

高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に関する研究

松 沢 晃 一

2016 年 3 月

首 都 大 学 東 京

目 次

1 序論	1
1.1 研究の背景および目的	1
1.2 コンクリートの破壊特性に関する既往の研究	3
1.2.1 破壊力学手法によるコンクリートの評価	3
1.2.2 コンクリートの高温加熱と破壊特性の関係	17
1.2.3 本研究におけるコンクリートの破壊特性に関する検討内容	23
1.3 あと施工アンカーの引抜き特性に関する既往の研究	31
1.3.1 あと施工アンカーの引抜き特性の評価	31
1.3.2 コンクリートの高温加熱とアンカーの引抜き特性の関係	39
1.3.3 本研究におけるアンカーの引抜き特性に関する検討内容	40
1.4 本論文の構成	41
2 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼすコンクリート強度および養生の影響	43
2.1 はじめに	43
2.2 実験概要	43
2.2.1 供試体概要	43
2.2.2 試験方法	44
2.3 実験結果および考察	45
2.3.1 加熱による微細ひび割れ発生状況	45
2.3.2 質量変化	46
2.3.3 力学特性	47
2.3.4 破壊靱性試験による破壊進展状況	49
2.3.5 荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線	49
2.3.6 破壊特性	53
2.4 まとめ	55
3 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材の影響	57
3.1 はじめに	57
3.2 実験概要	57
3.2.1 供試体概要	57
3.2.2 試験方法	58
3.3 実験結果および考察	60
3.3.1 加熱後の供試体外観	60
3.3.2 示差熱重量分析結果	61
3.3.3 質量変化	62
3.3.4 力学特性	63
3.3.5 破壊靱性試験による破壊進展状況	64
3.3.6 荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線	64
3.3.7 破壊特性	67
3.4 まとめ	68

4	高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす加熱時間の影響	71
4.1	はじめに	71
4.2	実験概要	71
4.2.1	供試体概要	71
4.2.2	試験方法	72
4.3	実験結果および考察	73
4.3.1	質量変化	73
4.3.2	力学特性	73
4.3.3	破壊靱性試験による破壊進展状況	75
4.3.4	荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線	76
4.3.5	破壊特性	78
4.4	まとめ	81
5	高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響	83
5.1	はじめに	83
5.2	実験概要	83
5.2.1	供試体概要	83
5.2.2	試験方法	86
5.3	実験結果および考察	86
5.3.1	熱膨張特性	86
5.3.2	質量変化	87
5.3.3	力学特性	88
5.3.4	破壊靱性試験による破壊進展状況	89
5.3.5	荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線	90
5.3.6	破壊特性	92
5.4	まとめ	94
6	高温加熱の影響を受けたコンクリートの材料特性の定式化	97
6.1	はじめに	97
6.2	各材料特性の定式化	97
6.2.1	圧縮強度	97
6.2.2	ヤング係数	99
6.2.3	初期結合応力	100
6.2.4	破壊エネルギー	102
6.2.5	圧縮強度と破壊エネルギーの関係	103
6.3	まとめ	104
7	高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性およびFEM解析	105
7.1	はじめに	105
7.2	実験概要	105
7.2.1	供試体概要	105
7.2.2	試験方法	107

7.3 実験結果および考察	109
7.3.1 コンクリートの力学特性	109
7.3.2 コンクリートの破壊特性	110
7.3.3 アンカーの引抜き特性	112
7.4 解析概要	118
7.4.1 モデル化および解析方法	118
7.4.2 材料構成則	119
7.5 解析結果	121
7.5.1 引抜き特性	121
7.5.2 引抜き荷重	122
7.6 まとめ	123
8 結論	125
参考文献	127
本論文における発表論文	135
謝辞	137

1 序論

1.1 研究の背景および目的

現在、コンクリート構造物は様々な用途に用いられており、その供用期間中に炭酸ガスや塩化物イオンなど、様々な劣化因子の影響を受けるが、その劣化因子の1つに熱がある。コンクリートは熱の影響を受けると強度特性などの性質が変化するため、長期にわたり熱の影響を受ける原子力発電所に用いられるコンクリートに関しては、供用時の温度制限値が設けられている[1][2][3]。また、その他の発電所や焼却施設などの用途に用いられるコンクリートも、供用期間に熱の影響を受ける場合がある。そして、構造物が火災などにより熱の影響を受けた際にもコンクリートの性質は変化する。このようなことから、熱の影響を受けたコンクリートに関する検討は多くなされており、各国で報告書などが刊行されている[4][5][6][7][8][9]。

100℃未満の加熱に関しては、加熱期間100日程度では加熱温度50～80℃付近で強度が低下するが、加熱期間1000日では、逆に加熱温度50～80℃で強度が最大となること[10][11][12]、その強度変化が、主に加熱期間の違いによるコンクリートの含水状態の変化によるものであること[13]が報告されている。また、様々な種類のセメントを用いて作製されたモルタル供試体を加熱温度110℃で10年間加熱した結果、加熱期間1年までは強度が若干増加し、その後は徐々に低下するが、加熱期間が10年であっても初期の強度を維持していたこと[14]、加熱温度65～110℃で8年間加熱されたコンクリート供試体に関する検討では、コンクリートの強度変化が自由水の逸散（供試体の質量変化）と対応しており、逸散が収束すると強度も安定し、それ以降はほとんど変化しないこと[15]が示されている。なお、加熱期間8年における圧縮強度残存比は0.8～0.9であり、質量変化はシーリングを行った供試体で加熱期間1～2年、シーリングを行わなかった供試体で加熱期間3ヶ月程度で落ち着いている。シーリングの有無に関しては、シーリングの有無に関係なく加熱温度が高くなると強度が低下すること[16]、加熱期間12ヶ月において、シーリングを行わなかった供試体の強度が若干低下するのに対し、シーリングを行った供試体では増加すること[17]、シーリングの有無に関係なく加熱後の強度低下がないこと[18]も示されている。また、加熱温度65℃、湿度30%R.H.で5ヶ月間加熱されたコンクリートの強度低下がなかったこと[19]など、様々な結果が既往の研究により報告されている。

100℃未満の加熱では、主に、温度変化による供試体中の含水率変化にともない強度も変化するが、質量変化が収束すると強度も一定の値となる傾向にあると考えられる。

100℃以上の加熱に関しては、加熱を終えて冷却後に試験を行う冷間試験および加熱中に試験を行う熱間試験に関する検討が行われている。冷間試験における圧縮強度は、加熱温度100℃で低下した後に200～300℃で強度が上昇し、その後は加熱温度の上昇とともに低下する場合[20][21][22]、加熱温度200℃程度までは強度がほとんど変化しないか若干上昇し、その後に低下する場合[23][24]、加熱温度の上昇とともに強度が低下する場合[22]など、加熱温度200℃までの強度特性が調合や試験条件などにより異なるものの、加熱温度200℃以上では強度が低下することが明らかとなっている。熱間試験における圧縮強度は、加熱温度100℃で低下した後に200～300℃で上昇し、その後は加熱温度の上昇とともに強度が低下する場合[25][26][27][28]や、加熱温度100～200℃で強度が低下した後に300～400℃で上昇し、その後に再び低下する場合[29]など、冷間試験と同様に加熱温度が低いときは傾向が異なるが、加熱温度400℃程度を境に強度が低下することが明らかとなっている。なお、圧縮強度と高温加熱の関係に関しては、試験材齢の影響がほとんどないことも報告されている[26][30]。

そして、熱間試験の場合は、加熱温度 100～200℃において、冷間試験の結果と比較して圧縮強度残存比が 0.1～0.2 低くなる程度であることから、火災後だけでなく火災時のコンクリートの圧縮強度の評価を冷間試験結果から行っても、概ね安全側の評価として考えられることも報告されている[31]。

なお、上述の試験時におけるヤング係数は、調合条件や試験条件により加熱温度 100～200℃で差があるものの、冷間、熱間の両試験ともに、加熱温度の上昇とともに低下している[26]。

割裂引張試験による引張強度は高温になるほど低下し、加熱温度 600℃では 20℃と比較して 0.3 程度まで低下すること[32][33][34]、加熱温度 1200℃までの影響を受けた場合の引張強度の低下が圧縮強度の低下より大きいことも報告されている[35][36][37]。引張強度は、加熱温度 200℃程度までは試験条件などにより異なるものの、加熱温度の上昇とともに低下することが明らかとなっている。そして、常温時の引張強度が既知であれば、高温加熱後の引張強度も概ね推定できるとの報告もある[33]。

100℃以上の加熱では、冷間試験においては加熱温度 200℃程度まで、熱間試験においては加熱温度 400℃程度までの強度の増減に関する傾向が異なるが、加熱温度の上昇とともに強度は低下することが明らかとなっている。

上述のとおり、熱の影響を受けたコンクリートは強度特性が変化し、高温になるほど低下することが明らかになっている。熱の影響によりコンクリート強度が低下するということは、それにとまってコンクリートにひび割れが発生しやすくなるなど、破壊特性も変化することが予想される。しかし、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に関する検討はほとんどなされていない。

コンクリートのひび割れは主に引張破壊によって起こるため、ひび割れの検討には引張変形による破壊進展の評価が必要となる。しかし、引張破壊時の安定したひび割れ進展挙動を直接引張試験から得ることは非常に困難である。そのため、ひび割れを検討するためには、破壊力学の分野で用いられている破壊靱性試験により、コンクリートの引張変形時における安定した荷重－変位関係を得て、ひび割れ進展荷重とひび割れ変形との関係を引張軟化曲線などで評価し、各種破壊力学パラメータを得る方法が有効であると考えられる。コンクリートの破壊力学に関しては、世界各国で研究がなされており、1992 年にはコンクリート構造の破壊力学に関する国際会議（FraMCoS）が開催されるに至っている。また、我が国においても破壊力学によるコンクリートの評価に関する研究は多くなされ[38][39][40]、その評価手法は高靱性複合材料に関する研究にも応用されている[41][42][43]。しかし、破壊力学の分野においても、高温加熱の影響を受けたコンクリートに関する検討はほとんどみられない。

また、コンクリート構造物が火災などにより熱の影響を最も受ける部分は、受熱部である部材表層部であるが、その表層部には設備機器の固定などのために、アンカーボルト（以下、アンカー）が用いられていることが少なくない。アンカーに関しては用途が多様であり、工法や種類も多い。そのため、指針類も多く刊行されている[44][45][46][47][48][49][50]。そのアンカーに関しても、熱の影響によりコンクリートの強度特性が変化すると、その変化にともない引抜き特性も変化することが予想される。

コンクリートの高温加熱とアンカーの引抜き特性の関係に関しては、頭付きアンカーや接着系アンカーについては、決して多くはないものの高温加熱に対する検討がなされている。それらの検討により、加熱によるコンクリートの性状の変化や、アンカーの埋込み長さ、また、接着系アンカーの場合は樹脂の温度変化により引抜き荷重が異なることが明らかとなっている。しかし、頭付きアンカーや接着系アンカーと同様に多く用いられている金属系アンカーに関しては、高温加熱に関する検討がなされていない。

以上の背景より、本研究では、加熱温度 100℃から 800℃までの高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性を明らかにすることを目的とし、コンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式および 20℃（常温時）の圧縮強度から高温加熱後の破壊エネルギーを推定するための関係式についても検討を行った。また、本研究では、高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性およびアンカーの引抜き荷重と破壊エネルギーの関係について検討を行い、本研究で示したコンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式を考慮した、FEM によるアンカーの引抜き解析を実施し、関係式の適用性に関する検討も行うこととした。

なお、本研究における破壊特性は、破壊靱性試験により評価される引張破壊特性とする。

1.2 コンクリートの破壊特性に関する既往の研究

1.2.1 破壊力学手法によるコンクリートの評価

(1) コンクリートの破壊力学の発展

Griffith が 1921 年に脆性破壊理論を唱えた。これは、「ガラスのような脆性材料においては、ひび割れ進展に伴うエネルギー開放率 G (energy release rate) が、表面エネルギー増加率を超えたときにひび割れが急激に進展する。」というもので、完全脆性材料中のひび割れの不安定伝播を説明している。破壊力学の歴史は、この Griffith 理論[51]が始まりといわれている。その後、金属材料ではひび割れ先端近傍に塑性域を伴うのが一般的であるため、Irwin[52]や Orowan[53]は、Griffith 理論に塑性域を考慮できるよう修正を加えた。破壊力学は、ひび割れ状の欠陥が存在する材料や部材の挙動を扱うため、構造物や機械類において、その製造時或使用期間中に発生した欠陥が考慮できる。特に、金属分野では脆性破壊や疲労破壊を防止するための材料開発、設計、保守、点検などに破壊力学が役立てられており、他の材料分野でも研究が行われている[38][54][55]。

コンクリート分野に破壊力学を適用する場合、通常の破壊靱性値 (G_c , K_{Ic}) だけでコンクリートの破壊特性を評価するのは困難である。これは、実際の構造物のほとんどは鉄筋コンクリート造であるため、コンクリートの引張破壊が直接的に構造物の破壊につながるわけではないと考えられるからである。しかし、近年、使用されるコンクリートの高強度化が進み、従来のコンクリートの特性とは異なるものが増えている。これらのコンクリートを用いた構造物を安全、合理的に設計するためには、コンクリートの引張応力下の挙動を組み込んだ数値解析を行う必要がある。そのため、コンクリート分野においても破壊力学に関する研究が行われるようになり、1992 年よりコンクリート構造の破壊力学に関する国際会議 (FraMCoS) も開催されるようになり、国内においても多くの研究がなされている[38][39][40]。

コンクリートは、ひび割れが発生しても粗骨材のブリッジング作用により、ひび割れ面の伝達応力が必ずしも 0 にならない場合がある。また、巨視的なひび割れ先端には微細なひび割れが多く発生している部分もあり[56][57]、これらを含めて破壊進行領域 (fracture process zone) と呼ばれる (図 1.1)。Hillerborg ら[58]は、破壊進行領域を 1 本の仮想ひび割れで表し、仮想ひび割れ幅と伝達応力の関係で引張軟化曲線を表す「仮想ひび割れモデル」を、Bazant ら[59]は破壊進行領域をある幅を持った領域に均等に分布させ、ひずみと伝達応力の関係で引張軟化曲線を表す「ひび割れ帯モデル」を提案している。

そして、有限要素法（Finite Element Method）、境界要素法（Boundary Element Method）、個別要素法（Discrete Element Method）などの数値解析手法が発達したことにより、鉄筋コンクリート構造物の設計や安全性評価に引張軟化曲線が取り入れられている。引張軟化曲線下の面積は、ひび割れが進展するときに消費されるエネルギー（破壊エネルギー G_F ）に相当するもので、破壊力学パラメータの1つとなっている。また、破壊エネルギーや引張軟化曲線の形状を比較することにより、各種短繊維やポリマーを混入したコンクリートのような、高靱性材料の破壊靱性評価も可能となっている[41][42][43]。

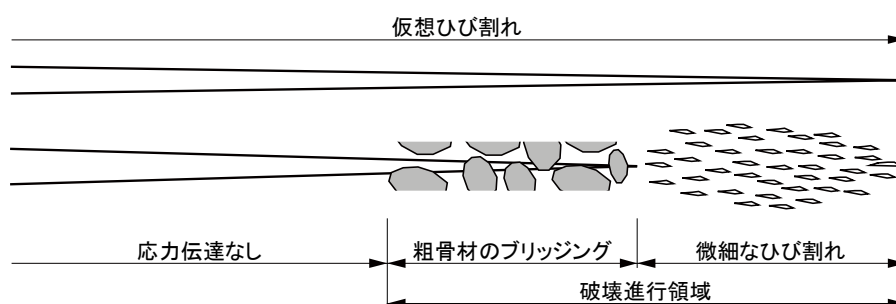


図 1.1 破壊進行領域と仮想ひび割れ

(2) 主な破壊靱性試験方法

ひび割れ近傍の破壊モードは、図 1.2 に示すとおり、モード I（引張型）、モード II（面内せん断型）、モード III（面外せん断型）の 3 つの型に分類される[60]。本研究では、引張型であるモード I の破壊形態を対象とする。そのため、以下にモード I の破壊靱性試験方法の概要を示す。

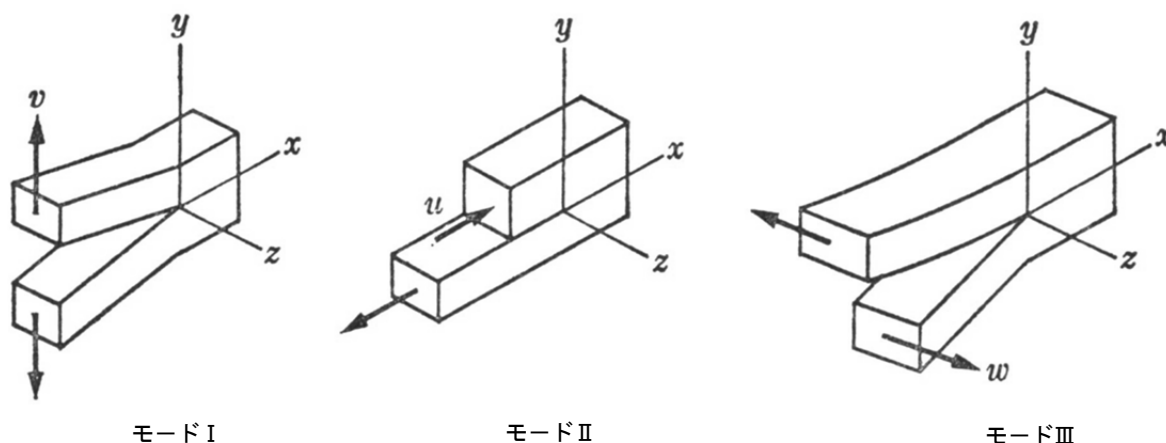
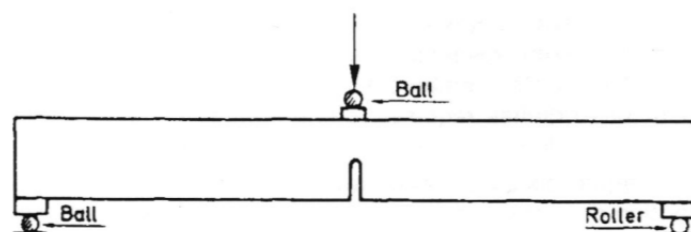


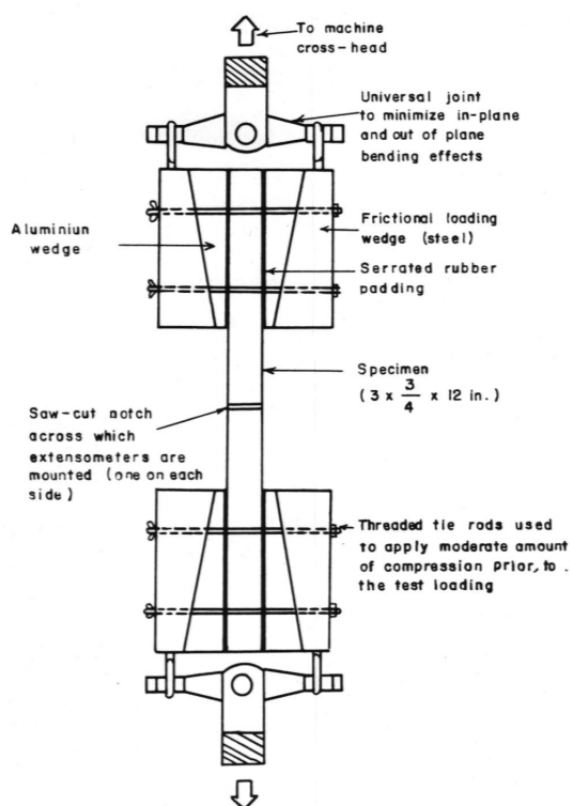
図 1.2 破壊モード[60]

