際の，コンクリートの非線形性を考慮した低減係数などを含むものである。式(5.3)より，本手法によるコンクリートの強度推定においては，終局ひずみの量をどの程度に仮定するかがその精度に及ぼす影響が大きいこととなる。

#### 5.4.2 終局ひずみの量

図 5-4 に W/C20%から 65%の応力ひずみ曲線の一例を示す。W/C が小さくなるに伴い応力ひずみ曲線の傾き（縦弾性係数）が大きくなり，線形領域がより高ひずみ域まで現れている。また，終局ひずみも同時に大きくなっていることがわかる。具体的に W/C65%では約  $1500 \times 10^{-6}$ ，50%では約  $1600 \times 10^{-6}$ ，35%では約  $2100 \times 10^{-6}$ ，20%では約  $3200 \times 10^{-6}$  であり，W/C65%と 20%では 2.13 倍ほどの相違がある。これに対し，W/C65%の圧縮強度が  $30 \text{N/mm}^2$  で最大応力時の縦弾性係数が約  $18 \times 10^3 \text{N/mm}^2$ ，W/C20%では圧縮強度が  $120 \text{N/mm}^2$  で最大応力時の縦弾性係数が約  $37 \times 10^3 \text{N/mm}^2$  となり，W/C65%と 20%では，圧縮強度で 4 倍の相違があるのに対し，最大応力時の縦弾性係数は 2.05 倍の相違となった。この比率は，終局ひずみと比較して同等である。これまで非破壊試験法によるコンクリートの強度推定は，圧縮強度と縦弾性係数の相関性に着目して行われてきた。しかし，前述のように圧縮強度（最大応力度）への影響度は，縦弾性係数と終局ひずみで同等の影響度合いを持っており，強度の推定においては，終局ひずみを考慮した推定式の構築が必要であると考えられる。

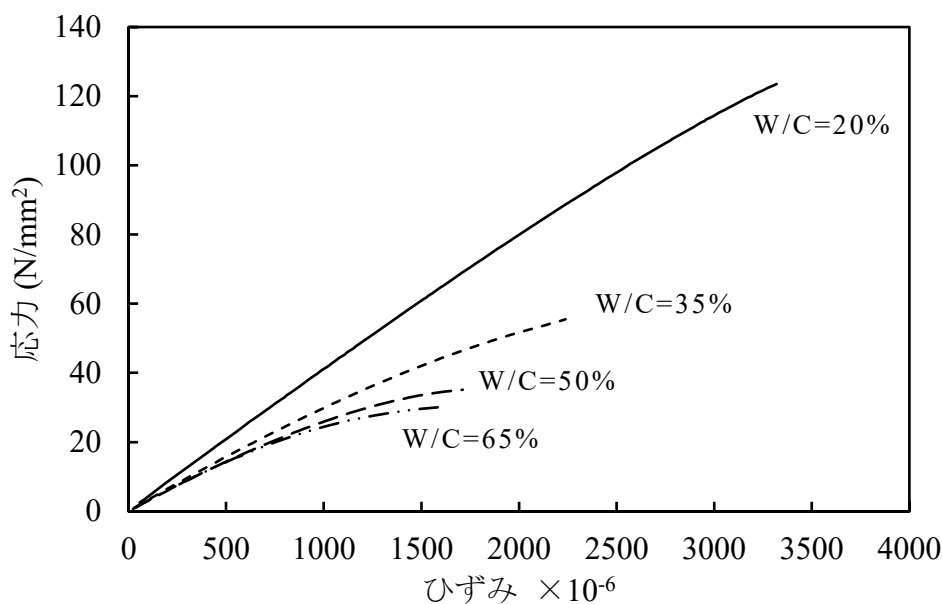


図 5-4 応力ひずみ曲線 (W/C20%~65%)<sup>14)</sup> から一部改変

図 5-5 に W/C と終局ひずみの関係 (Type1~Type4) を，図 5-6 に s/a と終局ひずみの関係 (Type3 および Type5~Type7) を示す。W/C と s/a とともに終局ひずみと  $R^2$  値（寄与率）で 0.9 以上の強い相関があることがわかる。これは，本実験の範囲においては，W/C もしくは s/a から終局ひずみを推定できることを示すもの

である。これまで、機械インピーダンスによる圧縮強度推定では、式(5.4)を基に、コンクリートの強度レベルに関わらず、終局ひずみを約  $2000 \sim 2500 \times 10^{-6}$  と仮定して実施してきた<sup>9),10)</sup>。しかし、機械インピーダンスによる圧縮強度推定の推定誤差は、機械インピーダンスの測定誤差と共に、仮定した終局ひずみと実際に生じたひずみ量の差異による誤差の和となって生じているものと考えられる。また、本実験の結果から、W/C および s/a から高い精度で終局ひずみの推定が可能である。これらのことより、機械インピーダンス法による圧縮強度の推定において、終局ひずみが対象とするコンクリートの W/C および s/a によって変化することを考慮することにより、その推定精度をより向上させることができると考えられる。

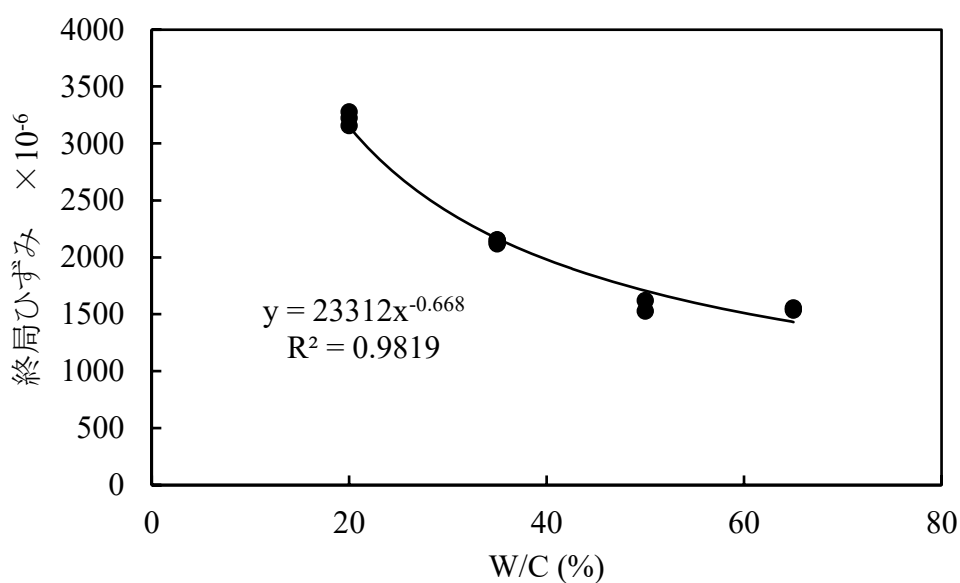


図 5-5 W/C と終局ひずみの関係 (Type1~4) <sup>14)</sup> から一部改変

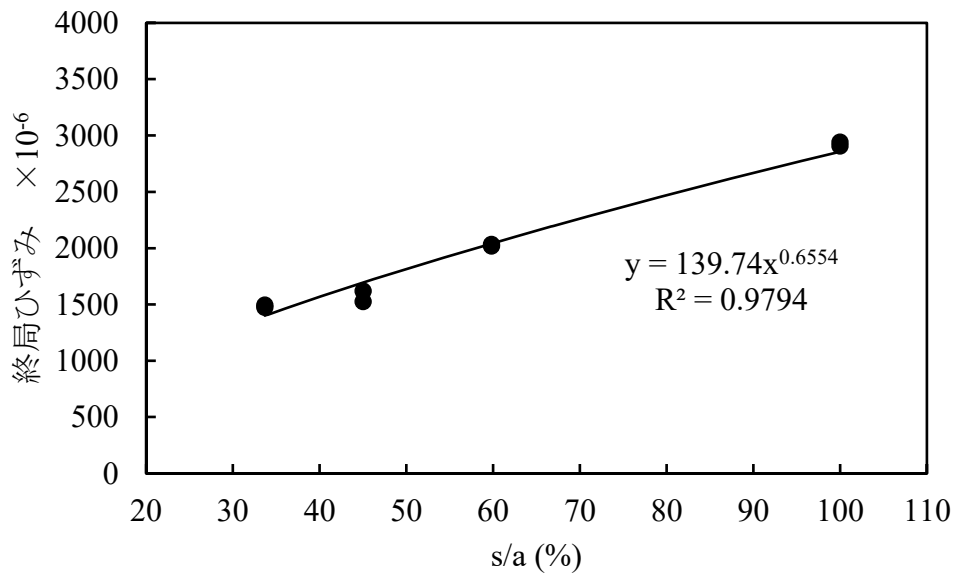


図 5-6 s/a と終局ひずみの関係 (Type3・5~Type7) <sup>14)</sup>から一部改変

#### 5.4.2 終局ひずみが強度推定値に及ぼす影響

図 5-7 は、W/C を 4 段階変化させた Type1~Type4 の供試体に対し、機械インピーダンス法において、終局ひずみを  $2000 \times 10^{-6}$  と仮定し、式(5.4)によって求めた推定強度と実際の圧縮強度の関係を示したものである。これに対し、図 5-8 は、式(5.4)の終局ひずみを、図 5-5 に示す回帰式によって求めた値を用いた場合の推定強度と実際の圧縮強度との関係を示したものである。なお、式(5.4)におけるべき乗数  $\beta$  は式(5.4)から、3.29 乗を用いている。図 5-7 では、推定強度と圧縮強度の関係は  $R^2$  値で 0.89 であるのに対し、図 5-8 では 0.98 となっている。回帰直線の傾きも 1 に近く高い精度で圧縮強度を推定できていることがわかる。5 章では、機械インピーダンスから圧縮強度を推定するための圧縮強度推定式は、普通コンクリートと高強度コンクリートで異なる推定式を用いる必要があることを論じた。しかし、本実験の結果から、終局ひずみを推定できる条件下においては、普通コンクリートから高強度コンクリートまでを網羅した一つの推定式で圧縮強度の推定が可能であるものと考えられる。



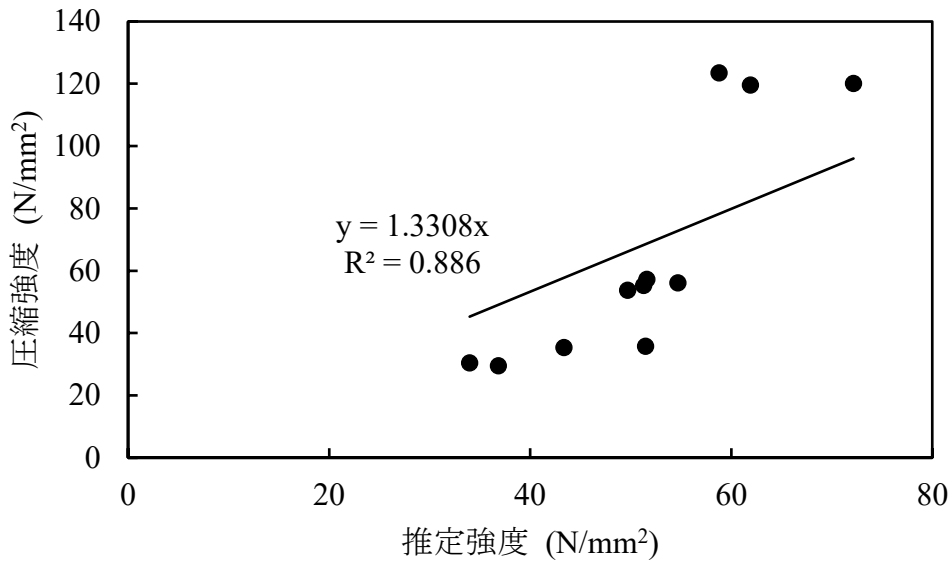


図 5-7 圧縮強度と式 (5.4) により推定した強度の関係 (Type1~4)  
 (終局ひずみ量  $2000 \times 10^{-6}$  と仮定した場合) <sup>14)</sup> から一部改変