コンクリートの破壊靱性値 G_c をはじめて報告した Kaplan[61]は、切欠きはりの 3 等分点曲げ試験（4 点曲げ）および中央点載荷試験（3 点曲げ）を用いた。曲げ試験は、他の試験方法と比較して安定破壊を得やすいことから最も多く用いられている試験方法である。RILEM[62]やコンクリート工学会[63]では、コンクリートの破壊エネルギーを求める方法として、図 1.3(a)に示すような切欠きはり 3 点曲げ試験法を推奨している。

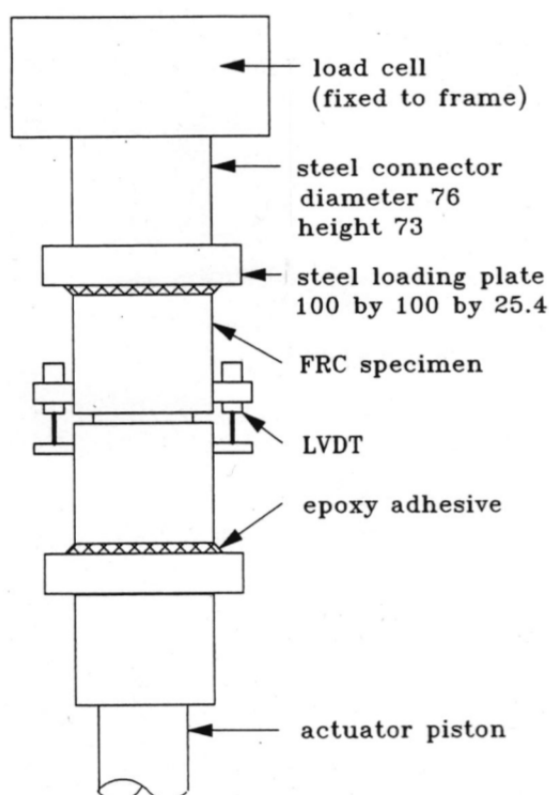
モード I の破壊に関する試験方法としては、直接引張試験が最も単純であるが問題もある。図 1.3(b) に示すような端部の回転を許す試験方法[64]では、片側の切欠きにひび割れが発生すると、一方が圧縮域となり応力勾配が生じる。また、図 1.3(c) のように端部を固定[65]すると、複数のひび割れが進展し、応力分布が一様にならない。このように、直接引張試験では、ひび割れ進展時に一様な応力状態を維持することが困難[66]であるため、安定したひび割れ進展が得られやすい試験方法が採用される場合が多い。なお、モード I での荷重－変位関係を精度良く計測できる試験方法として、曲げ試験のほかに、図 1.3(d), (e) 示すようなコンパクトテンション (CT) 試験方法[67][68]や、図 1.3(f) に示すようなくさび割裂 (Wedge-splitting) 試験方法[69]がある。



(a) 切欠きはり 3 点曲げ試験[62]



(b) 端部の回転を許す直接引張試験[64]



(c) 端部を固定する直接引張試験[65]

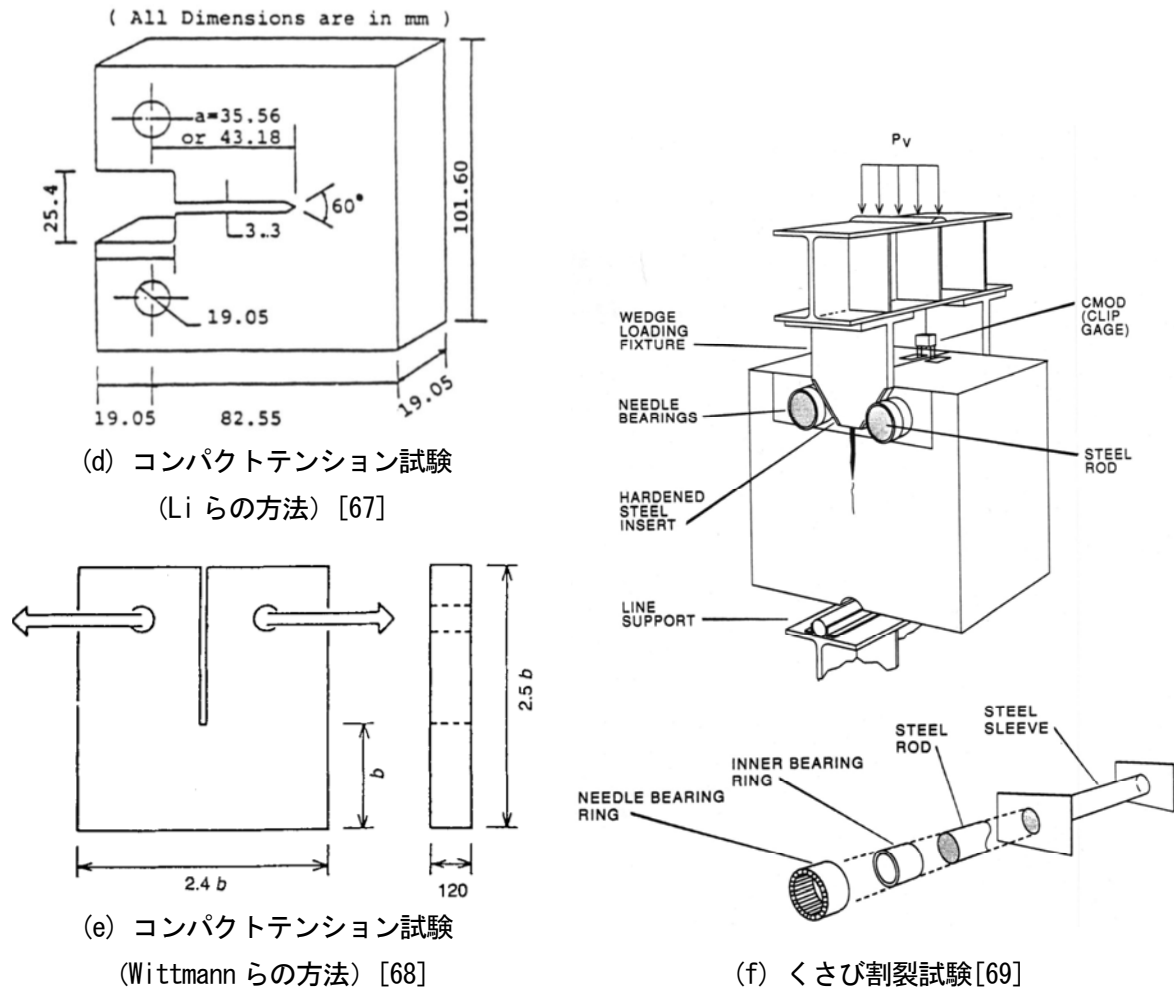


図 1.3 破壊靱性試験方法

(3) 主な破壊力学パラメータ

1) 応力拡大係数 K (stress intensity factor)

Irwin が導いた応力拡大係数 K [52]は、応力とひび割れ長さで表現することができ、最も一般的に用いられているパラメータの 1 つである。 K が材料の特性である限界応力拡大係数 K_c に達すると破壊が進行すると考えられている。モード I の応力拡大係数 K_I は式 1.1 で表される。

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \times g_1 \quad \dots \quad 1.1$$

ここに、 K_I : モード I の応力拡大係数 ($\text{N/mm}^2 \cdot \text{m}^{0.5}$) σ : 断面の公称応力 (N/mm^2)

a : ひび割れ長さ (m) g_1 : 供試体形状, ひび割れ形状, 負荷形式により定まる数値

2) エネルギー開放率 G (energy release rate)

Griffith は、エネルギー開放率 G が材料固有の限界エネルギー開放率 G_c に達すると破壊が進行すると論じた [51]。エネルギー開放率 G は、ひび割れが進展する際に開放される単位面積あたりのエネルギーであり、式 1.2 で表される。また、Irwin は応力拡大係数 K との関係を式 1.3 で表した。

$$GdA = Pdu - dU_e \quad \dots \quad 1.2$$

$$G = \frac{K_I^2}{E'} \quad \begin{array}{ll} E' = E & (\text{平面応力}) \\ E' = E/(1 - \nu^2) & (\text{平面ひずみ}) \end{array} \quad \dots \quad 1.3$$

ここに、 G : エネルギー開放率 (J/m^2) A : ひび割れ面積 (m^2) P : 荷重 (kN)
 u : 荷重点変位 (m) U_e : 弾性ひずみエネルギー (J) E : ヤング係数 (kN/mm^2)
 ν : ポアソン比

3) J 積分

J 積分は、非線形な挙動を示す材料のひび割れ先端近傍におけるひずみ集中の性質を調べる目的で Rice[70]によって提案された。J 積分は、図 1.4 に示す積分路に沿った線積分と定義され、式 1.4 によって表される。J 値においても、材料定数である J_c に達したときに破壊が進展し、線形弾性体においてはエネルギー開放率 G と等しい。

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad \dots \quad 1.4$$

ここに、 J : J 積分 (N/mm)

Γ : ひび割れ先端を囲む任意の積分経路

W : ひずみエネルギー密度

T : Γ 上の分布力ベクトル

u : Γ 上の変位ベクトル

ds : Γ 上の線素

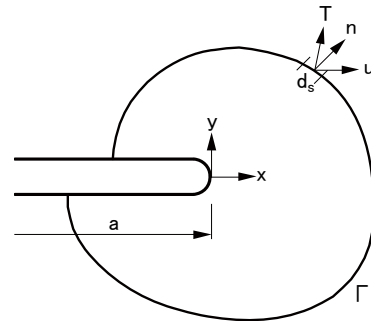


図 1.4 J 積分経路 Γ

J 積分の実験的評価としては、図 1.5 に示すような 2 つの方法が適用されている。図 1.5(a) は、ひび割れ長さの少し異なる試験体を負荷したときのひずみエネルギーの差を求める方法 (Begley-Landes 法) で、図 1.5(b) は Rice 式 (式 1.5) による方法である。

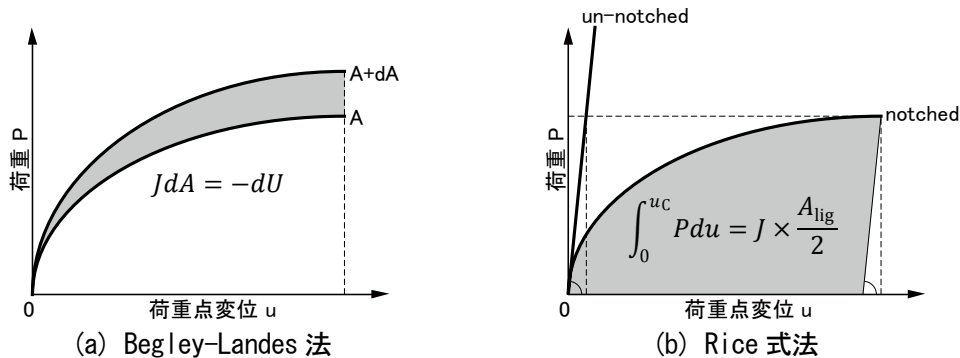


図 1.5 J 積分の実験的評価方法 [39]

$$J = 2 \int_0^{u_c} P du / A_{lig} \quad \dots \quad 1.5$$

ここに、 J : J 積分 (N/mm) u_c : ひび割れが存在するために生じる変位成分 (mm)
 P : 荷重 (N) u : 荷重点変位 (mm) A_{lig} : リガメント面積 (mm²)

4) ひび割れ先端開口変位 CTOD (crack tip opening displacement)

ひび割れ先端開口変位 CTODは、塑性変形が大きいときの破壊条件として用いると有効であり、CTODが限界値CTOD_cに達したときに不安定な破壊が発生するであろうとの仮定に基づいている。その物理的根拠は、CTODがひび割れ先端の結合応力を介して式 1.6 により J 積分と関係づけられることによる。

$$\frac{dJ}{d\phi} = \sigma \quad \dots \quad 1.6$$

$$\therefore J = \int_0^{\phi} \sigma d\phi$$

ここに、 J : J 積分 (N/mm) ϕ : CTOD (mm) σ : 結合応力 (N/mm²)

5) 破壊エネルギー G_F , G_F^{WOF} (fracture energy)

破壊エネルギー G_F は、ひび割れが単位面積進展するのに必要な平均エネルギーであり、物体を完全に破断するのに要した全エネルギー (図 1.6) を破断投影面積で除して求められる。RILEM 法[62]では、破壊靱性試験によって得られた荷重－変位曲線下の面積から、試験体の自重や試験治具の重さを考慮し、式 1.7 によって G_F が求められている。また、くさび割裂試験における G_F (G_F^{WOF}) は、 $m = 0$ とし、式 1.8 によって求められる。

$$G_F = \frac{W_0 + mg\delta_0}{A_{lig}} \quad \dots \quad 1.7$$

$$G_F = \frac{W_0}{A_{lig}} \quad \dots \quad 1.8$$

ここに、 G_F : 破壊エネルギー (N/m) W_0 : 荷重－変位曲線下の面積 (N・m) $m : m_1 + m_2$ (kg)
 m_1 : 支点の梁の重さ (kg) m_2 : 試験体に載っている治具の重さ (kg)
 g : 重力加速度 9.81 (m/s²) δ_0 : 破断時の変位 (m)
 A_{lig} : はりの破断面の投影面積 (m²)

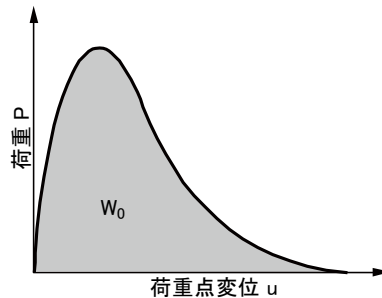


図 1.6 切欠きはり 3 点曲げ試験における荷重－変位曲線

6) 特性長さ l_{ch} (characteristic length)

Hillerborg ら[58]は、コンクリートの破壊の脆性度を表す指標として、式 1.9 に示すような特性長さ l_{ch} を提唱している。なお、 l_{ch} は、脆性的な破壊を生じる材料ほど小さくなる。

$$l_{ch} = \frac{E \times G_F}{f_t^2} \quad \dots \quad 1.9$$

ここに、 l_{ch} : 特性長さ (mm) E : ヤング係数 (kN/mm^2) G_F : 破壊エネルギー (N/m)
 f_t : 引張強度 (N/mm^2)

7) 引張軟化曲線 TSD (tension softening diagram)

引張軟化曲線は、引張応力とひび割れ幅（ひずみ）との関係を示したもので、非回復性の変形挙動を表現できる。破壊進展条件である G_c 、 K_c 、 J_c 、 $CTOD_c$ 、あるいは G_F だけではコンクリートのひび割れ発生後の挙動を表現することはできない。例えば、図 1.7 に示すように同じ G_F 値であっても、引張軟化曲線が異なれば、荷重－変位曲線は異なる[71]。繊維補強セメント系材料のように、ひび割れ発生以降の性能が重要となる材料においては、この引張軟化曲線を用いて靱性を評価する必要がある。また、引張軟化曲線下の面積は、単位投影面積当たりのひび割れ進展に消費される G_F に相当する。

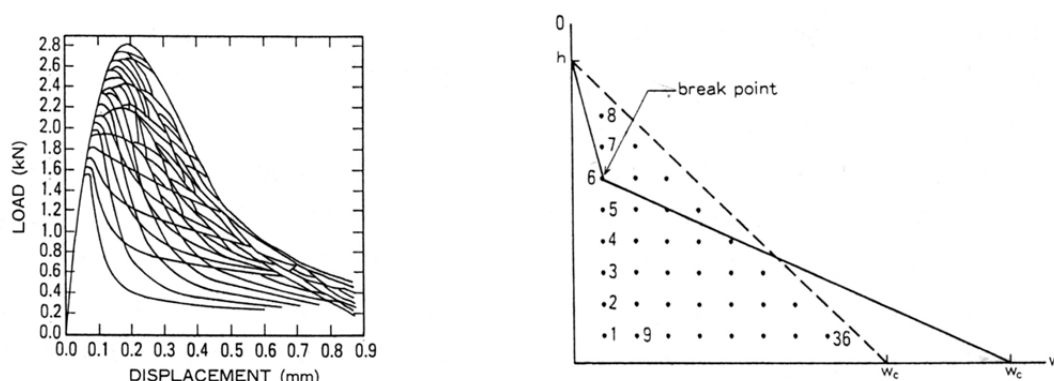


図 1.7 同一 G_F の引張軟化曲線形状の違いによる荷重－変位曲線の変化[71]

8) 限界開口変位 δ_{cr}

限界開口変位 δ_{cr} は、引張軟化曲線において、結合応力が 0 になるときの開口変位のことである。なお、 δ_{cr} はプレーンコンクリートのように材料が完全破断しやすい場合に有効なパラメータである。

9) 破壊エネルギー G_F^{TSD}

仮想ひび割れ上の任意節点が限界開口変位 δ_{cr} に達するまでに要する単位エネルギーが、引張軟化曲線で囲まれた面積であり (式 1.10)、これを G_F^{TSD} という[72]。 G_F^{TSD} は G_F^{WOF} と等価となるが、 G_F^{WOF} は自重などの補正項 $mg\delta_0$ の値に大きな影響を及ぼす限界荷重点変位の正確な計測が必要だが、載荷速度や計測システムの違いによるばらつきため、 G_F^{TSD} を用いることが理想といえる。 G_F^{TSD} は、ひび割れ進展抵抗性を示す値となり、この値が大きいほど、ひびわれが進展しにくいことを意味する。

$$G_F^{TSD} = \int_0^{\delta_{cr}} \sigma(\delta) d\delta \quad (\text{N/m}) \quad \dots \quad 1.10$$

10) 有効破壊エネルギー G_F^u

繊維補強セメント系材料では、繊維のブリッジング作用などによりコンクリートが完全な破断に至らず、限界開口変位 δ_{cr} の計測が困難となるため、破壊エネルギー (G_F^{TSD} , G_F^{WOF}) の算出ができない。そのため、開口変位 δ_u までに囲まれる引張軟化曲線下の面積を有効破壊エネルギー G_F^u と定義し (式 1.11)、靱性を評価するパラメータとすることが提案されている[73]。 δ_u は、これ以上の開口変位では耐久性、防水性、美観の観点から鉄筋コンクリート部材の機能が大きく低下する値として0.5mmが提案されている。

$$G_F^u = \int_0^{\delta_u} \sigma(\delta) d\delta \quad (\text{N/m}) \quad \dots \quad 1.11$$

11) 初期結合応力 σ_0

初期結合応力は、実験結果より得られた荷重－変位曲線の初期勾配より決定される。初期のひび割れ進展（ひび割れ発生）に対して一定の結合応力を仮定し、ひび割れ進展を行い、解析で得られた荷重－変位関係と一致する結合応力である。初期結合応力は、材料の本質的な引張強度を反映するパラメータとなり、ひび割れ発生抵抗性を示す値となる。この値が大きいほどひび割れが発生しにくいことを意味する。