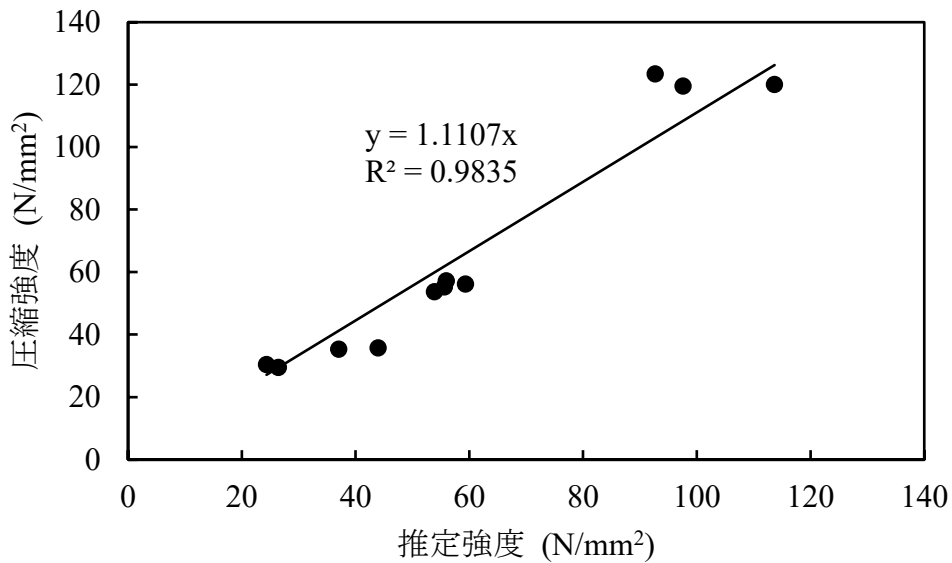


図 5-8 圧縮強度と式 (5.4) により推定した強度の関係 (Type1~4)  
 (終局ひずみを調整した場合) <sup>14)</sup> から一部改変

図 5-9 は,  $s/a$  を 4 段階変化させた Type3 および Type5~Type7 の供試体に対し, 機械インピーダンス法において, 終局ひずみを  $2000 \times 10^{-6}$  と仮定し, 式(5.5)によって求めた推定強度と実際の圧縮強度の関係を示したものである。これに対し, 図 5-10 は, 式(5.4)の終局ひずみを図 5-5 に示す回帰式によって求めた場合の推

定強度と実際の圧縮強度との関係を示したものである。図 5-9 では、推定強度と圧縮強度の関係は  $R^2$  値で 0.003 と相関性が認められないのに対し、図 5-10 では 0.85 となり強い相関性が得られている。なお、回帰式に切片が生じているのは、圧縮強度を推定する式として使用している式(5.2)が W/C を変化させることによって生じる圧縮強度と縦弾性係数の変動を利用して構築した式をそのまま用いているからであると考えられる。いずれにしても、本実験の結果は、機械インピーダンスから圧縮強度を推定する場合、終局ひずみを適切に設定することができれば、推定精度がより向上することを示唆するものである。

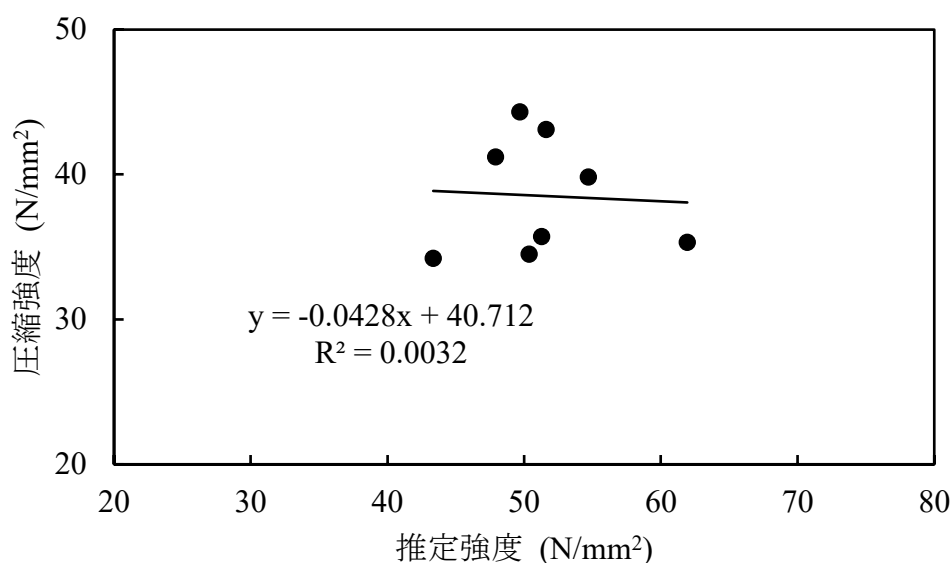


図 5-9 圧縮強度と式 (5.4) により推定した強度の関係 (Type3・5~7)  
 (終局ひずみを  $2000 \times 10^{-6}$  と仮定した場合) <sup>14)</sup> から一部改変

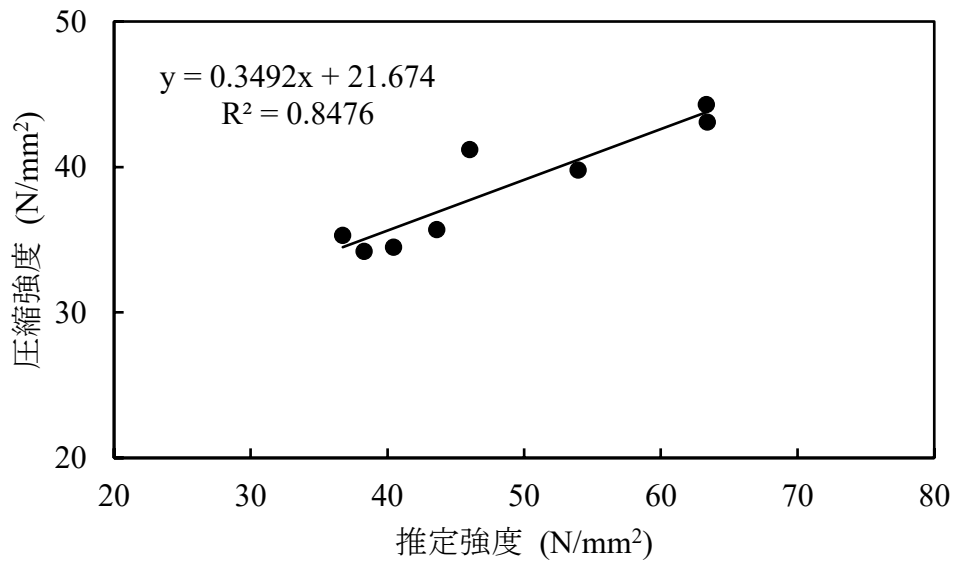


図 5-10 圧縮強度と式 (5.4) により推定した強度の関係 (Type3・5~7)