12) 有効引張強度 f_t^{eff}

引張軟化曲線において、開口変位 0.01mm までの平均結合応力を有効引張強度 f_t^{eff} とすることが提案されている[74]。式 1.12 に示すように引張軟化曲線において、開口変位 0.01mm までで囲まれる面積 g_1 を $\delta_1=0.01\text{mm}$ で除して求める。引張強度の評価指標としては、引張軟化曲線の初期結合応力 σ_0 を採用するのが適当であるが、解析手法により算出される σ_0 にばらつきが生じるため f_t^{eff} によって評価することも考えられる。

$$f_t^{\text{eff}} = \frac{g_1}{\delta_1} \quad ; \quad \delta_1 = 0.01\text{mm} \quad (\text{N/mm}^2) \quad \dots \quad 1.12$$

(4) 主な引張軟化曲線の推定方法

1) 評価法の概要

第 3 回コンクリート構造の破壊力学国際会議 (FRAMCOS 3) の直前に開催された Pre-Conference Workshop 「Quantitative Evaluation Methods for Toughness and Softening Properties of Concrete)」において、引張軟化曲線の評価方法について議論された。そして、使用目的、推定精度などに応じて3つのレベルに応じた評価方法が示された (表 1.1) [66]。

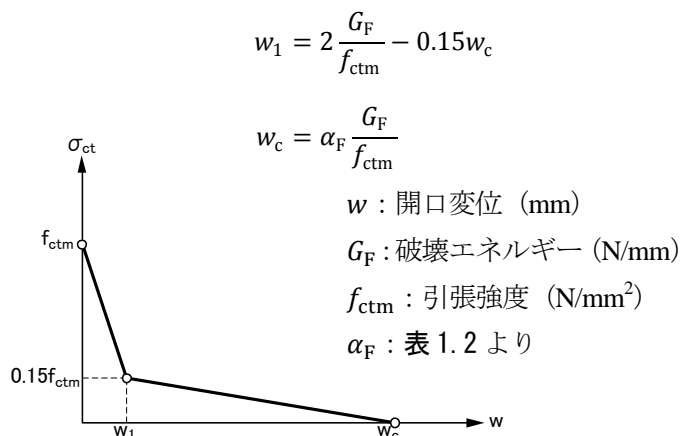
表 1.1 引張軟化曲線の推定レベルに応じた評価方法の枠組み[66]

レベル	レベル1	レベル2	レベル3
方法	簡便法	簡易解析法	逆解析法
形状	2直線	2直線, 関数	2直線, 多直線
目的	モデルコード	数値解析構成則	厳密形状による材料特性評価
必要データ	圧縮強度 f_c , 骨材最大寸法 d_{\max}	割裂引張強度 f_t , 破壊エネルギー G_F	荷重－変位曲線
手順	経験式 $F(f_c, d_{\max})$	経験式 $F(f_t, G_F)$	逆解析プログラム
評価例	CEB-FIP ModelCode[75], 1/3 モデル[76], 1/4 モデル[77]	指数関数[78], 2直線推定[79]	2直線推定[71], 多直線推定[80][81][82]

2) レベル1の評価例

レベル1は、簡単な強度試験結果から統計分析により定められた経験則にもとづいて引張軟化曲線を規定するパラメータを決定する。推定精度は経験則に依存し、精度が大きく低下することも予想されるが、モデルコードへの活用目的としては、ある程度の安全率を考慮することで意義がある評価方法となる。

CEB-FIP MODEL CODE[75]は、図 1.8 に示すように、コンクリートの引張強度 f_{ctm} と破壊エネルギー G_F から2直線近似引張軟化曲線を推定している。 f_{ctm} や G_F もコンクリートの圧縮強度 f_{cm} から式 1.13 および式 1.14 を用いて推定できるため、レベル1の評価方法として採用することができる。また、この方法は骨材最大寸法の影響も考慮している（表 1.2）。なお、本モデルコードの引張軟化則を使用する際には、他のモデルと比較して勘弁ではあるが、圧縮強度と破壊エネルギーの関係もばらつきが大きいことを念頭に置いて用いる必要がある（図 1.9）[55][83]。

表 1.2 w_c 評価のための α_F 値

d_{\max} (mm)	8	16	32
α_F	8	7	5

図 1.8 CEB-FIP MODEL CODE の引張軟化曲線評価方法[75]

$$f_{ctm} = 1.40 \left(\frac{f_{cm} - 8}{10} \right)^{2/3} \quad \dots \quad 1.13$$

$$G_F = G_{F0} \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0.7} \quad \dots \quad 1.14$$

ここに、 $G_{F0} = 0.025$ (N・mm/mm²) $d_{\max} = 8\text{mm}$
 0.030 (N・mm/mm²) $d_{\max} = 16\text{mm}$
 0.058 (N・mm/mm²) $d_{\max} = 32\text{mm}$

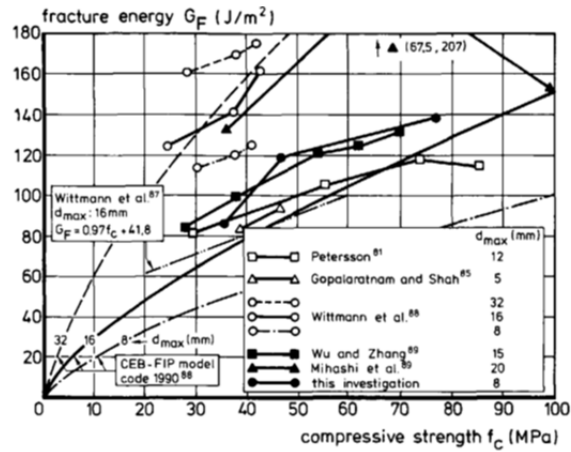


図 1.9 破壊エネルギーと圧縮強度の関係[83]

3) レベル 2 の評価例

レベル 2 は、切欠きはりの 3 点曲げ試験などにより破壊エネルギーを求め、引張強度 f_t と破壊エネルギー G_F の 2 つのパラメータ、そして、経験則を併用してバイリニア・パラメータを決定する方法がある。引張軟化曲線を規定するパラメータのうち 2 つの実験値から決定するため、レベル 1 よりも精度の高い推定が可能である。

破壊靱性試験を行い、経験則も併用して引張軟化曲線を推定する方法は数多く提案されている。Hillerborg ら[58]は、図 1.10(a)に示すような直線モデルを提案している。2 直線モデルとしては、Petersson[76]が図 1.10(b)の 1/3 モデルを、Rokugo ら[77]が図 1.10(c)の 1/4 モデルを提案している。また Mihashi ら[79]は、2 直線モデルにおける軟化開始点 f_t 、ブレイクポイントの w_1 および s_1 、限界開口変位 w_c を、引張強度、初期破壊仕事、脆性化指標 ($BRI = f_t^2/G_F E$)、破壊エネルギー G_F を用いた経験式から精度良く計算する方法を提案している。関数を用いたモデルとしては、式 1.15 のような Hordijk の曲線[83]や、式 1.16 のような 3 乗モデル[84]などがある。

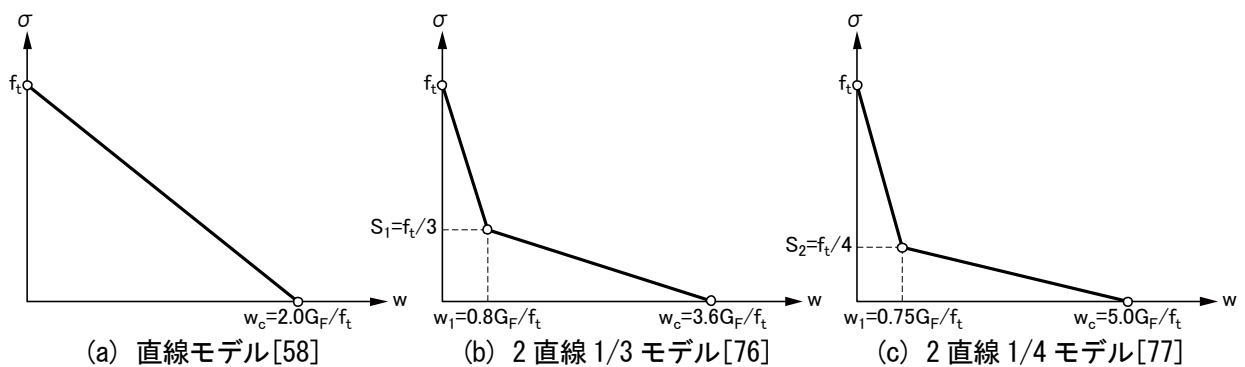


図 1.10 レベル 2 の引張軟化曲線評価方法

$$\frac{\sigma}{f_t} = \left\{ \left(1 + c_1 \frac{w}{w_c} \right)^3 \right\} \exp \left(-c_2 \frac{w}{w_c} \right) - \frac{w}{w_c} (1 + c_1)^3 \exp(-c_2) \quad \dots \quad 1.15$$

ここに、 σ : 圧縮強度 (N/mm^2) w : ひび割れ幅 (mm) w_c : 限界ひび割れ幅 (mm)

f_t : 引張強度 (軟化開始応力) (N/mm^2) $c_1 = 3$ $c_2 = 6.93$

$$\sigma = f_t \left(1 + 0.5 \frac{f_t}{G_F} w \right)^{-3} \quad \dots \quad 1.16$$

ここに、 σ : 圧縮強度 (N/mm²) f_t : 引張強度 (軟化開始応力) (N/mm²)
 G_F : 破壊エネルギー (N/mm) w : ひび割れ幅 (mm)

Li ら[85]は、コンクリートの調合や供試体の寸法は同一で、切欠き長さがわずかに異なる (5～10mm 程度の差) 2 種類の供試体の曲げ試験を行い、荷重 P 、荷重点変位 δ 、切欠き先端開口変位 w を測定し、J 積分値を求めることにより引張軟化曲線を推定している (図 1.11)。 $P - \delta$ 曲線から、J 積分値は変位の関数として式 1.17 で表される。2 種類の供試体 $w - \delta$ の関係の平均値を求めて $w(\delta)$ とすると、 $J(\delta) - w(\delta)$ 関係が得られる。引張応力は $J(\delta) - w(\delta)$ 曲線の接線勾配であることから、引張応力 $\sigma(w)$ は式 1.18 で表され、引張軟化曲線が得られる。

$$J(\delta) = \frac{A(\delta)}{a \times b} \quad \dots \quad 1.17$$

$$\sigma(w) = \frac{dJ(w)}{dw} \quad \dots \quad 1.18$$

ここに、 J : J 積分 (N/mm) δ : 荷重点変位 (mm) a : 切欠き深さ a_1 - 切欠き深さ a_2 (mm)
 b : 供試体幅 (mm) σ : 応力 (N/mm²) w : 切欠き先端開口変位 (mm)

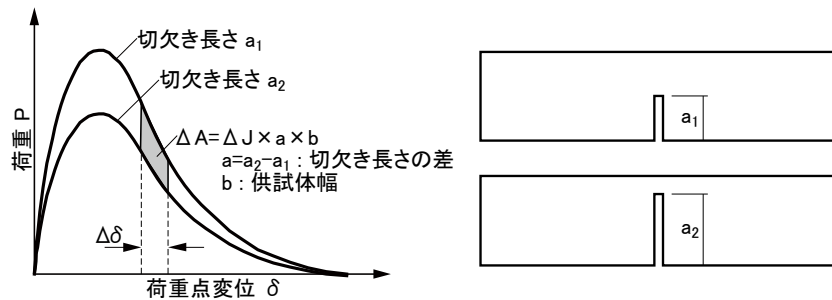


図 1.11 J 積分を用いた引張軟化曲線の推定方法 (Li らの方法) [85]

六郷ら[86]は、Li らの方法を改良し、1 種類の供試体の試験結果から引張軟化曲線を求める方法を提案している。Li らの方法の 2 種類の切欠きのうち、1 種類の切欠き長さを大きくし、供試体上端まで切欠きを挿入した仮想の供試体を考える。供試体自重が荷重として加わらないと考えた仮想供試体の $P - \delta$ 曲線は、図 1.12(a) の補正後の変位軸に等しくなる。また、 $w - \delta$ 曲線も同様に、図 1.12(b) の補正後の変位軸に等しくなる。したがって、供試体自重を考慮して補正した $P - \delta$ 曲線と仮想供試体の $P - \delta$ 曲線 (変位軸)、開口変位を 1/2 とした (計測した曲線と仮想供試体の曲線との平均) $w - \delta$ 曲線とを用い、Li らの方法によって引張軟化曲線を推定している。

内田ら[87]の新 J 積分法では、ひび割れ幅は切欠き先端の開口変位の半分で分布は一樣と仮定し、曲げ変形のモードを 1 軸引張のモードにモデル化している。修正 J 積分法では変形モードを切欠き真上の供試体縁を回転中心とした剛体回転とすることで、より実際に近いモードを採用しているといえる。

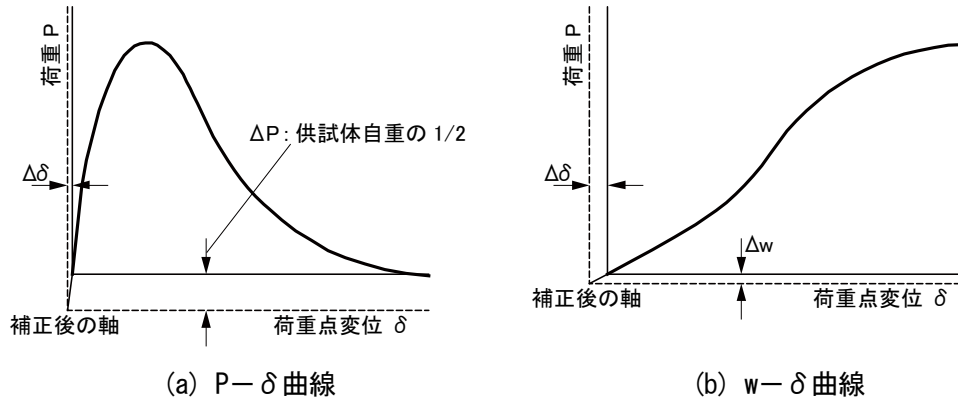


図 1.12 新 J 積分に用いる P- δ 曲線と w- δ 曲線[86]

大岡ら[88][89]は、3 直線を使用して引張硬化部分も表現できる引張軟化曲線のモデル化について提案している。プレーンコンクリートについては、2 直線 (Bi-linear) モデルや曲線モデルの採用で、十分な表現ができると考えられるが、短繊維補強コンクリートと同じレベルで評価することを目的として、プレーンコンクリートの場合の Tri-linear 近似法についての提案を行っている。大岡の提案する Tri-linear 近似法は、限界開口変位が得られるプレーンコンクリートと、その計測が困難な短繊維補強コンクリートを分けて考えている (図 1.13)。

プレーンコンクリートの場合は、コンクリートの引張強度 f_t (または、有効引張強度 f_t^{eff}) と引張軟化曲線から求めた破壊エネルギー G_F^{TSD} (または荷重-荷重点変位曲線から求めた G_F^{WOF}) を用い、 S_1 、 S_2 、 W_1 、 W_2 、 W_{cr} の係数を設定する。これらの係数は、逆解析で求めた多直線引張軟化曲線の形状になるべく一致するように設定する。ただし、5 個の係数のうち 4 個設定すれば、式 1.19 に示すような引張軟化曲線下の面積の計算式から、残りの 1 個は f_t や G_F に関係なく必然的に決定する。

短繊維補強コンクリートの場合は、破壊エネルギーは有効破壊エネルギー G_F^u を使用する。 G_F^u を求めるため δ_u (0.5mm) を設定し、そのときの結合応力を多直線引張軟化曲線から求める。その他に設定必要な係数は、 S_1 、 S_2 、 W_1 、 W_2 の 4 個であるが、プレーンコンクリートの場合と同様に 3 個設定すれば、残りの 1 個は決定する (式 1.20)。ただし、プレーンコンクリートの場合と違って、 f_t や G_F に左右される係数となる。

短繊維補強コンクリートの Tri-linear 近似には、 G_F^u や δ_u を設定する必要があるため、逆解析による引張軟化曲線を求める必要があるが、プレーンコンクリートの場合は、5 個の設定係数が固定できれば f_t と G_F を求めるだけなので、引張強度試験と破壊靱性試験結果から引張軟化曲線を近似できる。

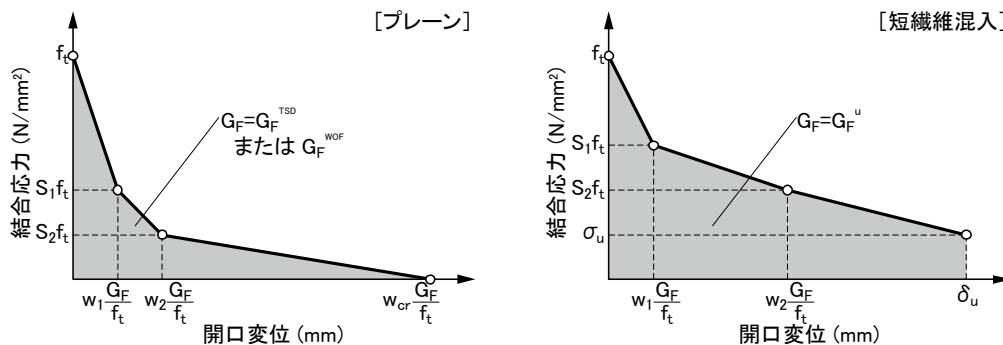


図 1.13 引張軟化曲線の Tri-linear 近似方法[88][89]

[プレーンコンクリートの場合]

$$G_F = \frac{1}{2} \left\{ (1 + S_1) \cdot f_t \cdot W_1 \cdot \frac{G_F}{f_t} + (S_1 + S_2) \cdot f_t \cdot (W_2 - W_1) \cdot \frac{G_F}{f_t} + S_2 \cdot f_t \cdot (W_{cr} - W_2) \cdot \frac{G_F}{f_t} \right\}$$

$$\text{例えば, } W_{cr} = \frac{2 - W_1 + S_2 \cdot W_1 - S_2 \cdot W_1}{S_2} \quad \dots \quad 1.19$$

[短繊維補強コンクリートの場合]

$$G_F^u = \frac{1}{2} \left\{ (1 + S_1) \cdot f_t \cdot W_1 \cdot \frac{G_F}{f_t} + (S_1 + S_2) \cdot f_t \cdot (W_2 - W_1) \cdot \frac{G_F}{f_t} + (S_2 \cdot f_t + \sigma_u) \cdot (\delta_u - W_2) \cdot \frac{G_F^u}{f_t} \right\}$$

$$\text{例えば, } S_2 = \frac{(2 - W_1 + S_1 \cdot W_2) \cdot G_F^u \cdot f_t - \sigma_u \cdot \delta_u \cdot f_t + W_2 \cdot G_F^u \cdot \sigma_u}{f_t \cdot \delta_u - W_1 \cdot G_F^u} \quad \dots \quad 1.20$$

4) レベル3の評価例

レベル3は、荷重－変位曲線を逆解析することによって引張軟化則を推定する方法である。逆解析の計算は複雑だが、1度プログラムを完成させれば、データ入力により即座に、そして、推定精度も高い引張軟化曲線が求められる。

直接引張試験による評価として、槇谷ら[90][91]は鋼繊維補強コンクリートを対象とし、中央に切欠きを有する試験体の両端にPC鋼棒を埋め込み、オイルジャッキ、または、万能試験機を用いた試験を行っている。その結果、引張応力度とひずみの関係は、繊維混入量が少ない場合（ $V_f 1 \sim 1.5\%$ ）は、ひび割れ発生後に急激な耐力低下およびひずみ増加が生じるため、安定した軟化挙動を計測するためには、変位速度を制御する必要があるとしている。Gopalaratnamらは、図1.3(b)に示した試験方法で、クローズドループシステムを用い、切欠き部の開口変位制御によるプレーンコンクリート[64]や鋼繊維補強コンクリート[92]の引張軟化曲線を直接求めており、Liら[65][93]は、図1.3(c)に示す方法で各種短繊維補強コンクリートの引張軟化曲線を精度良く計測している。また、Reinhardtら[94]は、引張荷重の繰返し載荷試験から引張軟化挙動を検討するとともに、引張圧縮の繰返し載荷試験も行っている。松尾ら[95]は、供試体とPC鋼棒を同時に加力して軟化曲線を求めているが、引張強度到達以降の変化が急激であり、安定的でないことを報告している。

直接引張試験における偏心荷重を避けるための対策としては、Liら[65][93]が行っている端面を接着して回転を許さない方法のほか、3本のジャッキを用いるCarpinteriら[96]の方法、供試体4面にひずみゲージを貼付し、常に最大ひずみを選択して加力を制御する装置を用いる秋田ら[97]の方法がある。なお、引張軟化曲線は、直接引張試験から求めるのが単純で理想的であるが、安定した荷重－変位関係を得るには特殊な装置が必要となるため、この方法を用いた報告は少ない。

逆解析により求める方法としては、Wittmannら[98]が、図1.14に示すように、切欠きは3点曲げ試験における荷重－荷重点変位曲線の計測結果と、仮想ひび割れモデルによる数値計算結果の一致から推定する手法がある。解析では、引張軟化曲線を2直線で仮定し、ヤング係数、軟化開始応力、ブレイクポイント、限界開口変位を最小2乗法により最適化している。また、図1.15に示すように村上ら[99]は、結合力モデルにおける任意の σ －COD関係を、与えられたCOD（ ϕ_1 ）に至るまでの曲線下の面積で表されるJが等価になるように、一定の結合応力が仮想ひび割れ面に作用するDugdaleモデルを用いている。その逐次置換により、非線形解析を線形化、逆解析により σ －COD関係（引張軟化曲線）を一意的に求めている。

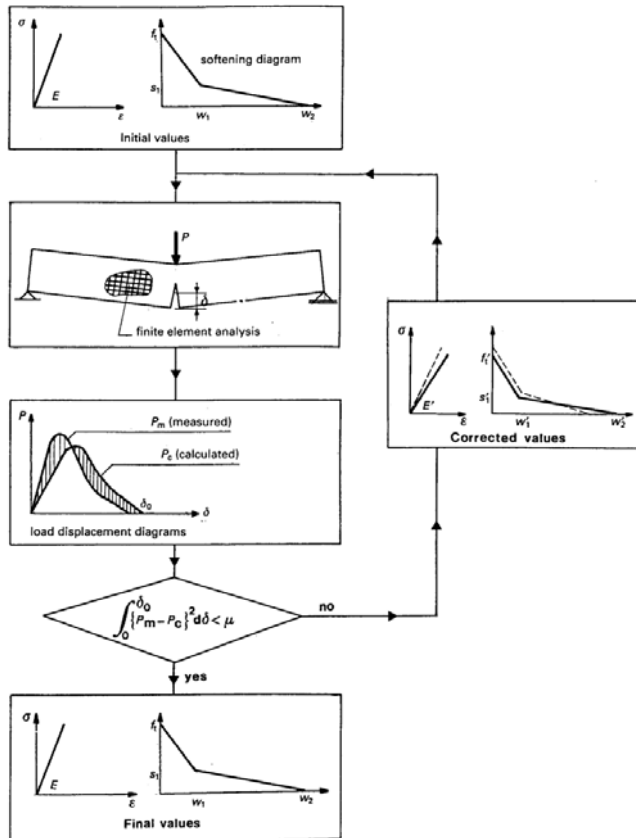


図 1.14 最小 2 乗法による引張軟化曲線最適化[98]

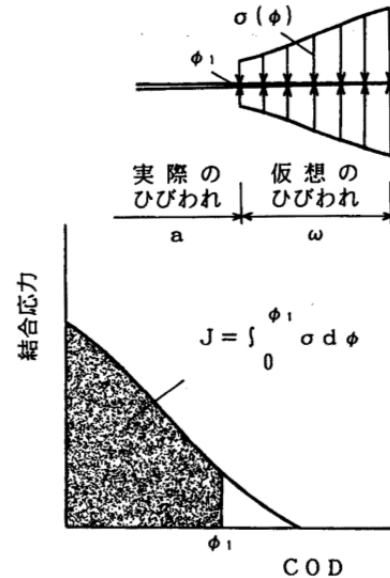


図 1.15 J 等価 Dagdale モデル[99]

そして、橘高ら[80]は、逆解析による多直線近似方法により引張軟化曲線を求めている。本方法は、実験により求められた荷重－開口変位 (CMOD) 曲線のデータを利用して結合応力－開口変位 (COD) の関係を非線形ひび割れ方程式の繰り返し演算により求める際に、計算により既に求めている一部の結合応力－開口変位 (COD) 関係を繰り返し演算の構成則として適用し、逐次解析をするという手法を採用している (図 1.16)。材料の本質的な引張強度評価値となる引張軟化曲線の初期結合応力は、ひび割れ進展に対し一時的に軟化勾配を 0 と仮定 (完全塑性型) し、ひび割れ進展解析結果と実際の荷重－開口変位曲線とが一致するように求めている。コンクリートの引張軟化曲線および破壊力学パラメータを正確に表現するための基礎的な材料構成則を導く手法として、その有用性が高いと考えられる。また、本方法は、2 直線モデルでは表現できない繊維補強コンクリートなど、新素材の引張軟化側を求める場合にも適用可能である。

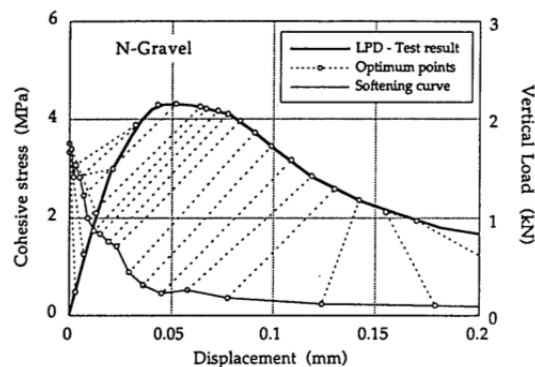


図 1.16 荷重－荷重点変位の実測値と多直線近似による引張軟化曲線の解析結果との関係[80]

1.2.2 コンクリートの高温加熱と破壊特性の関係

(1) 加熱時間および試験材齢の違いに関する検討

Zhang, Bicanic ら[100][101][102][103][104]は、セメントに早強ポルトランドセメント、細骨材に珪砂、粗骨材に最大粒径 20mm の珪質岩砕石を用いて、水セメント比 54%（普通強度：NSC）および 30%（高強度：HSC）、寸法 500×100×100mm のコンクリート中央に 50mm の切欠きを入れたはり供試体を作製し、試験材齢（7, 14, 28, 90 日）、加熱時最高温度（20, 100, 200, 300, 400, 500, 600℃）および最高温度保持時間（0, 12, 24, 168 時間）が異なる温度環境下で加熱した後に、切欠きはり 3 点曲げ試験を実施し、荷重と載荷点変位の関係（Load-Load Point Displacement Curve : L-LPD Curve）を得ている。なお、供試体の加熱方法は、加熱炉内の温度が各温度に達したのを確認したら直ちに炉内に供試体を設置し、所定の時間加熱を行ない、所定の加熱を終えた後は、大気中で 12 時間徐冷した後に試験を実施している。

加熱温度が異なる場合の荷重－変位曲線（図 1.17）は、最大荷重は加熱温度 100℃以下ではほとんど変化せず、200℃で若干低下し、それ以降は加熱温度の上昇とともに急激に低下している。また、グラフ形状は、加熱温度が低いときは最大荷重までの上昇勾配が急であり、最大荷重以降の低下も急であるが、加熱温度の上昇とともに最大荷重まで、そして、最大荷重以降の低下が緩やかになり、破断時の変位も大きくなっている。

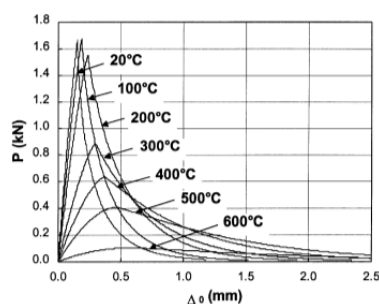


図 1.17 加熱温度が異なる場合の荷重－変位曲線
(NSC, 試験材齢 14 日, 加熱時間 12 時間) [101]

加熱時間が異なる場合の荷重－変位曲線（図 1.18）は、加熱温度 100℃では加熱時間の影響はほとんどないが、加熱温度が高くなると、加熱時間が長くなるにしたがい最大荷重が低下している。また、破断時変位も、加熱温度が高くなるにともなって加熱時間が長くなるにしたがい破断時の変位も大きくなっている。

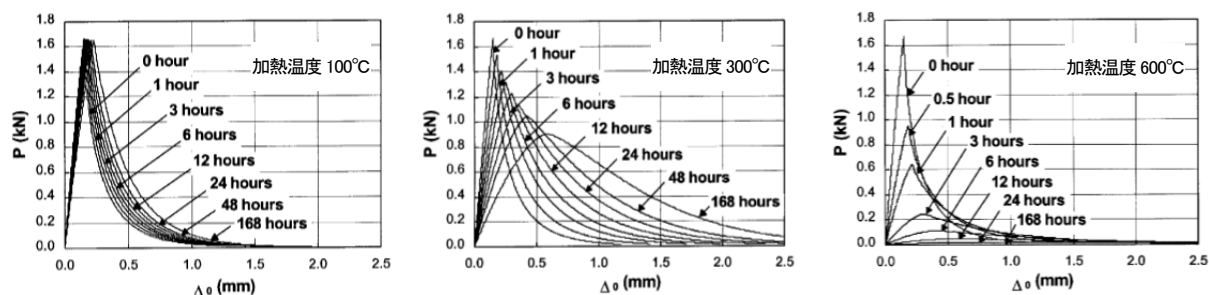


図 1.18 加熱時間が異なる場合の荷重－変位曲線（NSC, 試験材齢 14 日）[101]

試験材齢が異なる場合の荷重－変位曲線（図 1.19）は、加熱温度 100、300℃ではグラフ形状はほとんど変化せず、試験材齢が長くなると、最大荷重、ひび割れ発生時および破断時の変位が若干増加する程度である。荷重上昇時はほぼ線形に増加し、最大荷重以降の荷重低下は急勾配で、小さい変位で破断している。一方、加熱温度 600℃では最大荷重まで、そして、最大荷重以降の低下が緩やかになっている。なお、ひび割れ発生時および破断時の変位は、試験材齢とともに若干大きくなっている。

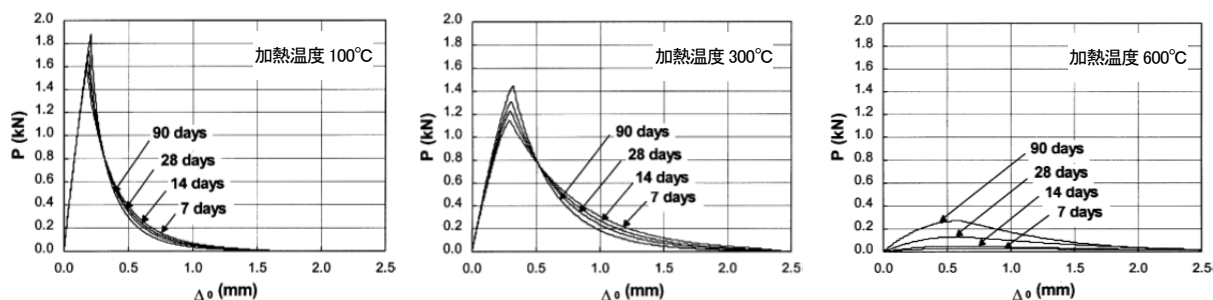


図 1.19 試験材齢が異なる場合の荷重－変位曲線（NSC，加熱時間 12 時間）[101]

破壊エネルギーと加熱温度の関係（図 1.20）は、破壊エネルギーは加熱温度の上昇とともに増加し、加熱温度 300℃を境に低下している。Zhang, Bicanic らは、この変化を加熱温度 300℃未満での温度上昇は未水和セメントの水和が促進されて骨材との界面における強度が増加するため、微細ひび割れが発生しても、ひび割れ抵抗性が上昇するが、加熱温度 300℃以上では微細ひび割れが増加するため、破壊エネルギーが低下すると報告している。また、破壊エネルギーと試験材齢の関係（図 1.21）は、破壊エネルギーは養生期間 28 日までは水和の影響で増加し、その後は横ばいとなっている。そして、破壊エネルギーと加熱時間の関係（図 1.22）では、加熱温度 300℃を境に傾向が異なっている。加熱温度 300℃未満では未水和セメントの水和により、加熱時間に比例して破壊エネルギーも増加し、その増加量は 168 時間において加熱温度 100℃で 72%，加熱温度 200℃で 86%となるが、加熱温度 400、500℃では加熱時間が短い段階では水和促進の影響により破壊エネルギーが増加するものの、加熱時間が長くなるにともない低下すると、Zhang, Bicanic らは結論付けている。

図 1.23 は破壊エネルギーと加熱による質量減少率の関係である。破壊エネルギーは、ある閾値まで質量減少率 ω の増加とともにほぼ線形に増加している。この閾値は加熱温度 300℃における質量減少率 ω_0 と定義され、 $\omega < \omega_0$ では破壊エネルギーは毛管水の蒸発にともなう ω 変化とともに増加する。この過程は主に物理的なものであり、毛管水の緩やかな蒸発はコンクリートの靱性能や強度を増加させている。 $\omega > \omega_0$ では、破壊エネルギーはゲル水や結合水の蒸発、分解にともなう ω 変化とともに減少する。この過程は主に化学的反応によるものであり、 ω_0 は NSC で 7.4%，HSC で 6.9%となっている[102]。実際に ω_0 は材料組成だけでなく、加熱過程や材齢にも依存する。破壊エネルギーと質量減少率の 2 直線関係は式 1.21 および式 1.22 となり、その回帰直線は図 1.23 に示すとおりとなっている。

$$G_F = \begin{cases} 103.7 + 7.9\omega & \omega < \omega_0 \\ 438.6 - 36.8\omega & \omega > \omega_0 \end{cases} \quad \dots \quad 1.21$$

$$G_F = \begin{cases} 131.8 + 11.8\omega & \omega < \omega_0 \\ 352.0 - 19.9\omega & \omega > \omega_0 \end{cases} \quad \dots \quad 1.22$$

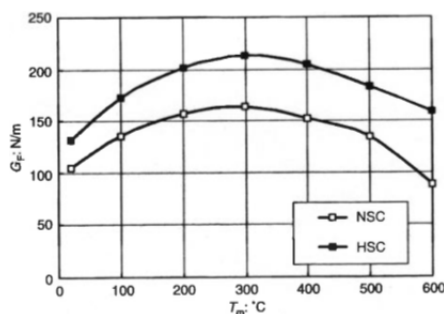


図 1.20 破壊エネルギーと加熱温度の関係
(試験材齢 14 日, 加熱時間 12 時間) [102]

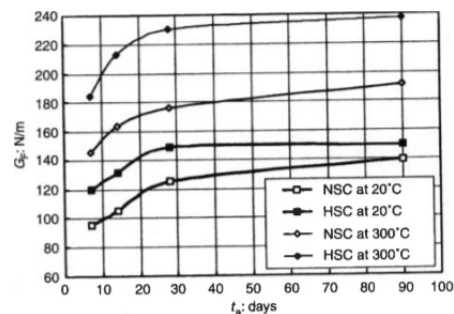


図 1.21 破壊エネルギーと試験材齢の関係
(加熱時間 12 時間) [102]

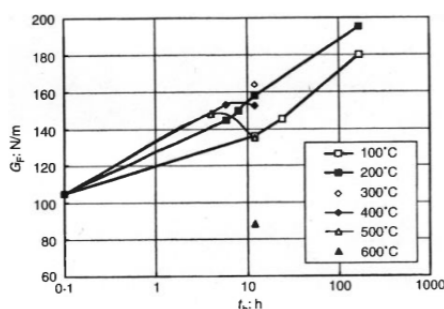


図 1.22 破壊エネルギーと加熱時間の関係
(NSC, 試験材齢 14 日) [102]

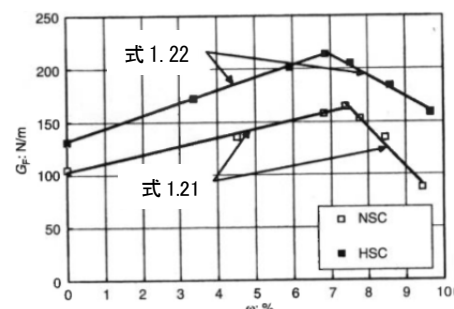


図 1.23 破壊エネルギーと質量減少率の関係
(試験材齢 14 日) [102]

Kequan, Zhoudao ら[105][106]は、くさび割裂試験(図 1.24)により検討を行なっている。セメントに普通ポルトランドセメント, 細骨材に中粒砂, 粗骨材に最大粒径 16mm の砕石を用い, 質量比でセメント: 細骨材: 粗骨材: 水=1.00: 3.44: 4.39: 0.80 とした水セメント比 80% のコンクリートでくさび割裂供試体を作製し, 温度 65, 120, 200, 300, 350, 400, 450, 500, 600°C で加熱した後試験を行ない, 荷重と切欠き端部の開口変位の関係 (Load-Crack Mouth Opening Displacement Curve: L-CMOD Curve) について示している。供試体の加熱方法は, 供試体を加熱炉内に設置して, 炉内の設定温度を供試体の加熱温度より 100°C 高くして加熱を開始している。そして, コンクリートの温度が所定の温度の約 80% まで上昇したら炉内温度を本来の設定温度に下げ, 供試体が所定の温度に達した後に炉の電源を落とし, 7 日間の徐冷後に試験を実施している。

荷重-開口変位曲線における最大荷重(図 1.25)は, 20°C と比較して加熱温度 65°C で増加しているが, その後は加熱温度の上昇とともに低下し, 最大荷重時の開口変位が大きくなっている。くさび割裂試験でも切欠きは 3 点曲げ試験と同様の傾向となっている。