(終局ひずみを調整した場合) <sup>14)</sup> から一部改変

## 5.5 湿潤状態に関する実験結果および考察

### 5.5.1 供試体の質量変化

供試体の含水状態の把握には、質量変化率を用いた。表面含水率を高周波容量式水分計で測定する方法もあるが、吸水過程の供試体においては、水揚げ後直ちに測定を行うため、表面水の拭き取り具合によって大きな影響を受ける可能性があるためである。図 5-11 および図 5-12 に、吸水過程と乾燥過程における供試体の質量変化率を示す。測定開始からの時間経過に伴い、吸水過程では順調に質量変化率が増加し、乾燥過程では、質量変化率が低下している。また、当然のことながら、W/C35%より W/C50%の方が、質量変化率が大きくなっていることも確認できた。図中に回帰曲線と  $R^2$  値も示しているが、 $R^2$  値は最大で 0.97、最小でも 0.90 と非常に高い。吸水過程と乾燥過程共に水分の吸収と発散が順調に行われ、供試体がひび割れの発生等、何らかの原因により水分の移動に制限または促進するような特異な状態ではないことを確認した。

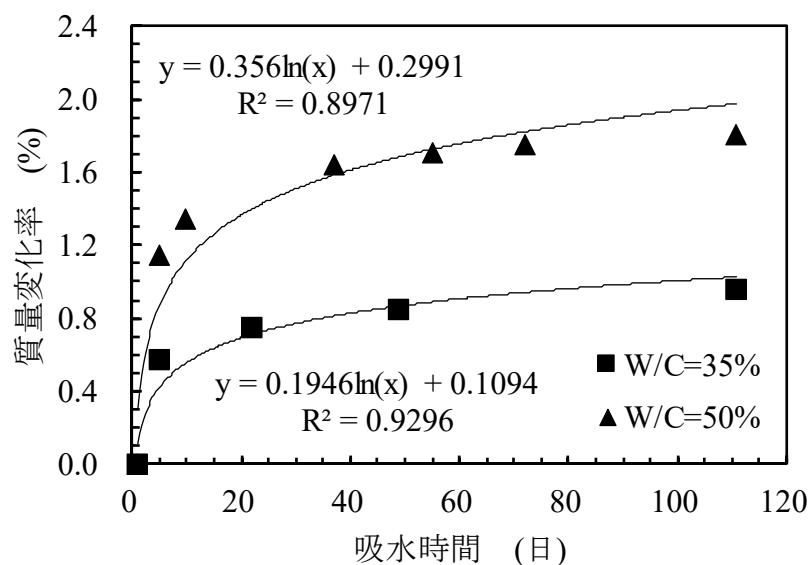


図 5-11 吸水過程の質量変化率 <sup>15)</sup>

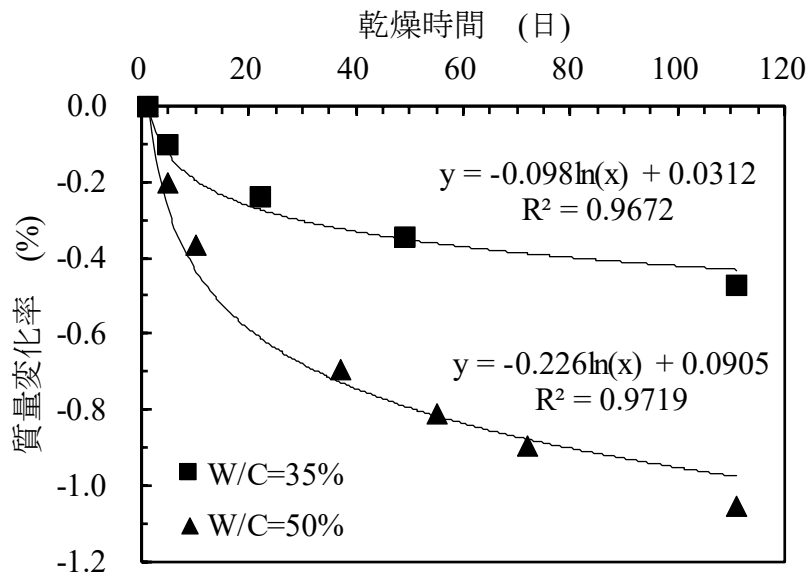


図 5-12 乾燥過程の質量変化率 <sup>15)</sup>

### 5.5.2 反発度

吸水過程における質量変化率と反発度の関係を図 5-13 に乾燥過程における質量変化率と反発度の関係を図 5-14 に示す。なお、図 5-14 の横軸は、プラスとマイナスを反転している。反発度の測定は図 5-2 に示す供試体の A 面と C 面で測定を実施しているが、図 5-13 および図 5-14 に示すデータは、A 面と C 面の平均値である。吸水過程においては、W/50%で一旦反発度が増加しているが、全体の傾向としては質量変化率が大きくなるにしたがって反発度は低下する傾向にある。データのバラつきもあるため（個別測定値の変動係数約 7.8%）、一概には言えないが、W/C35%で 1%、W/C50%で 4%程度低下している。一方、乾燥過程においては、質量変化率の低下に伴い、反発度は増加傾向にあり、その幅は、W/C35%で 4%、W/C50%で 11%程度である。水を含むほど反発度が低下する傾向は、既往の研究と同じ傾向である。しかしながら、吸水過程と乾燥過程で影響度合いが異なること、また、W/C が大きくなるほど反発度の変動も大きくなっている結果は新たな知見である。湿潤面での測定に対する補正方法として、測定された反発度に一定値を加算する <sup>7)</sup> という補正方法がうたわれているが、本実験では、これらの補正方法が妥当であるか、再度検証の必要がある結果が得られた。