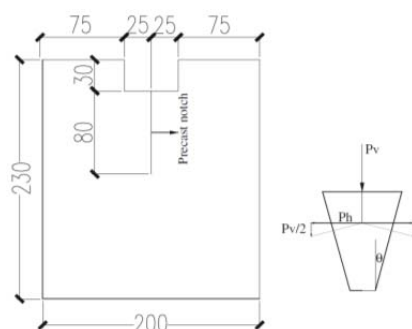


図 1.24 くさび割裂供試体概要[105]

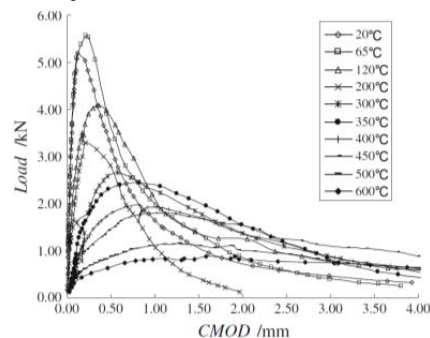


図 1.25 加熱温度が異なる
場合の荷重-開口変位曲線[105]

くさび割裂試験から得られた破壊エネルギーと加熱温度の関係は図 1.26 に示すとおりである。破壊エネルギーは加熱温度 105℃で増加し、加熱温度 200℃で低下、その後は温度上昇とともに加熱温度 450℃まで増加している。加熱温度 200～450℃の破壊エネルギーの増加は、未水和セメントの水和促進により骨材とセメントペーストとの界面が強化されたためと報告している。そのため、破面は低温度で観察されたものより蛇行する傾向にあり、多くのエネルギーが消費される。しかしながら、より高温での加熱は多くの微細ひび割れ、脱水、変質を生じさせ、ひび割れに対する抵抗性を低下させるため、加熱温度 450℃以上では破壊エネルギーは温度とともに低下すると考察している。

図 1.27 は破壊エネルギーと質量減少率の関係だが、質量減少率 7%まで (200℃) の破壊エネルギーの変化は小さく、質量減少率 7.18% (450℃) で増加し、その後は質量減少率の増加とともに低下している。なお、加熱温度 200℃までの変化では蒸気圧が、加熱温度 450℃までの変化ではゲル水の蒸発にともなう水和促進による骨材との界面強化が、そして、その後の温度上昇においては、脱水や変質が影響していると報告している。

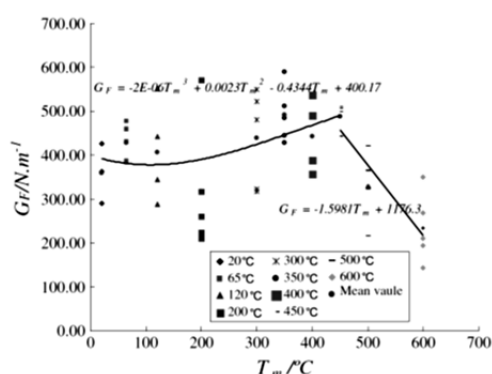


図 1.26 加熱温度が異なる場合
の荷重－開口変位曲線[105]

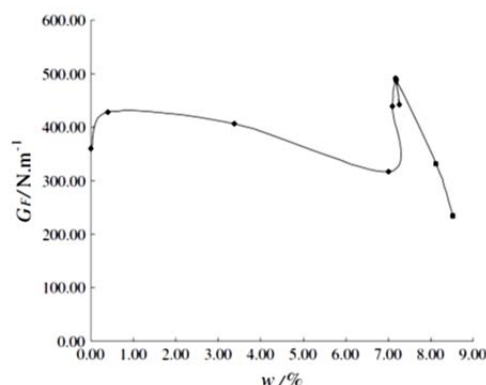


図 1.27 破壊エネルギー
と質量減少率の関係[105]

(2) 試験時の含水状態の違いに関する検討

Bazant, Prat[107]は、セメントに普通ポルトランドセメント、細骨材に海砂、粗骨材に最大粒径 12.7mm の石灰岩砕石を用い、質量比でセメント：細骨材：粗骨材=1：2：2 とした水セメント比 60% のコンクリート中央に切欠きを入れたはり供試体を作製し（図 1.28, $d=38.1, 76.2, 152, 305\text{mm}$ ）、20, 65, 120, 200℃の温度環境下において、含水状態を変化させて（乾燥、湿潤）切欠きはり 3 点曲げ試験（図 1.29）を行なっている。その結果、破壊エネルギーは加熱温度に依存し、温度上昇にともない単調かつ滑らかに減少し、乾燥状態と比較して湿潤状態で、この傾向が顕著であることを示している（表 1.3）。

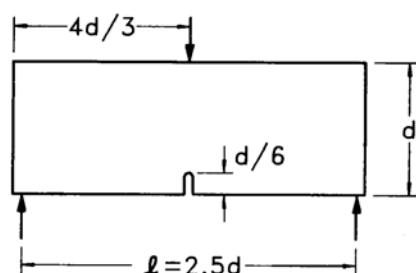


図 1.28 供試体概要[107]

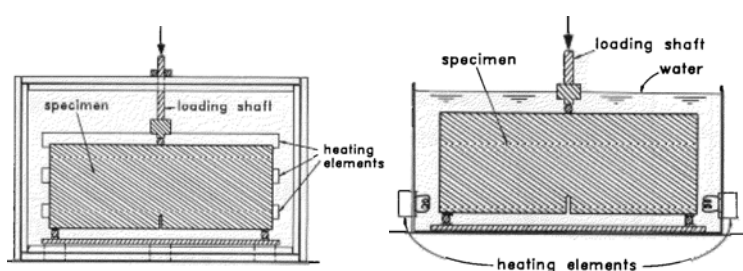


図 1.29 切欠きはり 3 点曲げ試験概要[107]

表 1.3 破壊エネルギー（単位：N/m）[107]

試験	材齢（日）	20℃	65℃	90℃	120℃	200℃
3点曲げ，乾燥	28	35.24	25.58	—	20.87	16.39
3点曲げ，湿潤	28 ^{*1}	33.30 ^{*2}	13.72 ^{*1}	9.79 ^{*1}	—	—
3点曲げ，湿潤	41	—	14.57	10.40	—	—

*1 脱型41日の結果から算出

*2 脱型後は水槽ではなく直ちに気中養生

(3) 冷却方法の違いに関する検討

Baker[108]は、水セメント比 50%、最大粒径 10mm の粗骨材を 673kg/m^3 、5mm 以下の細骨材を 787kg/m^3 用い、骨材セメント比 3.6 とした寸法 $300\times 100\times 100\text{mm}$ のコンクリート中央に 27mm の切欠きを入れたはり供試体を高温加熱し、冷却方法を変えた場合の破壊エネルギーについて検討を行っている（図 1.30）。冷却方法は加熱炉の扉を開いて急冷した場合と、扉を開かずに徐冷した場合の 2 水準としている。その結果、急冷した場合の破壊エネルギーは温度上昇とともに増加し 300℃でピークに、徐冷した場合は 120℃で急上昇している（図 1.31）。そして、両者とも、ピーク後は脆性的な挙動を示している。加熱温度 120℃未満では、乾燥前の水分移動や蒸発による熱的損傷がコンクリートの脆弱強化につながっているとしている。

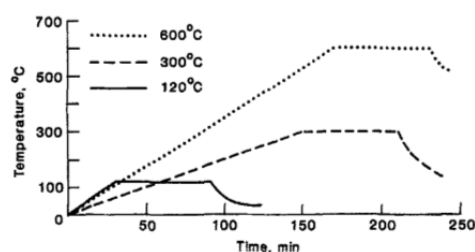


図 1.30 加熱履歴[108]

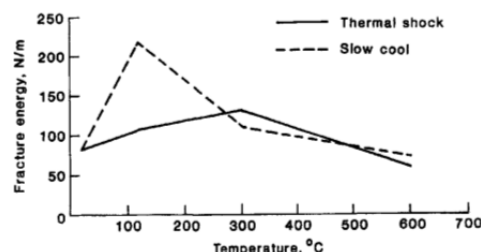


図 1.31 破壊エネルギーと加熱温度の関係[108]

(4) 骨材の有無に関する検討

Menou ら[109]は、骨材の有無に関する検討を行っている。セメントに普通ポルトランドセメント、骨材に石灰岩、シリカと石灰岩を混合したものを用いた（表 1.4）寸法 $100\times 100\times 400\text{mm}$ の供試体中央に 50mm の切欠きを入れ、加熱温度 20, 120, 250, 400℃、昇温および徐冷速度 $0.5^\circ\text{C}/\text{min}$ 、最高温度保持時間 3 時間で加熱を行い、その後、切欠きは 3 点曲げ試験により評価を行っている。その結果、ペーストの破壊エネルギーは加熱温度 120℃以上では上昇しないこと、モルタルおよびコンクリートは加熱温度 400℃まで破壊エネルギーが上昇することを示している（図 1.32）。

表 1.4 調合[109]

記号	骨材寸法 (mm)	セメント (kg/m^3)	シリカ フューム (kg/m^3)	細骨材 (kg/m^3)	石灰岩 粗骨材 (kg/m^3)	シリカ-石灰岩 粗骨材 (kg/m^3)	高性能 減水剤 (l/m^3)	水 (l/m^3)	水結合材比
HPC	—	1402	86	—	—	—	—	506	0.3
HSM	0/5	602	37	1466	—	—	11.25	219	0.3
OC	4/20	350	—	401	1425	—	—	181	0.52
M75C	4/20	360	22	435	1486	—	12	136	0.3
M75SC	4/25	450	22	738	—	1107	11.25	148	0.3

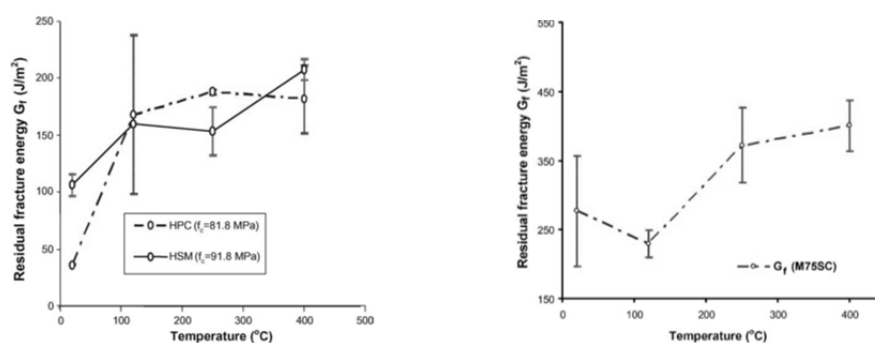


図 1.32 破壊エネルギーと加熱温度の関係[109]

(5) 試験方法の違いに関する検討

Zhang, Bicanic ら[110][111]は、加熱中に試験を行う熱間試験と、加熱後に試験を行う冷間試験の違いについて検討を行っている。セメントに普通ポルトランドセメント、細骨材に石灰質石英砂、粗骨材に 10mm 単一粒度および 20mm までの粒度分布をもった玄武岩、混和材に粉砕燃焼灰および混和剤を用い、質量比で水：セメント：細骨材：10mm 粗骨材：20mm 粗骨材：混和材=0.56：1：2.45：1.39：2.78：0.33（質量比）とした水セメント比 56%，寸法 100×100×500mm のコンクリート中央に 50mm の切欠きを入れたはり供試体について、各加熱温度、加熱時間で加熱を行い、その後、切欠きはり 3 点曲げ試験を行っている。なお、加熱温度は 105, 150, 200, 250, 300, 350, 400, 450°C，昇温速度は 3°C/mim とし、目標温度到達後は、その温度を 4, 8, 16 時間保持し試験、または、室温まで徐冷した後に試験としている。その結果、荷重－変位曲線は熱間試験では最大荷重が加熱温度 105°C で低下した後に 200°C で上昇し、その後は低下すること、冷間試験では最大荷重は 150°C で若干増加した後、低下するとしている。また、両試験とも加熱温度の上昇とともに、荷重－変位曲線の荷重増加時の傾きが小さくなるが、冷間試験の傾きの方が大きいと報告している。

破壊エネルギーは、熱間試験では加熱温度 150°C 程度まで下がり、その後は加熱温度とともに上昇、また、冷間試験では加熱温度 100～300°C まで上昇し、その後に低下するとして、異なる現象になることが報告されている（図 1.33）。破壊エネルギーと質量減少率の関係は、熱間試験では質量減少率 5% 程度までは加熱温度や加熱時間により破壊エネルギーの増減が異なるが、その後は上昇すること、そして、冷間試験では質量減少率 4% 程度までは変化が小さく、その後、質量減少率 6% 程度まで急激に上昇し、その後は低下している（図 1.34）。

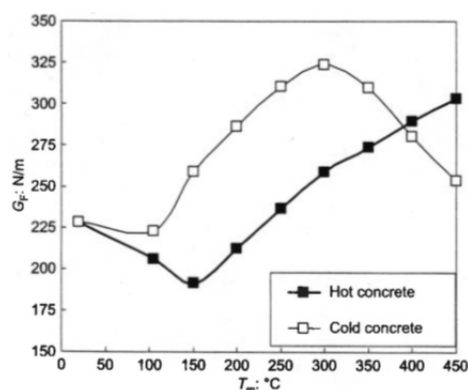


図 1.33 加熱時間 16 時間における破壊エネルギーと加熱温度の関係[110]

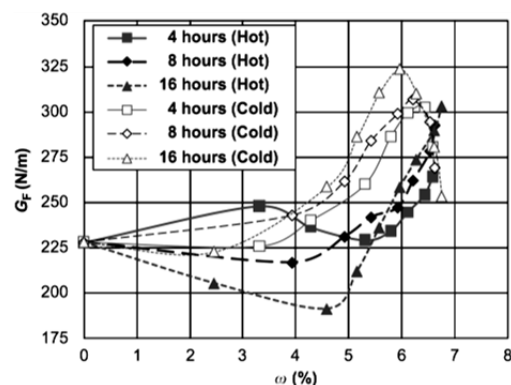


図 1.34 異なる加熱時間における破壊エネルギーと質量減少率の関係[111]

1.2.3 本研究におけるコンクリートの破壊特性に関する検討内容

(1) 破壊靱性試験方法

ひび割れの評価を行う際には、直接引張試験による検討が最も良いが、直接引張試験から安定した荷重－変位曲線を得ることは非常に困難である。そのため、破壊靱性試験を応用して、引張軟化曲線や各種破壊力学パラメータを得る方法が、ひび割れの評価を行うのに有効であると考えられる。

コンクリートの破壊特性を評価する試験方法は様々あるが、中でも、RILEM[62]やコンクリート工学会[63]で提案されている、切欠きはり3点曲げ試験方法が最も汎用的な試験方法であると考えられる。しかし、この試験は、例えば $100\times 100\times 400\text{mm}$ [63]のように寸法の大きな供試体が必要であるため、試験時における供試体の自重の影響が無視できない。特に、高温加熱の影響を受けたコンクリートを対象とする場合は、加熱前と比較して加熱後ではコンクリートが脆性的となり、自重が破壊特性に及ぼす影響が常温時と比較して大きくなることが予想されるため、小型供試体を用いる方が実験値の誤差が小さいと考えられた。また、炉内でコンクリートを均一に加熱するという観点からは、供試体寸法を小さくする方が有利である。そこで、破壊靱性試験には切欠きはりによる3点曲げ試験と同様にモードI型（引張型）の破壊が小型供試体（ $100\times 100\times 120\text{mm}$ ）で得られるくさび割裂試験（図1.35）[112][113]を採用した。

くさび割裂試験用供試体は、加熱前に供試体中央にダイヤモンドカッター（刃厚1mm）を用いてリガメント高さが50mmとなるように切欠きを入れ、くさびの挿入により引張破壊を生じさせることとした。試験に用いた治具の寸法などは、RILEMで提案している試験方法[114]に準じた。高温加熱の影響を受けたコンクリートは、加熱を受ける前と比較して脆性的となるため、引張力に対する抵抗性が著しく弱くなる場合がある。したがって、安定した荷重－開口変位曲線を計測するためには、最大荷重以降の軟化域を精度良く検出する必要がある。そのため、試験装置として加力部、油圧装置およびフィードバック機能を有する制御装置からなるクローズドループシステム型（閉回路機構）のサーボ・コントロール式油圧試験機（MTS社製）を用いた。また、供試体の安定破壊が得られるように、切欠き端部の開口変位の変位速度を 0.02mm/min に設定した。なお、開口変位の計測には変位制御用の高感度クリップゲージを使用した。

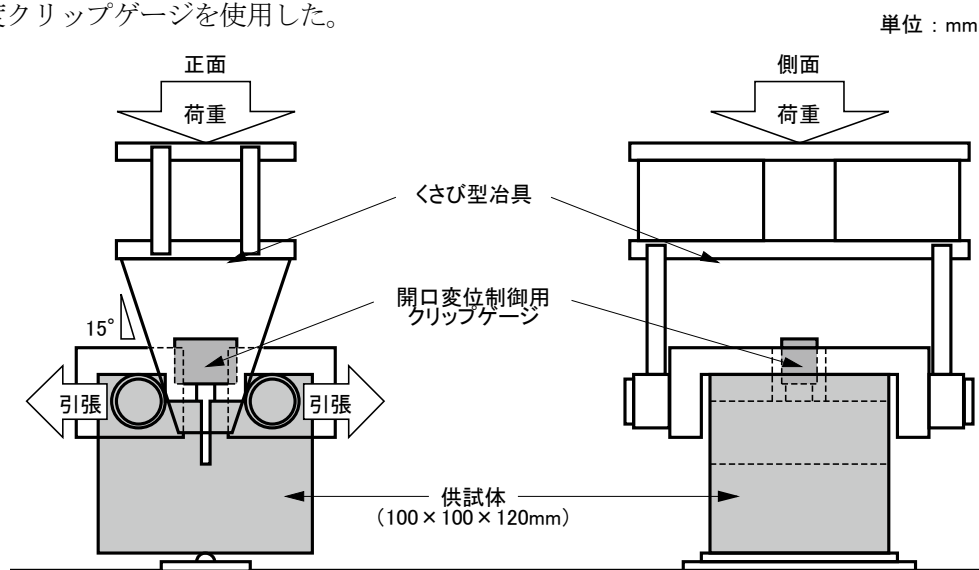


図 1.35 破壊靱性試験（くさび割裂試験）概要

(2) 破壊力学パラメータ

本研究では、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊力学特性に関して、ひび割れの発生および進展の両観点から評価を行った。そのため、ひび割れの発生に関しては初期結合応力 (1.2.1(3) 11)), ひび割れの進展に関しては破壊エネルギー (1.2.1(3) 9)) の2つの破壊力学パラメータを用いた。なお、これらは、くさび割裂試験による荷重－開口変位曲線を逆解析することによって引張軟化曲線を推定する際に求められる。

(3) 引張軟化曲線の推定方法

コンクリートのひび割れ発生および進展に関する評価を行うためには、初期結合応力、破壊エネルギーの両破壊力学パラメータを用いることが有効であると考えられた。また、高温加熱の影響を受けたコンクリートは、脆性的な破壊挙動となることが想定された。そのため、コンクリートの引張軟化曲線を詳細に推定推定することが可能で、また、破壊力学パラメータを正確に表現することが可能である橋高らによる多直線近似法[80]を用いることとした。