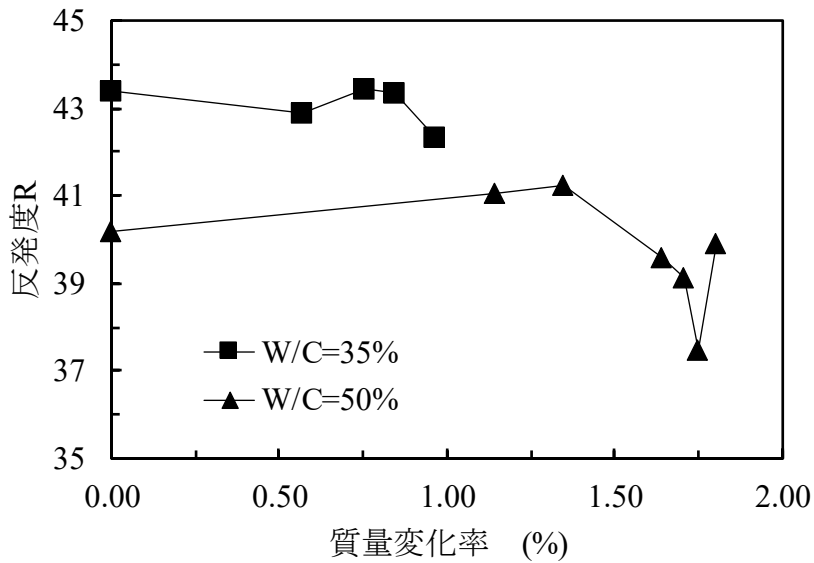


図 5-13 質量変化率と反発度 R の関係（吸水過程）<sup>15)</sup>

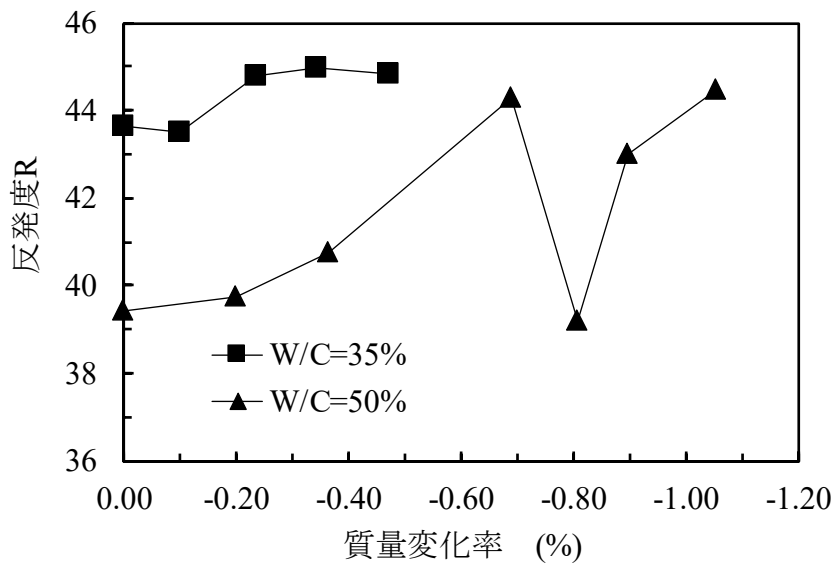


図 5-14 質量変化率と反発度 R の関係（乾燥過程）<sup>15)</sup>

### 5.5.3 反発過程の機械インピーダンス

吸水過程における質量変化率と反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  の関係を図 5-15 に乾燥過程における質量変化率と反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  の関係を図 5-16 に示す。なお、図 5-16 の横軸は、プラスとマイナスを反転している。図中のデータは反発度と同様に、測定面 B 面と D 面の平均値を示している。吸水過程においては、W/C35%で 5%、W/C50%で 4%程度機械インピーダンス  $Z_R$  が低

下している。一方、乾燥過程においては、質量変化率の低下に伴い、機械インピーダンス  $Z_R$  は増加傾向にあり、その幅は、W/C35%で 3%、W/C50%で 7%程度である。全体の傾向としては質量変化率が大きくなるにしたがって機械インピーダンス  $Z_R$  は低下する傾向にあり、この傾向は、反発度の傾向と同様である。しかしながら、機械インピーダンス  $Z_R$  は、吸水過程と乾燥過程で低下率の相違が小さいこと、W/Cの違いによる低下率の相違も小さく、この点が反発度と傾向が異なる。なお、個別測定点の変動係数は約 5.5%である。

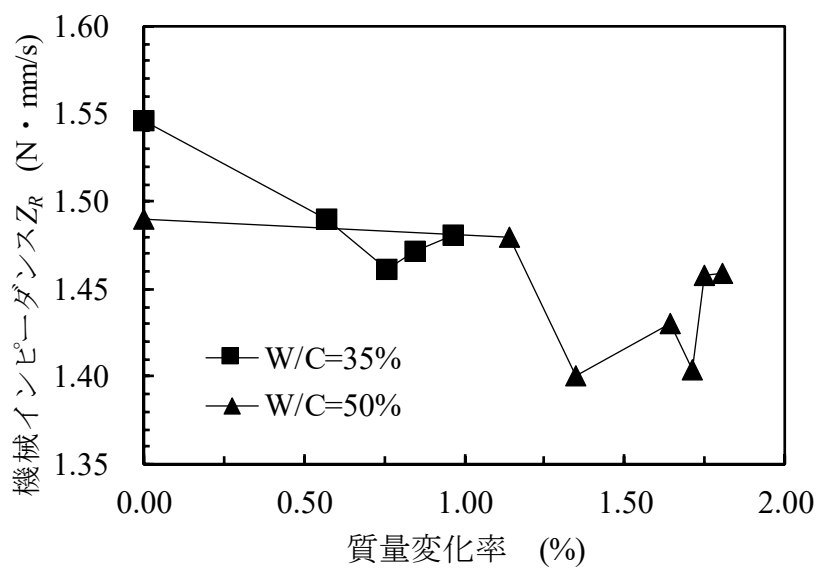


図 5-15 質量変化率と反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  の関係 (吸水過程) <sup>15)</sup>

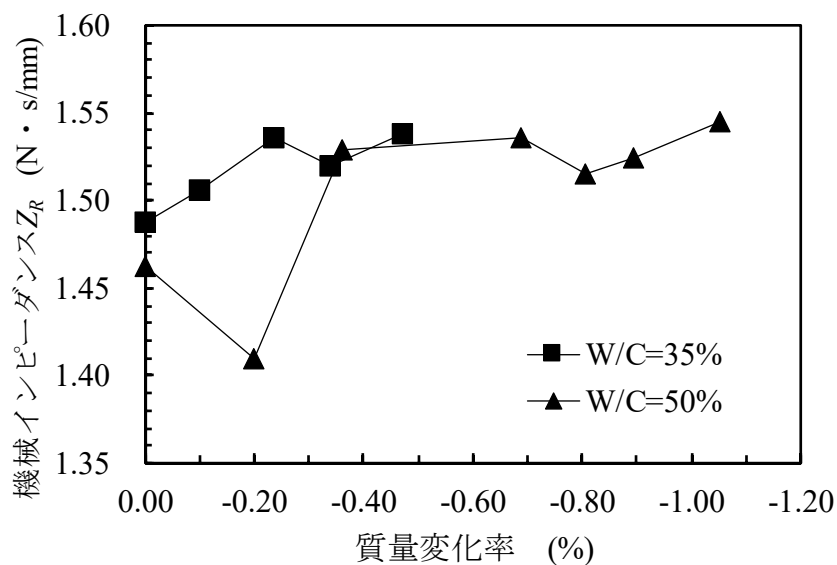


図 5-16 質量変化率と反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  の関係 (乾燥過程) <sup>15)</sup>

#### 5.5.4 貫入過程の機械インピーダンス

吸水過程における質量変化率と貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  の関係を図 5-17 に乾燥過程における質量変化率と貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  の関係を図 5-18 に示す。なお、図 5-18 の横軸は、プラスとマイナスを反転している。図中のデータは反発度と同様に、測定面 B 面と D 面の平均値を示している。吸水過程においては、W/C35%で 3%，W/C50%で 2%程度機械インピーダンス  $Z_A$  が増加する傾向を示している。一方、乾燥過程においては、質量変化率の低下に伴い、機械インピーダンス  $Z_A$  は W/C35%で 1%の低下，W/C50%では 0.5%の増加となっている。吸水過程においては、反発度や反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  と逆の傾向を示している。乾燥過程においては、W/C50%の質量変化率-1.05%のデータがやや大きいですが、これを除くと数値は低下傾向と言える。ただし、低下率は 1%程度と非常に小さく、本実験の結果のみでは、明瞭な傾向が出ているとは言い難い。しかしながら、反発度と反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  では、水分量が多くなると数値が低下する傾向が出ていたのに対し、貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  は、これとは明らかに異なる結果が得られている。なお、個別測定点の変動係数は約 6.1%である。

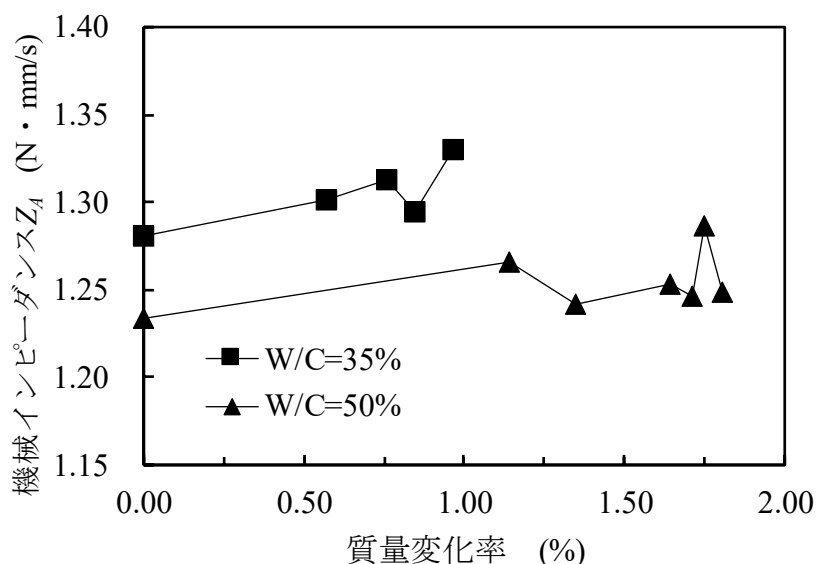


図 5-17 質量変化率と貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  の関係 (吸水過程) <sup>15)</sup>



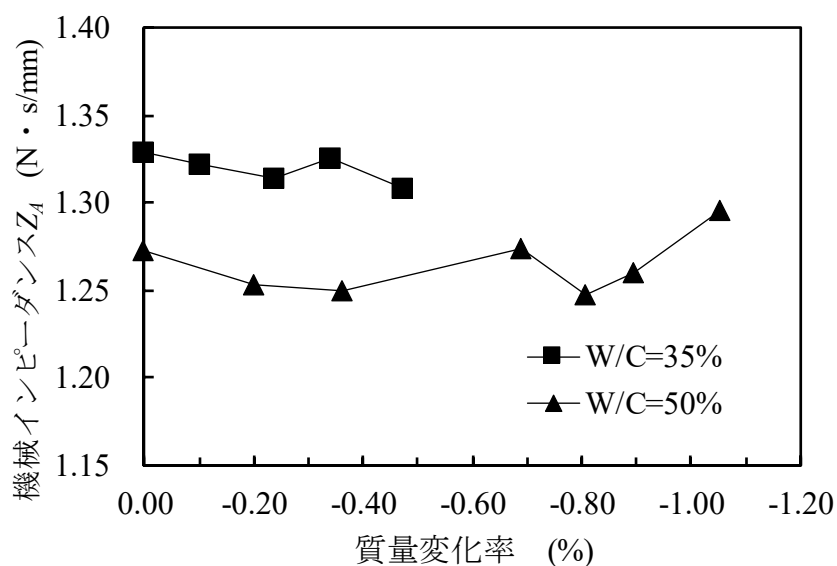


図 5-18 質量変化率と貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  の関係 (乾燥過程) <sup>15)</sup>

### 5.5.5 含水率が機械インピーダンスに及ぼす影響

機械インピーダンスは、式(4.5)、式(4.7)に示す通り、コンクリートの弾性係数を反映する指標値である。このため、含水状態における測定値の変動は、コンクリートが水分を含んだ場合の弾性係数の変動に起因するものと考えるのが普通である。コンクリートが水分を含んだ場合の圧縮強度や弾性係数などの物性値の変動については、あくまでも静的試験での結果ではあるが、既往の研究で多数報告されており、水分を含むと、圧縮強度は低下し、弾性係数は多少大きくなることが多いと報告されている<sup>11)~13)</sup>。コンクリートが水分を含むことによって生じる物性(弾性係数)の変化が機械インピーダンスの変動要因だとすれば、水分量に比例して、測定値は増加する必要がある。貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  は水分量が多くなると測定値が増加する傾向を示しており、既往の研究で示されている弾性係数の変動と整合が取れているが、反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  は、逆に水分量が多くなると測定値が低下している。水分量が多くなると測定値が低下する傾向は、反発度でも同じであり、水分を含むことによるコンクリートの弾性係数の変動を測定値変動の要因とするには矛盾が生じる。

本実験によって得られた結果は、①反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  は水分量が多くなると、低下する傾向にあるが、吸水過程と乾燥過程で低下率に大きな違いはなく、また、W/Cが異なっても、測定値の低下率に大きな違いはない。②貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  は水分量が多くなると、増加する傾向にあるが、

吸水過程と乾燥過程で増加率に大きな違いはなく、また、W/Cが異なっても、測定値の増加率に大きな違いはない。という結果である。この結果から、測定値の変動要因として、コンクリート中に含まれる水そのものの抵抗が考えられる。機械インピーダンスは、ハンマ打撃によって測定を実施するが、ハンマがコンクリートに接触している時間は数百  $\mu\text{s}$  と非常に短い。ハンマの貫入過程においては、この短い時間にコンクリート表面を変形させるが、空隙に水が存在すると、空隙を満たしている水が移動しない限り、変形が生じない。つまり、コンクリートそのものの抵抗に水の抵抗がプラスされることになる。一方、反発過程については、コンクリートの変形が復元する過程であるが、貫入過程で押しつぶされた空隙が元に戻るには、圧縮によって空隙から一旦移動した水が再び空隙に流入することが必要となる。つまり、コンクリートの復元力を阻害する方向に水の抵抗力が働くこととなる。この結果、貫入過程では、コンクリートの抵抗力に水の抵抗力がプラスされ、反発過程ではコンクリートの抵抗力に水の抵抗力がマイナスされることとなり、その影響が機械インピーダンスの変動につながったものと推察される。しかし、測定データのバラつき具合が大きいため、上述する考察は推論の域を出ない。