逆解析による多直線近似方法は、実験により求められた荷重－開口変位 (CMOD) 曲線のデータを利用して結合応力－開口変位 (COD) の関係を非線形ひび割れ方程式の繰り返し演算により求める際に、計算により既に求めている一部の結合応力－開口変位 (COD) 関係を繰り返し演算の構成則として適用し、逐次解析をするという手法を採用している (図 1.16)。材料の本質的な引張強度評価値となる引張軟化曲線の初期結合応力は、ひび割れ進展に対し一時的に軟化勾配を 0 と仮定 (完全塑性型) し、ひび割れ進展解析結果と実際の荷重－開口変位曲線とが一致するように求めている。

計算の概要は、図 1.36 に示す結合力モデルを用いて、式 1.23 に示す試験体形状、結合応力および開口変位 (COD) の条件式と、式 1.24 に示す引張軟化曲線の多直線近似基本式からひび割れ方程式を立て、荷重－開口変位 (CMOD) 曲線の解析値と測定値が一致し、開口変位 (COD) と結合応力の関係が式 1.24 を満たすまで、軟化勾配の最適化計算を繰り返し、最終的に引張軟化曲線の形状を決定するものである。図 1.37 に引張軟化基本式の多直線近似により形成される引張軟化曲線と軟化勾配図の概要、図 1.38 に仮想ひび割れモデルを示す。

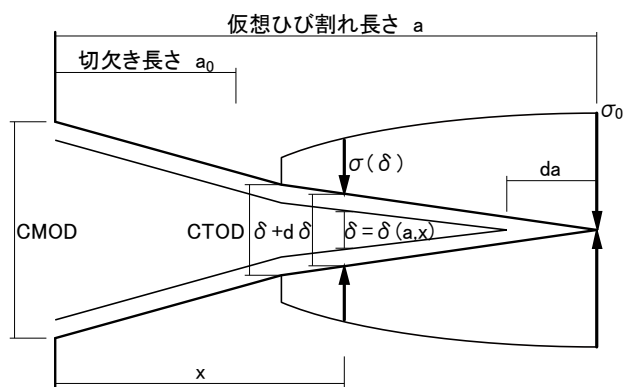


図 1.36 結合力モデル

$$\delta(a, x) = \int_0^a \sigma(a, c) \cdot H(a, x, c) dc \quad \dots \quad 1.23$$

$$\sigma(\delta) = m_k \cdot \delta + n_k \quad \dots \quad 1.24$$

ここに、 $\sigma(a, x)$: 仮想ひび割れ長さ a の場合の接点 x の結合応力 (N/mm²)

$\delta(a, x)$: 開口変位 (mm) $H(a, x, c)$: 供試体の形状係数 (mm²/N)

c : 結合応力の作用位置 (mm)

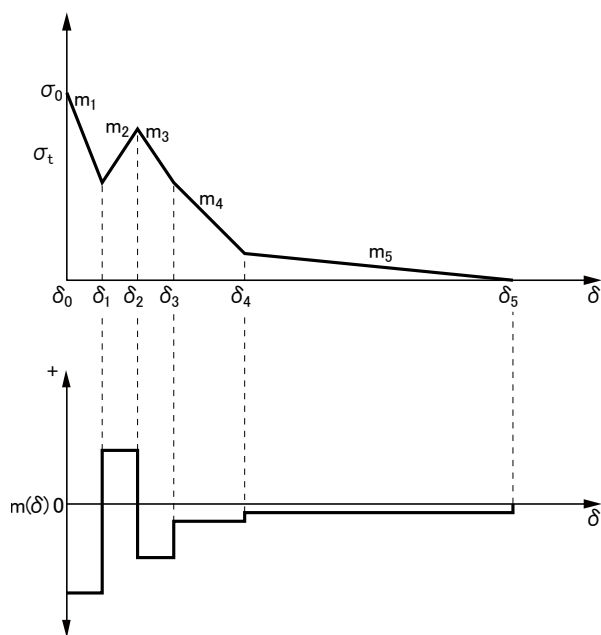


図 1.37 引張軟化基本式の多直線近似により形成される引張軟化曲線と軟化勾配図[80]

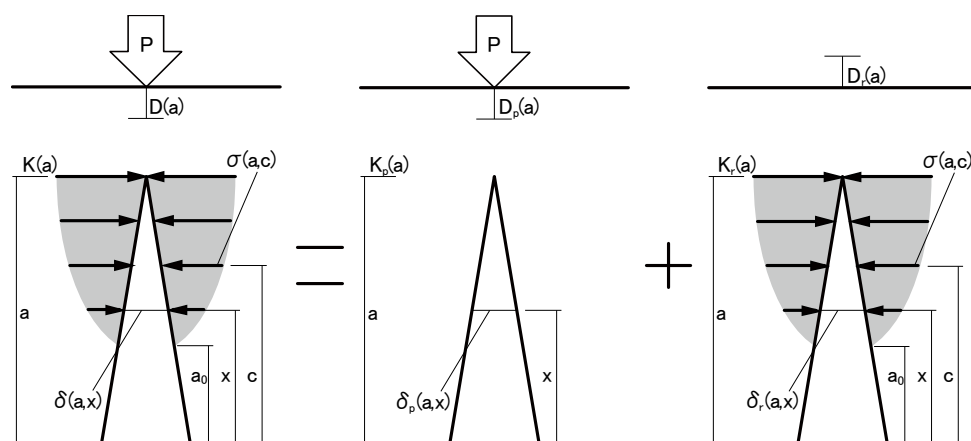


図 1.38 仮想ひび割れモデル

多直線近似引張軟化曲線を用いてひび割れ進展解析を行う方法は以下に示すとおりである。まず多直線近似による結合力モデルである軟化曲線の表現方法については、結合応力ー開口変位の関係を多直線で近似すると仮定し、基本式を式 1.25 とする。

$$\sigma(\delta) = m_k \cdot \delta + n_k \quad ; \quad \delta_{k-1} < \delta \leq \delta_k \quad ; \quad k = 1, \dots, cr \quad \dots \quad 1.25$$

ここに、 δ : 開口変位 (mm) m : 傾き (N/mm²) n : δ 軸切片 (N/mm²)

δ_k は、線要素 k と $k+1$ との接合点における開口変位であるため、その連続性から式 1.26 が成り立つ。

$$\sigma(\delta) = m_k \cdot (\delta - \delta_{k-1}) + \sigma(\delta_{k-1}) \quad \dots \quad 1.26$$

ここに、初期条件 $\sigma(0) = \sigma_0$, $\delta_0 = 0$ を設定すると、切片 n_k は式 1.27 で表せる。

$$n_k = \sigma_0 + \sum_{i=0}^{k-1} [(m_i - m_{i+1}) \cdot \delta_i] \quad \dots \quad 1.27$$

ここに、 δ : 開口変位 (mm) m : 傾き (N/mm²) n : δ 軸切片 (N/mm²)

また、傾き m_k は開口変位 δ の関数より、

$$m(\delta) = m_k \quad \dots \quad 1.28$$

ここに、 δ : 開口変位 (mm) m : 傾き (N/mm²) n : δ 軸切片 (N/mm²)

となり、式 1.27 および式 1.28 を式 1.25 に代入して整理すると、式 1.29 となる。

$$\sigma(\delta) = \sigma_0 + m(\delta) \cdot \delta + \sum_{i=0}^{k-1} [m(\delta_i) - m(\delta_{i+1})] \cdot \delta_i \quad \dots \quad 1.29$$

$$; \quad \delta_{k-1} < \delta \leq \delta_k \quad k = 1, \dots, cr$$

ここに、 δ : 開口変位 (mm) m : 傾き (N/mm²) n : δ 軸切片 (N/mm²)

が算定され、軟化勾配の変化である $m(\delta)$ により軟化曲線を表現することができる。なお、 $m(\delta)$ は、軟化曲線の区間微分の近似値であるため、その変化図はひび割れ進展における応力伝達挙動を考察する指標になる。

次に、外力とひび割れ進展の関係を導くために必要なひび割れ進展解析を行う方法である。まず、ひび割れ進展解析の基本条件を式 1.30～1.32 に示す。

$$K(a) = K_p(a) + K_r(a) = 0 \quad (\text{応力拡大係数のつり合い式}) \quad \dots \quad 1.30$$

$$\delta(a, x) = \delta_p(a, x) + \delta_r(a, x) \quad (\text{開口変位のつり合い式}) \quad \dots \quad 1.31$$

$$\sigma(a, x) = f[\delta(a, x)] \quad (\text{結合応力－開口変位関係式}) \quad \dots \quad 1.32$$

ここに、 a : 仮想ひび割れ長 (mm) x : 仮想ひび割れ上の開口変位を求める点の座標

$K(a)$: 仮想ひび割れ先端での応力拡大係数 (N/mm²・m^{0.5})

$K_p(a)$: 荷重による応力拡大係数 (N/mm²・m^{0.5})

$K_r(a)$: 結合力による応力拡大係数 (N/mm²・m^{0.5}) $\delta(a, x)$: x での開口変位 (mm)

$\delta_p(a, x)$: 荷重による x での開口変位 (mm)

$\delta_r(a, x)$: 結合力による x での開口変位 (mm)

$\sigma(a, x)$: 結合応力 (N/mm^2) $f[\delta(a, x)]$: 結合応力－開口変位関係

ひび割れ進展解析の基本条件から、引張軟化曲線となる結合応力－開口変位関係の基本式を得るため、線形破壊力学における応力拡大係数の解析結果[115]を利用して式 1.30 の右辺である式 1.33 および式 1.34 を導く。くさび割れ試験での応力拡大係数は、コンパクトテンション試験による場合と同等とみなして算定を行う[116]。

$$K_p(a) = \sigma_p \sqrt{\pi a} \cdot F(a, d) = \sigma_p \cdot k_p(a) \quad \dots \quad 1.33$$

$$K_r(a) = \int_0^a \frac{2\sigma(a, c)}{\sqrt{\pi a}} \cdot G(a, c, d) dc = \int_0^a \sigma(a, c) \cdot k_r(a, c) dc \quad \dots \quad 1.34$$

ここに、

$$\sigma_N = \sigma_{N \text{ tension}} + \sigma_{N \text{ bending}} = \frac{P_H}{(d-a)t} + \frac{6P_H \left(a + \frac{d-a}{2}\right) + 6P_V h_1}{(d-a)^2 t}$$

$$P_H = \frac{P}{2 \tan \theta} + \frac{6P_H \left(a + \frac{d-a}{2}\right) + 6P_V h_1}{(d-a)^2 t}$$

$$P_V = \frac{P}{2}$$

$F(a, d)$: 形状関数 (式 1.39)

$G(a, c, d)$: ひび割れ面への集中力 (式 1.40)

続いて、線形破壊力学におけるひび割れを有する弾性体の任意変位 x における変位 dy の関係は、Castigliano の定理により、式 1.35 における応力拡大係数の積分式で示される。式 1.33 および式 1.34 をこの式に代入することで、式 1.31 の右辺の項である式 1.36 および式 1.37 を導く。

$$dy = d_0 + \frac{2}{E^*} \int_x^a K(z) \left[\frac{\partial K_F(z)}{\partial F} \right]_{F=0} dz \quad \dots \quad 1.35$$

$$\delta_p(a, x) = \frac{4\sigma_p}{E^*} \int_x^a F(z, d) \cdot G(z, x, d) dz = \sigma_p \cdot d_p(a, x) \quad \dots \quad 1.36$$

$$\begin{aligned} \delta_r(a, x) &= \frac{8}{\pi E^*} \int_0^a \sigma(a, c) \times \left[\int_x^a \frac{1}{z} \cdot G(z, x, d) \cdot G(z, c, d) dz \right] dc \\ &= \int_0^a \sigma(a, c) \cdot d_r(a, x, c) dc \end{aligned} \quad \dots \quad 1.37$$

ここに、 d_0 : ひび割れが生じていないときの変位 (mm)

E^* : 弾性係数 ($E^* = E$ は平面応力状態, $E^* = E/(1-\nu)$ は平面歪み状態) (kN/mm^2)

ν : ポアソン比 z : ひび割れ進展方向の座標

$K(z)$: 変位 dy を生じる作用力に対する応力拡大係数 ($\text{N/mm}^2 \cdot \text{m}^{0.5}$)

$K_F(z)$: 任意点 x の変位方向に仮想力 F が生じたときの応力拡大係数 ($\text{N/mm}^2 \cdot \text{m}^{0.5}$)

ひび割れ進展解析の基本条件から導いた式 1.33～1.37 から、 σ_p を消去して整理すると結合応力－開口変位関係の式 1.23 を得る。

$$\delta(a, x) = \int_0^a \sigma(a, c) \cdot H(a, x, c) dc \quad \cdot \cdot \cdot \quad 1.23$$

$$; \quad H(a, x, c) = \frac{k_r(a, c) \cdot d_p(a, x)}{k_p(a)} - d_r(a, x, c)$$

これに引張軟化曲線構成則の式 1.25 を代入し、ひび割れ面上に設定する接点数 n で離散化すると式 1.38 のひび割れ方程式が得られる。

$$[A_{ij}]\{d_i\} = \{b_i\} \quad ; \quad i, j = 1, \dots, n \quad \cdot \cdot \cdot \quad 1.38$$

$$\text{ここに, } A_{ij} = -m_k \cdot l_j \cdot H(a, x_i, c_j) + \phi(i, j)$$

$$; \quad \phi(i, j) = \begin{cases} 1 (i = j) \\ 0 (i \neq j) \end{cases} \quad ; \quad k = 1, \dots, cr \quad d_i = \sigma(a, x_i)$$

$$b_i = \sum_{j=1}^n [n_k \cdot l_j \cdot H(a, x_i, c_j)]$$

繰り返し計算により、式 1.38 における m_k の最適値が得られると、仮想ひび割れ長さ a 上の任意の点 x での開口変位 $\delta(a, x)$ が求まる。求められた開口変位を式 1.35 に代入して結合応力を求める。さらに、結合応力をひび割れ進展の基本条件である式 1.30 に代入することで σ_p が定まり、最終的に求める荷重－開口変位曲線の P が求まる。

くさび割裂試験による形状関数およびひび割れ面への集中力に関する参考式を以下に示す。また、図 1.39 に本研究におけるくさび割裂試験の供試体形状、図 1.40 に荷重－開口変位の解析フロー、図 1.41 に多直線近似軟化曲線の解析フローを示す。

[参考式]

$$F(a, d) = (0.05A + 0.95)(0.443 + 2.32A - 6.66A^2 + 7.36A^3 - 2.8A^4) \quad \cdot \cdot \cdot \quad 1.39$$

$$; \quad A = a/d$$

$$\text{ここに, } a : \text{切欠き長さ (mm)} \quad d : \text{供試体高さ (mm)}$$

$$G(a, c, d) = \frac{G'(a, c, d)}{(1 - A)^{1.5} \cdot [1 - B^2]^{0.5}} \quad \cdot \cdot \cdot \quad 1.40$$

$$; \quad A = a/d \text{ (mm)} \quad B = c/a \text{ (mm)}$$

$$\text{ここに, } a : \text{切欠き長さ (mm)} \quad d : \text{供試体高さ (mm)}$$

$$c : \text{試験体下端からの集中荷重位置 (mm)}$$

$$G'(a, c, d) = g_1(A) + g_2(A) \cdot B + g_3(A) \cdot B^2 + g_4(A) \cdot B^3$$

$$g_1(A) = 0.46 + 0.36A + 0.84(1 - A)^5 + 0.66A^2(1 - A)^2$$

$$g_2(A) = -3.52A^2$$

$$g_3(A) = 6.17 - 28.22A + 34.54A^2 - 14.39A^3 - (1 - A)^{1.5} - 5.88(1 - A)^5 - 2.64(1 - A)^2$$

$$g_4(A) = -6.63 + 25.16A - 31.04A^2 + 14.41A^3 + 2(1 - A)^{1.5} + 5.04(1 - A)^5 + 1.98A^2(1 - A)^2$$

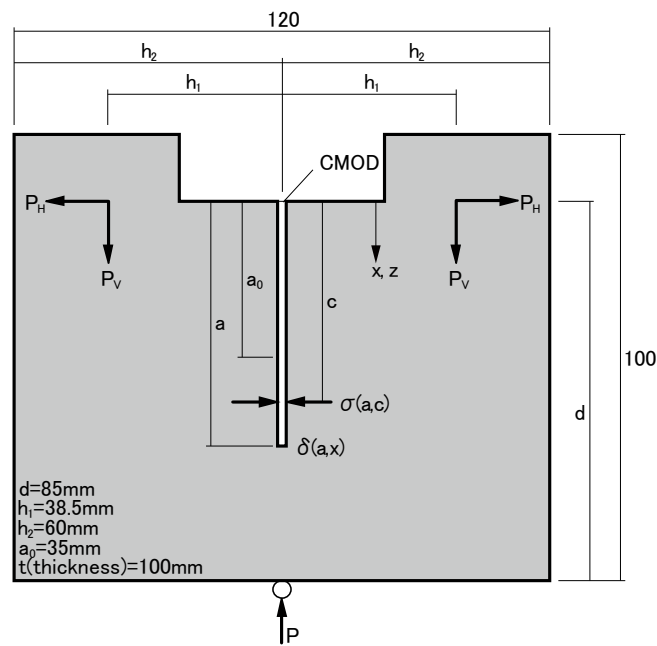


図 1.39 くさび割裂試験の供試体形状

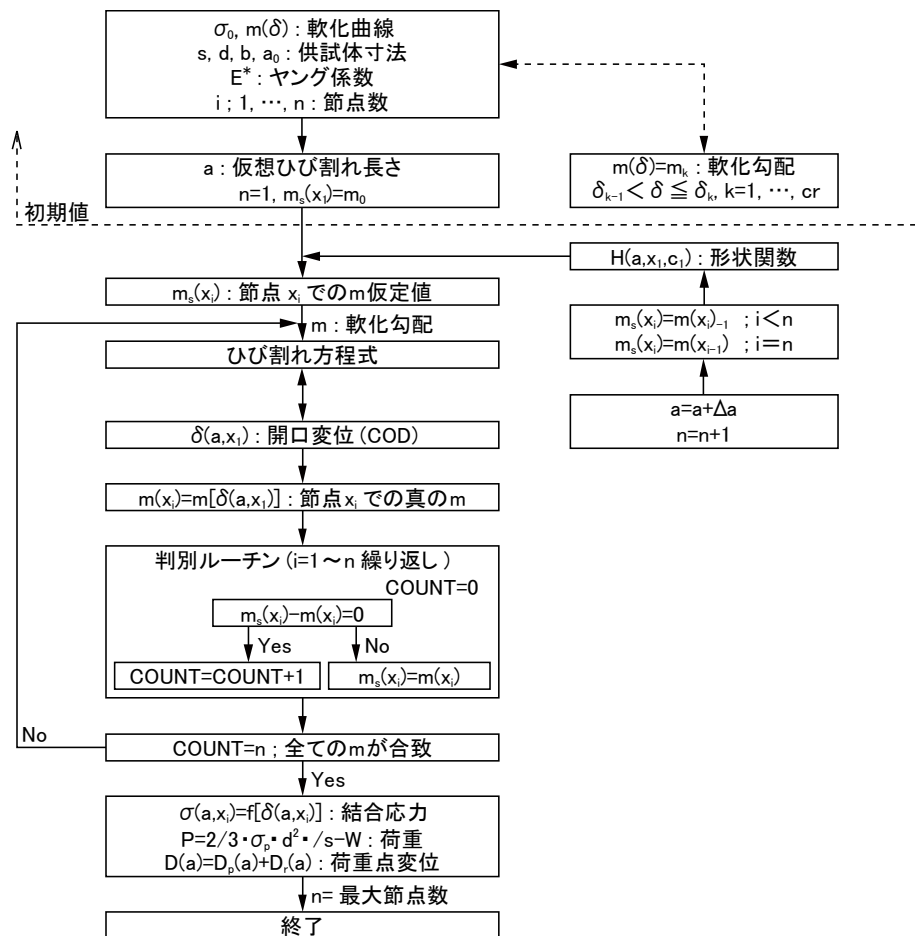


図 1.40 荷重－開口変位の解析フロー

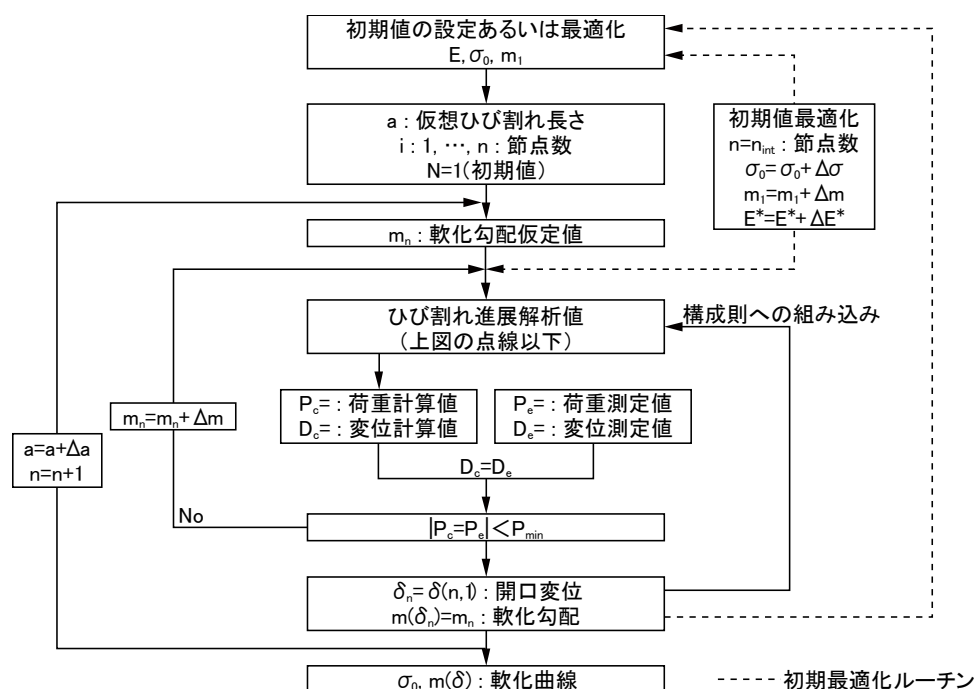


図 1.41 多直線近似軟化曲線の解析フロー

(4) 高温加熱の影響

本研究では、破壊エネルギーおよび初期結合応力によりコンクリートの破壊特性に及ぼす高温加熱の影響に関する検討を行うが、初期結合応力による検討は既往の研究ではなされておらず、また、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に関する研究自体が少ないという現状がある。

コンクリートの破壊特性を得るためには、破壊靱性試験による荷重－（開口）変位曲線、さらに、必要に応じて逆解析などにより引張軟化曲線を推定する必要がある。しかし、破壊靱性試験は、供試体に切欠きを挿入する必要性や、荷重－（開口）変位曲線を精度良く測定できる装置が必要など、試験が容易ではない。そのため、圧縮強度から破壊エネルギーを推定するための式が提案されている[75][117]。それらにより、圧縮強度試験結果から、ある程度の精度で破壊エネルギーを算出することが可能である。しかし、コンクリートが高温加熱の影響を受けた場合、圧縮強度は加熱温度 100～200℃から低下するのに対し、破壊エネルギーは 300～450℃まで増加した後低下することが示されている。既往の評価式では、圧縮強度が低下すると、それにともない破壊エネルギーも低下する結果となるため、高温加熱の影響を受けたコンクリートに関しては適応できないことが想定される。

本研究では、研究自体が少ない高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に関する研究に関して、ひび割れ進展抵抗性を示す破壊エネルギーに、ひび割れ発生抵抗性を示す初期結合応力を含めた視点から、コンクリート強度、養生（養生方法および養生期間）、粗骨材の有無、加熱時間の影響、粗骨材種類の影響に関する検討を行った。なお、粗骨材種類の影響以外は、既往の研究でも検討されているが、初期結合応力（ひび割れ発生）の観点からの考察を加えて、これらの影響を検討することとした。また、粗骨材種類により、高温加熱の影響を受けたコンクリートの強度特性が異なることが明らかとなっている[11][12][118]。そこで、本研究では、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響についても検討を行った。

1.3 あと施工アンカーの引抜き特性に関する既往の研究

1.3.1 あと施工アンカーの引抜き特性の評価

(1) あと施工アンカーの歴史

アンカーは、木材の接合などに用いられる釘と同じように、コンクリートや石材などの硬い壁や床に器物を取り付ける定着金物として位置付けられてきたが、その種類はコンクリート釘と呼ばれる軽微なものから、1本あたりの耐力が20～30tと太径のアンカーに至るまで、非常に多くの種類がある。しかし、アンカーの歴史は釘と比較すると浅く、日本においては「膨張締釘」としてアメリカ人から金属拡張アンカーに関する特許が出願され[119]、昭和20年代後半からアンカーが本格的に用いられるようになった。しかし、その頃に用いられていたアンカーのほとんどは、アメリカからの輸入品であった。そして、昭和30年代後半には、東京オリンピックの関連工事などによりアンカーが多量に用いられるようになった[44][120]。

昭和40年代に入ると、コンクリート構造物に削孔する電動ハンマーの開発と相まって設備機器などの固定用として金属拡張タイプのあと施工アンカーが用いられるようになり、昭和44年(1969年)には、当時の西ドイツからの技術導入により、接着系アンカーが生産されるようになった。なお、接着系アンカーは、エポキシ系およびポリエステル系樹脂の実用化、カプセル封入タイプ接着剤の開発により昭和50年代から広まった[121]。

(2) アンカーの破壊機構

コンクリートに埋め込まれたアンカーが引張力を受ける場合の破壊性状は、大別するとアンカーの破断かコンクリートの破壊であるが、コンクリートが破壊する場合は、アンカーの埋込み長さや配置状況(縁端部、隅角部、アンカー間距離)、あるいはコンクリート供試体の寸法の影響を受ける。それらをまとめると、アンカー破断、コンクリートのコーン状破壊、コンクリートの圧裂破壊、アンカーの抜け出し、コンクリートの割裂破壊となる。

アンカーの埋込み長さが長く、コンクリート強度が高いとアンカー破断となるが、アンカーの引張強度が高く、埋込み長さが短いとコンクリートのコーン状破壊となる。また、複数のアンカーを同時に引き抜くと、相互のアンカー距離が短いと1つのコーンによる破壊モードとなる。さらに、アンカーがコンクリートの縁に近いと非対称のコーン状破壊となるか、側面のコンクリートがコーン状破壊となる。なお、アンカー頭部が小さいと定着が十分でなく、アンカーが抜け出し、コンクリート供試体が小さいとコンクリートの割裂破壊となる(図1.42)。

引張力を受けるアンカーの引抜き荷重、特に、コンクリートがコーン状破壊となるようなアンカーの埋込み長さが比較的短い場合の検討には、ひび割れを扱う破壊力学的手法を用いるのに適していると考えられている[39]。また、破壊力学的手法によるアンカーの引抜き荷重に関する検討は、荷重の算定手法の開発だけでなく、解析手法自体の問題点の解明および新手法の開発という観点からも検討がなされている。そこで、1.3.1(3)では、アンカー引抜き時の破壊が母材であるコンクリートのコーン状破壊となる場合の既往の研究について示す。

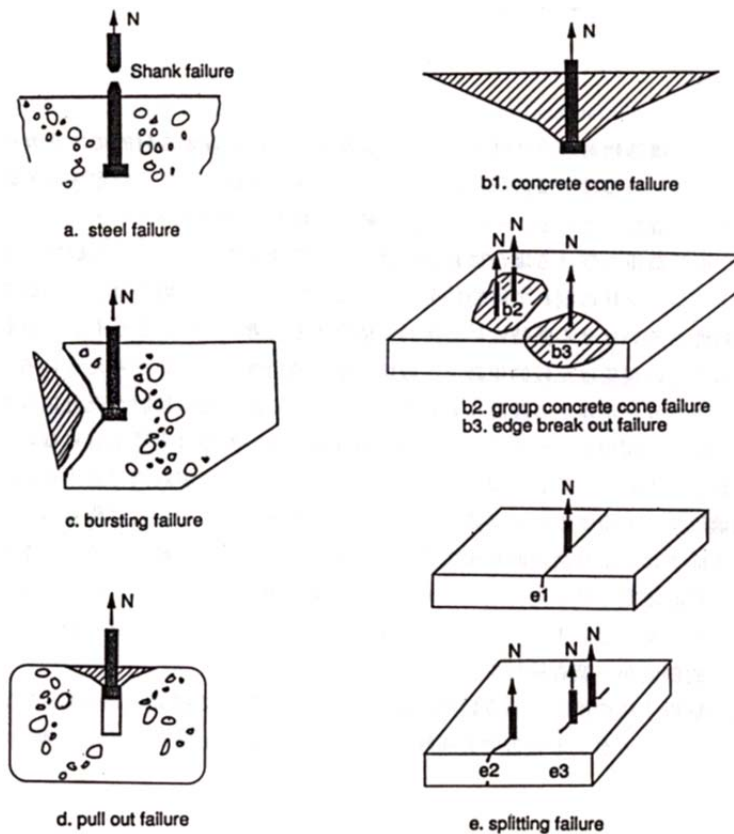


図 1.42 引張力を受けるアンカーの破壊モード[122]

(3) アンカー引抜き時の破壊がコンクリートのコーン状破壊となる場合の検討

1) アンカー形状に関する検討

松藤，河村ら[123]は，アンカーの引抜き荷重がコーン状破壊となる際の，アンカー形状に関する検討を行っている。アンカー形状は円形（定着部分に $\phi 25 \times T2\text{mm}$ のワッシャー），矩形（定着部に $W32 \times D32 \times T4.5$ ， 6.5mm の鋼板），線形（ $\phi 9$ ， $13 \times L50$ ， 80mm の鉄筋をアンカー筋に直角に溶接），フック（埋込み部分は付着力を除去した $\phi 9$ ， 13 鉄筋を鉛直軸に対し 15° 間隔で $30 \sim 150^\circ$ に $L15 \sim 34\text{mm}$ に直角に曲げて使用），また，埋込み長さは $h=15 \sim 50\text{mm}$ である。その結果，破壊によるコーン形状は，埋込み長さ h およびアンカー形状には影響されず，頂角 $\phi=40 \sim 60^\circ$ ，頂角 $\theta=130 \sim 160^\circ$ の範囲にあり，表面はほぼ円形となることを示している（図 1.43）。また，埋込み長さが比較的短い場合，アンカーの引抜き荷重は，コンクリートの引張強度と埋込み長さの 2 乗の積で与えられることを報告している。

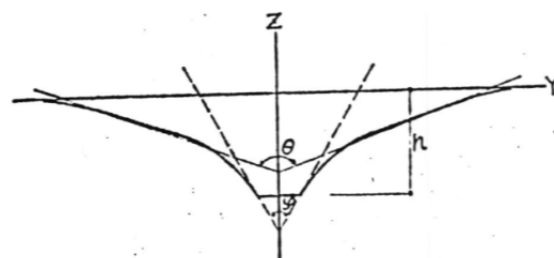


図 1.43 破壊線図[123]

2) アンカーの引抜き荷重と破壊エネルギーの関係

Eligehausen ら[124]は、埋込み長さの比較的浅いアンカーの引抜き荷重に関する検討を多く行っており、それらを基に、アンカー引抜き時のひび割れ進展をエネルギー的に捉えた検討を行っている。ひび割れ進展方向 α およびひび割れ進展距離 a を変数とし、ひび割れ部にはひび割れ幅に応じた引張応力（引張軟化曲線）を導入している。本手法は、アンカーの引抜き時にひび割れの無い部分に蓄えられる弾性エネルギーと、ひび割れ部における表面エネルギーとの和を最小にするように、ひび割れ長さ a および方向 α を決定している（図 1.44）。

Eligehausen らの検討は、頭付きアンカーを用いたものであり、ひび割れ進展方向 α を実験結果より 37.5° とすると、ひび割れ進展および引抜き荷重の関係が図 1.45 のようになっている。最大荷重は、ひび割れ長さ a がコーン状破壊時のひび割れ長さ l_c に対して 0.45 の割合になる位置で、図 1.46 の実験結果とよく合うことを報告している。なお、この結果から得られた算定式は式 1.41 である。

$$N_u = 2.1(E \cdot G_F)^{0.5} \cdot h_{ef}^{1.5} \quad \dots \quad 1.41$$

ここに、 N_u ：最大耐力（N） E ：コンクリートのヤング係数（N/mm²）

G_F ：破壊エネルギー（N/mm） h_{ef} ：埋込み長さ（mm）

なお、 $E \cdot G_F$ が圧縮強度に比例することから、実用上は式 1.42 が提案されている。

$$N_u = 17(f_c')^{0.5} \cdot h_{ef}^{1.5} \quad \dots \quad 1.42$$

ここに、 f_c' ：コンクリートの圧縮強度（N/mm²） h_{ef} ：埋込み長さ（mm）

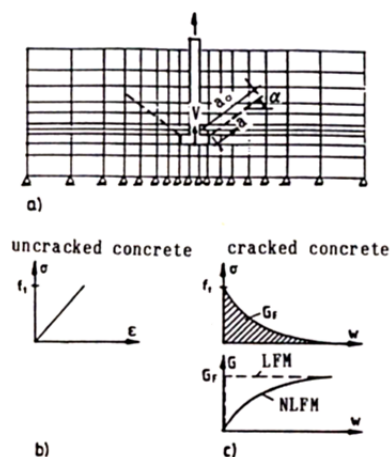


図 1.44 解析モデル[124]

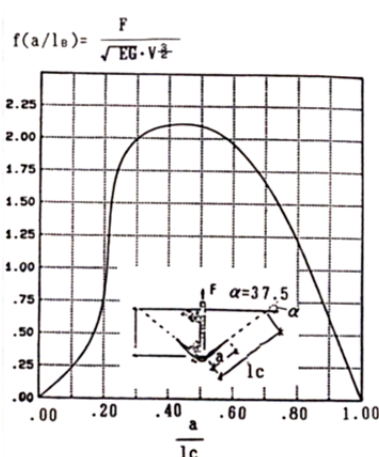


図 1.45 ひび割れの進展[124]

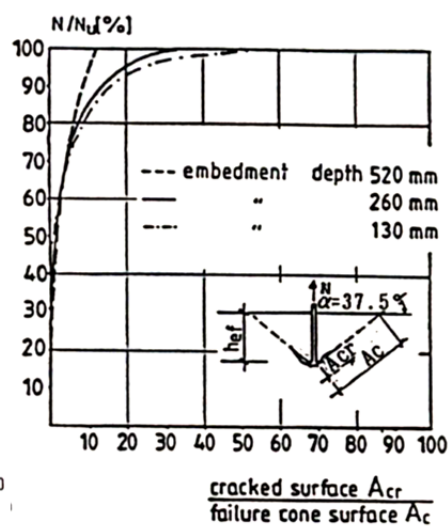


図 1.46 ひび割れの進展状況[124]

3) アンカーの埋込み長さに関する検討

森山，丸山ら[125]は，アンダーカット式アンカーを用いて，埋込み長さ 40～240mm としたアンカーの引抜き荷重に関する検討を行っている。その結果，埋込み長さに関係なく，引抜き後の破壊断面は，引抜き初期は急激な角度（40～55°）で立ち上がり，すぐに緩やかな勾配（20～35°）となり，表面付近では角度がさらに小さくなるが，これは最大耐力後の 2 次的な破壊である[126]としている。荷重－変位曲線は，はじめはアンカーの弾性を主とした剛性を示し，その後は，ひび割れの進行にともない剛性が低下し，荷重増加にともない変形が大きくなる。そして，最大荷重付近では剛性が低下するものの，アンカー径が大きく埋込み長さが長いものほど，最大荷重以降の挙動が脆性的になっている（図 1.47）。

また，森山，丸山らは，実験結果から，埋込み長さ 40～240mm の範囲では，Eligehausen ら[124]と同様に最大耐力が埋込み長さ h_{ef} の 1.5 乗に比例するが，埋込み長さ 40～100mm にでは最適ではないとし，ひび割れ部およびその先端での応力状態を詳細に検討するために，軸対称 3 次元モデルにより，ひび割れ進展方向をあらかじめ仮定した FEM 解析を実施し，ひび割れ進展時の弾性域をひび割れ域（塑性域）での応力分担を検討している（図 1.48）。破壊時のコーン形状が相似で，ひび割れ進展も相似であると仮定すると，塑性域の幅は一定とみなすことができ，周長は埋込み長さに比例することから，塑性域で負担する力も埋込み長さに比例し，一方で，弾性域では幅も周長も埋込み長さに比例することから，解析結果と実験結果を比較して，式 1.43 を提案している。

$$F_u = 18f_t(0.9h_{ef} + 0.1h_{ef}^2) \quad \dots \quad 1.43$$

ここに， F_u ：最大荷重（kgf） f_t ：コンクリート引張強度（kgf/cm²）= $0.58(f'_c)^{2/3}$
 f'_c ：コンクリートの圧縮強度（kgf/cm²） h_{ef} ：埋込み長さ（cm）

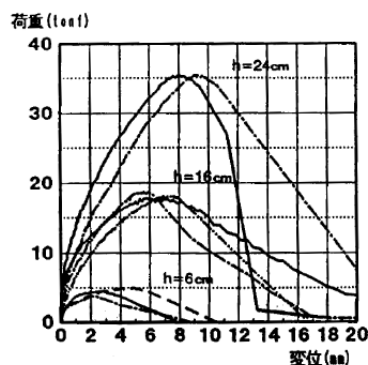


図 1.47 荷重－変位曲線[125]

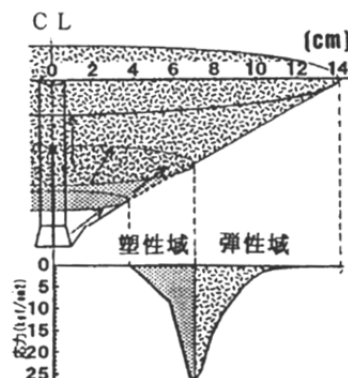


図 1.48 最大荷重時の応力モデル[125]

アンカーの分類およびあと施工アンカーの種類

図 1.49 に建設分野で使用されるアンカー工法の分類を示す。アンカーは，取付け工法の違いにより先付けアンカー工法と後付けアンカー工法に大別できる。先付けアンカー工法は，コンクリート打込み前にアンカーを設置し，コンクリートの硬化後に付着により固定させる工法である。また，後付けアンカー工法は，コンクリートの母材に削孔し，その孔内にあと施工アンカーを挿入，固着させる工法の総称である。なお，母材にはコンクリートのほか，石材やレンガなどもある。