## 5.6 まとめ

### 5.6.1 ひずみ量に関する実験のまとめ

本章では、機械インピーダンス法によるコンクリートの圧縮強度の推定精度を向上させることを目的として、強度推定において、その終局ひずみが推定値に及ぼす影響に関し、実験的検討を行った。以下に得られた知見をまとめる。

- (1) W/C が小さくなるに従って、圧縮強度、縦弾性係数、終局ひずみは大きくなり、W/C65%と20%の比較では、圧縮強度で4倍、縦弾性係数で2.05倍、終局ひずみで2.13倍の相違となった。このことより、低応力時の力学特性からコンクリートの圧縮強度の推定を行う場合、縦弾性係数と終局ひずみは、その推定値に同程度の影響を及ぼすことが判明した。
- (2) W/C と終局ひずみおよび  $s/a$  と終局ひずみにはいずれも  $R^2$  値で 0.9 以上の強い相関性が得られた。
- (3) W/C を 4 段階変化させた Type1～Type4 の推定強度と圧縮強度の関係は、式(9)に示すひずみ量を  $2000 \times 10^{-6}$  と仮定した場合に対し、W/C と終局ひずみの関係から、ひずみ量を算出して圧縮強度の推定値を求めた場合、 $R^2$  値が 0.53 から 0.93 に改善した。また、これまで、普通コンクリートと高強度コンクリートでは圧縮強度推定式を使い分ける必要があることを論じてきたが、終局ひずみを適切に設定できる場合においては、その必要性がないことも明らかとなった。
- (4)  $s/a$  を 4 段階変化させた Type3 および Type5～Type7 の推定強度と圧縮強度の関係は、W/C を変化させた供試体の結果と同様に、 $s/a$  と終局ひずみの関係から求めたひずみ量を式(9)に適用することで、 $R^2$  値が 0.003 から 0.85 に改善した。

以上より、W/C を変化させた供試体および  $s/a$  を変化させた供試体ともに、終局ひずみを適切に設定することで、圧縮強度の推定精度向上が期待できる。

## 5.6.2 湿潤状態に関する実験のまとめ

W/C を 2 段階に設定して作成した立方体の供試体を対象に、吸水過程と乾燥過程に分けてコンクリートの含水状態が反発度および機械インピーダンスの測定値に与える影響について検討した。その結果、以下のことが分かった。

- (1) 反発度は、既往の研究結果と同じく、コンクリートの水分量が多くなると低下する傾向が確認された。その低下率は、吸水過程と乾燥過程で異なり、また、W/C が大きくなるほど低下率も大きくなることが分かった。
- (2) 反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  は、反発度と同じく、コンクリートの水分量が多くなると低下することが分かった。しかしながら、反発度と比較して、吸水過程と乾燥過程で低下率に大きな違いがないこと、W/C による低下率の違いも小さいことが分かった。
- (3) 貫入過程の機械インピーダンス  $Z_A$  は、コンクリートの水分量が多くなると、増加する傾向となり、反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  および反発度とは逆の傾向を示した。吸水過程と乾燥過程および、W/C の相違による測定値の増加率については、反発過程の機械インピーダンス  $Z_R$  と同じく大きな違いは見られなかった。
- (4) 本実験では機械インピーダンスの測定値全体の傾向として、貫入過程においては、水分が多くなるほど、測定値が増加し、反発過程においては、水分が多くなるほど低減する傾向となったが、その増加率や低減率は小さい。コンクリートが水分を含んだ場合、静的試験の結果ではあるが、圧縮強度が小さくなり、弾性係数がやや大きくなると報告されているが、反発度と機械インピーダンスの変動はこれと矛盾する。コンクリートが水分を含むことによる、弾性係数の変動が要因ではなく、水そのものの抵抗が起因している可能性が考えられる。

## 【参考文献】

- 1) 鎌田敏郎，内田慎哉，物理探査 第 60 巻第 3 号，253-263 (2007)。
- 2) 湯浅昇，会誌非破壊検査，Vol.48 No.12，23-30 (2010)。
- 3) 笠井芳夫ほか：コンクリート総覧，416-418 (1998)。
- 4) P. Kumar Mehta, Paulo J. M. Monteiro, CONCRETE Microstructure, Properties, and Materials, 87-89 (2006)
- 5) 川上浩司，西本好克，三井住友建設技術研究所報告 第 1 号，57-62 (2003)。
- 6) 久保元樹，市村千佳，八木光，笠井哲郎，機械インピーダンス法による圧縮強度推定に関する誤差の発生要因と超高強度コンクリートへの適用性に関する実験的検討，コンクリート工学年次論文集 Vol.41, No.1，1823-1828 (2019)。
- 7) テストハンマーによる強度推定調査の 6 つのポイント，国土交通省大臣官房技術調査課，独立行政法人土木研究所技術推進本部構造物マネジメント技術チーム
- 8) 岩野聡史，森濱和正，極檀邦夫，境友昭，弾性波速度に変化を及ぼすコンクリートの状態変化について，土木学会第 61 回年次学術講演会，pp1085-1086，2006
- 9) 久保元樹，岡本真，久保元，境友昭，機械インピーダンス法によるコンクリートの強度推定，日本非破壊検査協会第 5 回シンポジウムコンクリート構造物の非破壊検査，379-382 (2015)。
- 10) 金田重夫，久保元，久保元樹，境友昭，インピーダンス法によるコンクリート強度推定・原理と誤差，土木学会第 65 回年次学術講演会講演概要集，495-496 (2010)。
- 11) 田代忠一，田澤栄一，笠井芳夫：セメント・コンクリート中の水の挙動，セメント・コンクリート研究会 水委員会，pp.183-184，1993
- 12) 岡島達雄：コンクリートの強度・ヤング係数と水分の関係，コンクリート工学，第 32 巻，9 号，pp.20-24，1994
- 13) 五十嵐豪，堀口直哉，丸山一平：異なる平衡相対湿度条件下でのセメント硬化体のヤング率と相組成の関係，コンクリート工学年次論文集，Vol.33, No.1，pp365～370，2011
- 14) 久保元樹，市村千佳，井川倫宏，笠井哲郎：機械インピーダンスによるコンクリートの強度推定精度向上を指向した最大応力時のひずみ量に関する一考察，Journal of the Society of INORGANIC MATERIALS，Vol.27，pp94-100，2020

- 15) 久保元樹, 市村千佳, 笠井哲郎: 機械インピーダンス法におけるコンクリートの含水状態の影響, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第 20 巻, pp471-476, 2020

## 第 6 章 結論

### 6.1 各章のまとめ

本研究では、コンクリートの維持管理や品質管理を行う上で重要なパラメータとなる圧縮強度を非破壊で推定する方法について、加速度計が内蔵されたハンマでコンクリート表面を打撃して得られる打撃力の波形から機械インピーダンスを算出することで推定する技術について研究を行った。その結果、従来技術である反発硬度法が理論と実際に論理的な矛盾が生じていることを明らかにし、加速度計を内蔵したハンマで直接的にコンクリートを打撃する簡単な方法で圧縮強度の推定が可能であることを明らかにした。また、弾性範囲である測定値から塑性領域の値である圧縮強度の推定に至るプロセスも明らかにし、プロセス上発生する誤差や、コンクリートの状態によって発生する誤差について明らかにした。本論文は、以下の 6 章によって構成されており、得られた結論を簡潔にまとめる。

第 1 章では、本研究の背景、研究の目的、圧縮強度推定に関する既存の非破壊検査技術の概要および本論文の構成を示した。

第 2 章では、コンクリートの非破壊試験方法として、最も一般的に用いられている反発硬度法による圧縮強度推定について、その基本原理を波動理論の立場から検証をおこなった。反発硬度法の打撃機構は、1940 年代の開発当時は重錘で直接コンクリートを打撃する方式であったものの、現在ではプランジャーを介して打撃する間接打撃方式となっている。この場合、打撃力はハンマとプランジャーの質量や形状など測定装置の諸元のみで支配され、コンクリート表面の力学的特性の影響を受けない。しかし、反発硬度法の基本原理では、発生する打撃力がコンクリート表面の力学的特性を反映した値であることを前提としており、理論と実際では矛盾した方法であることを新たに論理的に明らかにした。また、反発硬度法は、従来からの原理とは異なり、塑性変形に伴うエネルギー吸収量を示した指標ではなく、弾性的な指標であることを明らかにするとともに、ばね定数の小さい範囲では反発度の測定が難しく、ばね定数が大きい範囲ではその感度が低下すること等の問題点も明らかにした。

第3章では、機械インピーダンス法の基本原理に関し、その妥当性をシミュレーションによって検討した。機械インピーダンス法は、重錘で直接コンクリートを打撃する形態であることから、ハンマの持つ運動エネルギーとコンクリート表面の弾性変形エネルギーの関係が単純明瞭で、エネルギー収支を基本に理論展開できる。その結果、機械インピーダンスは、コンクリートのばね定数（弾性係数に相当）に比例する弾性的な指標を示した値であることが明らかにした。また、シミュレーションによってその妥当性を確認した。実際の測定においては、重錘に加速度計を設置して加速度を測定することで機械インピーダンスの算出が可能であるものの、機械インピーダンスは打撃速度によって変動することを明らかにし、これを考慮した推定値の算出方法を新たに提案した。

第4章では、打撃によって得られた機械インピーダンスから圧縮強度推定に至る理論的枠組みについて検討した。機械インピーダンスから圧縮強度を推定するには、①機械インピーダンスの測定、②測定上のひずみ領域での弾性係数の推定、③終局状態の弾性係数の推定、④終局ひずみの乗算のプロセスが必要となることを明らかとした。非破壊検査による圧縮強度推定には必ず誤差が生じるが、その誤差は、上記4つのプロセスでそれぞれ発生し、結果的に本実験の範囲内では±15～20%程度の誤差が生じることが論理的に明らかとなった。

第5章では、機械インピーダンス法による圧縮強度の推定精度向上への取り組みについて示した。対象とするコンクリートの配合において、細骨材率  $s/a$  を変えた供試体で検討した結果、終局ひずみ量をどのように特定するかが推定精度向上の要因となり、 $W/C$  および  $s/a$  から高い精度で終局ひずみ量の推定が可能であることを実験的に明らかにした。また、誤差要因の一つであるコンクリートの湿潤状態について検討した結果、機械インピーダンス法は、反発硬度法に比べコンクリートの湿潤状態の影響を受け難いことも明らかとした。

第6章は、結論であり、各章で得られた知見をまとめた。



## 6.2 今後の課題

序論で述べた通り、我が国ではコンクリート構造物の長寿命化を目指し、品質管理や維持管理の重要性が増している。特に、非破壊でコンクリートの品質を確認する技術は、コンクリート構造物の長寿命化にとって欠かせない技術である。本研究では、コンクリートの「品質」の一つである圧縮強度を機械インピーダンスから推定する技術について論じてきた。この方法は、加速度計を内蔵したハンマでコンクリート表面を打撃するだけの簡単な操作で圧縮強度を推定するものであり、従来技術である反発硬度法に代わる新しい方法と位置付けられる。しかし、反発硬度法は、50年以上前に開発された非破壊検査技術で現場の適用事例や補正の方法など様々な方面から検討され、多くの実績を積んでいるのに対し、本研究は新しい方法であり、現場適用事例や補正に関する検討は少ないことが課題となっている。以下に具体的な課題を挙げる。

### 1) コンクリート表面の湿潤状態の影響

湿潤状態の影響を受け難いことは、本研究の中でも示しているが、実験の精度、データの分析の精度が十分とは言えない状況である。継続した実験を進め、湿潤状態によって測定値がどのような影響を受けるか、その傾向と原因を正確に把握する必要がある。

### 2) 貫入過程の情報の活用

打撃力波形の内、ピークより後半部分にあたる、反発過程に着目して機械インピーダンスを算出し、圧縮強度推定を実施している。ピークより前半部分にあたる、貫入過程については機械インピーダンスの算出に寄与していない。つまり、得られる情報の内半分を捨てている状況と言える。貫入過程は、貫入量や貫入抵抗を反映すると考えられるため、貫入過程からも有益な情報が得られるものと推察される。

今後の課題は様々であるが、上記2点が主な課題である。これら課題を一つずつクリアすることで、新しい技術の開発や改善、推定精度の向上につながるものと期待される。

本研究で得られた成果が、非破壊によるコンクリートの圧縮強度推定の発展に繋がれば幸いである。