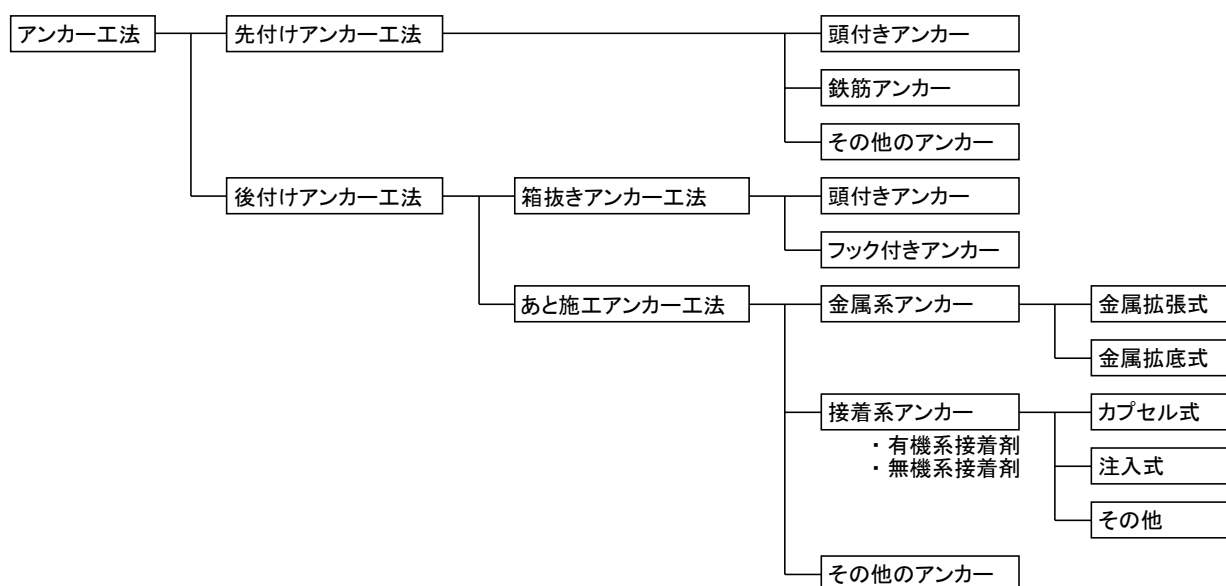


図 1.49 建設分野で使用するアンカー工法の分類

図 1.50 にあと施工アンカーである金属系アンカーの種類を示す。金属系アンカーは、金属拡張アンカーと金属拡底アンカーに分類される。そのうち、一般的に使用されている金属拡張アンカーは、くさび部分となる拡張部とねじなどの接合部より構成され、ハンマーなどでアンカーを打ち込んで拡張する打込み方式と、ボルトやナットなどで締め付けて拡張する締め付け方式に細分類される。金属拡底アンカーは、孔底に拡底部を設けた上で金属系アンカーを固定するものでアンダーカット式と称される。

図 1.51 に金属系アンカーの母材への固着原理を示す。金属系アンカーは、アンカーの一部を打撃あるいは回転させて、先端の拡張部を開かせることで得られるくさび作用によって固着する。したがって、固着力の程度は、母材のコンクリートの孔壁とアンカー拡張部との支圧力および摩擦力によって決まり、主に母材のコンクリートの強度に左右される。また、金属拡底アンカーも先端の拡張部のくさび作用によって固着するが、孔底を拡張して、より大きな先端拡張部にすることで、母材のコンクリートとの支圧力を主体として固着力を確保する。

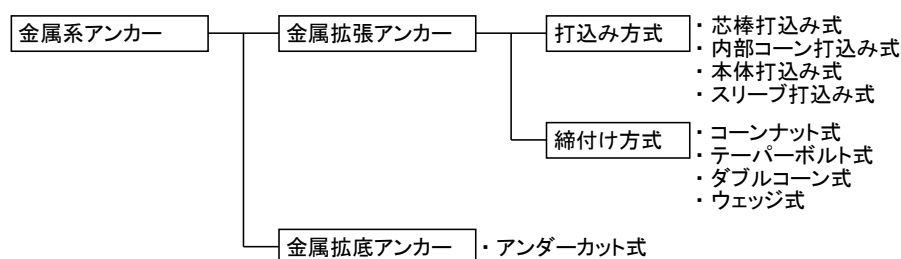


図 1.50 金属系アンカーの種類

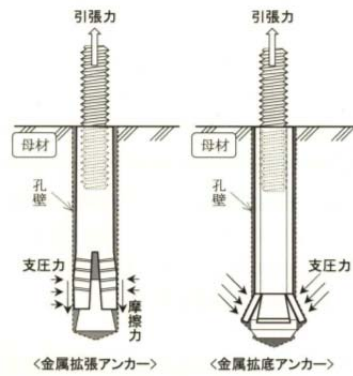


図 1.51 金属系アンカーの固着原理[48]

図 1.52 にあと施工アンカーである接着系アンカーの種類を示す。接着系アンカーは、カプセル方式、注入式、その他の接着方式に分類される。カプセル方式は、接着剤の主剤と硬化剤が収容されたカプセル状の容器を削孔内に挿入し、アンカー筋を回転もしくは打撃、打ち込むことで2液を混合し、アンカー筋と母材のコンクリートの隙間に接着剤を充填することで固着する方式である。注入方式は、あらかじめ主剤と硬化剤を混合した接着剤を削孔内に充填した状態でアンカー筋を埋め込むことで固着する方式である。また、接着剤には有機系と無機系があり、耐熱性や耐火性が必要な場合には無機系が多く使用される。

図 1.53 に接着系アンカーの固着原理を示す。接着系アンカーは、母材のコンクリートの孔壁部とアンカー筋との空隙に接着剤を充填し、コンクリートの孔壁とアンカー筋のそれぞれの接着（付着）力と、接着剤に混合された2～6号珪砂などの骨材と孔壁部のコンクリート面とのかみ合いによって固着する。したがって、固着力の程度は、母材のコンクリートの強度のほか、削孔部のコンクリート面とアンカー筋の凹凸度合いや接着剤のせん断抵抗に左右される。

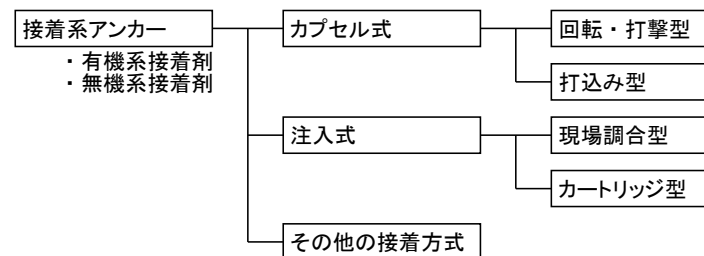


図 1.52 接着系アンカーの種類

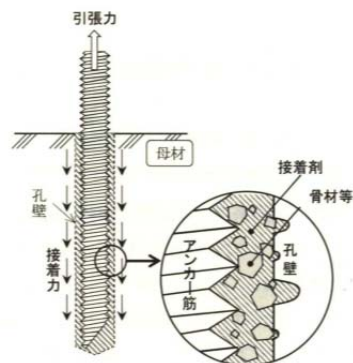


図 1.53 接着系アンカーの固着原理[48]

(4) 各国のアンカーの引抜き荷重評価式

アンカーに関する研究は世界各国でなされており、各種アンカーの設計に関する規基準も示されている。なお、規基準では、アンカー種類および破壊モードにより評価式が異なる。ここでは、アンカー種類があと施工アンカー、アンカー本数 1 本、破壊モードがコンクリートのコーン状破壊となる場合の各国の評価式について示す[45]。

【日本建築学会：各種合成構造設計指針（2010）[45]】

・設計式

$$p_{a2} = \phi_2 \cdot \alpha_c \cdot c\sigma_t \cdot A_c$$

・構造規定

アンカー種類：メカニカルアンカーボルト

アンカー径：9（13）～25mm （ ）内は構造上重要な部分に用いる場合

埋込み長さ：構造用で 5D 以上、非構造用 3D 以上

ここに、 p_{a2} ：コンクリートのコーン状破壊により決まる場合の許容引張力（kN）

ϕ_2 ：低減係数（長期の場合 1/3、短期の場合 2/3）

α_c ：施工のバラツキを考慮した低減係数（0.75）

$c\sigma_t$ ：コーン状破壊に対するコンクリートの割裂強度（ $= 0.31\sqrt{F_c}$ ）

F_c ：コンクリートの設計基準強度（18～30N/mm²）

A_c ：有効水平投影面積（ $= \pi \cdot l_{ce}(l_{ce} + D)$ ）（mm²）

D ：アンカー直径（cm）

l_{ce} ：有効埋込み長さ（ $= l$ （ $l < 4D$ の場合） $l_{ce} = 4D$ （ $l \geq 4D$ の場合））（mm）

l ：埋込み長さで母材表面から拡張部先端までの距離（mm）

【日本建築防災協会：既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針（2001）[47]】

・設計式

$$T_{a2} = 0.23\sqrt{\sigma_B} \cdot A_c$$

・構造規定

アンカー種類：金属系アンカー（改良型本体打込み式金属拡張アンカー）

アンカー径：13～22mm

埋込み長さ： $4d_a$ 以上

ここに、 T_{a2} ：引抜き荷重（N）

σ_B ：既存部のコンクリートの圧縮強度（15～36N/mm²）

A_c ：有効水平投影面積（ $= \pi \cdot l_e(l_e + D_a)$ ）（mm²）

l_e ：有効埋込み長さ（ $= l_1 - d_a$ ）（mm） D_a ：穿孔径（mm）

l_1 ：埋込み長さ（mm） d_a ：アンカー直径（mm）

【土木学会：コンクリートのあと施工アンカー工法の設計・施工指針（案）[48]】

・設計式

$$T_{cd} = K_t \alpha A_c \sqrt{f'_{cd} / \gamma_b}$$

・構造規定

アンカー種類：金属系アンカー，接着系アンカー

ここに， T_{cd} ：引抜き荷重（N）

K_t ：使用期間の長さの影響を表す係数（短期の場合 1.0，長期の場合 0.5）

α ：あと施工アンカーの種類を表す係数（金属系 0.31，接着系 0.23）

A_c ：有効水平投影面積（ $= \pi \cdot l_e (l_e + D_a)$ ）（ mm^2 ） l_e ：有効埋込み長さ（mm）

D_a ：金属系アンカーはアンカー直径（mm），接着系アンカーはアンカー筋の呼び径（mm）

f'_{cd} ：コンクリートの圧縮強度（ N/mm^2 ） γ_b ：一般に 1.6

【CEB：CEB233（CEB226）[49]】

・設計式

$$N_u = k_1 \cdot f_{ck}^{0.5} \cdot h_{ef}^{1.5}$$

$$k_1 = 7.5$$

・構造規定

アンカー種類：あと施工アンカー（拡張式アンカー，アンダーカット式アンカー）

ここに， N_u ：引抜き荷重（N）

$k_1 = 7.5$ （ $\text{N}^{0.5}/\text{mm}^{0.5}$ ）（アンダーカットの場合，適切な材料が用いられていれば $k_1 = 9.0$ ）

f_{ck} ：コンクリートの圧縮強度（ N/mm^2 ） h_{ef} ：埋込み長さ（mm）

【ACI：ACI318-05，ACI-318R-05[50]】

・設計式

$$N_b = k_c \sqrt{f'_c} h_{ef}^{1.5}$$

・構造規定

アンカー種類：あと施工アンカー（拡張式アンカー，アンダーカット式アンカー）

ここに， N_b ：引抜き荷重（N） $k_c = 17$ f'_c ：コンクリートの圧縮強度（ N/mm^2 ）

h_{ef} ：埋込み長さ（mm）

1.3.2 コンクリートの高温加熱とアンカーの引抜き特性の関係

(1) 先付けアンカーに関する検討

Eligehausen, Reick ら[127]は、材質の異なる（鉄鋼，ステンレス）先付けアンカーを施工した母材コンクリート（ひび割れあり，ひび割れなし）を用いて，静的持続荷重を作用させた状態で ISO 834 標準加熱曲線で加熱させた際の破壊（鋼材破断，または，付着割裂破壊）までの時間を計測している。その結果，材質が鉄鋼と比較してステンレスの荷重保持時間が長く，同保持時間では引張強度が高くなること，径が大きいほど引張強度も高くなるが，荷重保持時間が長くなると径の差は小さくなるとを報告している。

さらに，頭付きアンカーや金属系アンカーを施工したコンクリートについて，同様の試験（90 分加熱）を行った結果，コンクリートがコーン状破壊するまでの時間は図 1.54 となり，常温時のアンカーの引抜き荷重とアンカーの埋込み長さには相関関係があることを明らかにしている。そして，その関係式を式 1.44 のように示している。

$$N_{u,fire,90} = \frac{h_{ef}}{200} \cdot N_{Rk,c} \leq N_{Rk,c} \quad \dots \quad 1.44$$

ここに， $N_{u,fire,90}$ ：ISO 標準加熱に準拠した 90 分加熱時のコーン状破壊荷重（N）

$N_{Rk,c}$ ：常温時（20℃）のコンクリートのコーン状破壊荷重（N）

h_{ef} ：アンカーの埋込み長さ（mm）

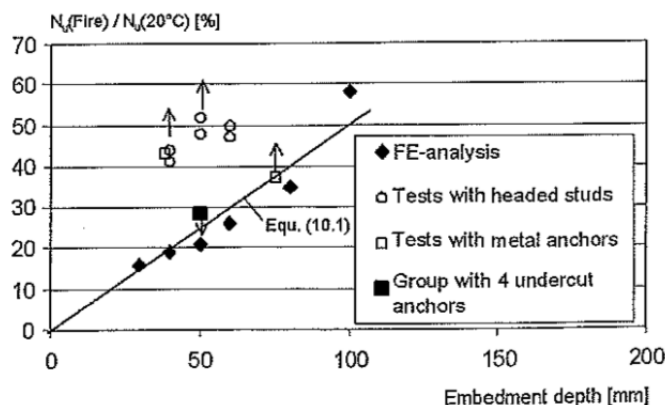


図 1.54 90 分加熱による金属系アンカーの引抜き耐力と埋込み長さの関係[127]

橋本，瀧口[128][129][130]は，M12（埋込み長さ 30mm），M16（埋込み長さ 50mm）の頭付きアンカーが施工されたコンクリートについて，加熱時の昇温速度を変化させ（0.75，10℃/min），加熱時の最高温度 500℃で加熱中および加熱冷却後の引抜き試験を行っている。その結果，昇温速度が同じ場合，埋込み長さに関係なく，引抜き荷重低下率と加熱時のコンクリート表面温度の関係はほぼ一致すること，アンカーの頭部温度が 160℃までは，昇温速度が異なる加熱環境下での引抜き荷重低下率と頭部温度の関係は一致するが，加熱温度が 160℃を超えると，昇温速度 10℃/min ではさらに低下，昇温速度 0.75℃/min では低下しないことを示している。そして，加熱温度 500℃まで加熱した後の冷却後の引抜き荷重は，常温時と比較して約 50%まで低下することも報告している。

(2) あと施工アンカーに関する検討

斎藤, 上杉ら[131][132]は, セラミック系およびレジン系の接着系アンカーを用い, 耐震壁を模擬した供試体を作製し, JIS A 1304「建築構造部分」の耐火試験方法に準じて3面加熱(60~120分)を行っている。その結果, セラミック系は打継部の最高温度 200~600℃で常温時の最大荷重の 60%程度に低下すること, レジン系は打継部の最高温度 200~300℃で常温時の 70~80%, 400~600℃で 20~40%に低下することを示している。

篠原ら[133][134][135]は, コンクリートの加熱後(70, 120, 170℃)に, セラミック系およびレジン系の接着系アンカー(D10, 13)を埋込み長さ 6d, 8d, 10d で施工し, その引抜き荷重について検討を行っている。その結果, D10 よりも D13 の引抜き荷重が高いこと, 埋込み長さが長くなると引抜き荷重も高くなるが, 高温では必ずしもそうならないこと, 加熱温度が高くなると引抜き荷重は低下するが, 埋込み長さが長くなると, 加熱温度の影響が小さくなることが示されている。

松崎ら[136]は, かぶり厚さを変化させてコンクリート中に埋め込んだエポキシ樹脂系の接着系アンカーについて, 加熱時の温度 1050℃, 加熱時間 3 時間の加熱時の温度変化の測定および自然徐冷した後に引抜き試験を行っている。その結果, アンカーの表面温度を 200℃以下に抑制するには, かぶり厚さ 100mm 以上, 100℃以下にするためにはかぶり厚さ 200mm 以上が必要であると報告している。また, 大森, 松崎[137]は, 母材であるコンクリートにひび割れを発生させた後に, ひび割れ部にエポキシ樹脂系の接着系アンカーを施工し, 異なる加熱時間におけるアンカーの引抜き荷重についても検討を行い, アンカーの埋込み長さを十分確保することで, 付着破壊よりアタッチメントの破壊を先行させることができること, そして, 荷重の大きさと耐火時間の相関関係から, 接着系アンカーも荷重を制御することにより耐火構造物の中に使用することが可能であると結論付けている。

1.3.3 本研究におけるアンカーの引抜き特性に関する検討内容

既往の研究より, アンカーの埋込み長さが比較的短い場合, アンカーの引抜き時の破壊性状はコンクリートのコーン状破壊となり, それらの検討には, ひび割れを扱う破壊力学的手法を用いるのに適している[39]。そして, コンクリートのコーン状破壊によるアンカーの引抜き荷重とコンクリートの破壊特性である破壊エネルギーには関係性があることが報告されている[124][125]。

コンクリート構造物が, 火災などにより熱の影響を最も受ける部分は, 受熱部である部材表層部である。その表層部にはアンカー施工されていることが少なくないが, コンクリートの高温加熱とアンカーの引抜き特性の関係に関する研究はほとんどない。しかも, 対象は先付けアンカーや, 接着系あと施工アンカーであり, それらと同様に多く用いられている金属系アンカーに関しては, 高温加熱に関する検討がほとんどなされていないのが現状である。

本研究では, 高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーに関して, 拡張式の芯棒打ち込み式アンカー, 拡張式のアンダーカット式アンカーの引抜き特性, また, 高温加熱後のコンクリートの破壊エネルギーとアンカーの引抜き特性の関係について考察を行った。そして, アンダーカット式アンカーについて, 高温加熱の影響を受けたコンクリートの圧縮強度, ヤング係数, 初期結合応力, 破壊エネルギーの各材料特性を考慮した FEM によるアンカーの引抜き解析を行い, 実験結果との関係から, 高温加熱の影響を受けたコンクリートの材料特性の FEM 解析への適用性について検討を行った。

1.4 本論文の構成

本研究では、加熱温度 100℃から 800℃までの高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性を明らかにすることを目的とし、コンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式および 20℃（常温時）の圧縮強度から高温加熱後の破壊エネルギーを推定するための関係式についても検討を行った。また、本研究では、高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性およびアンカーの引抜き荷重と破壊エネルギーの関係について検討を行い、本研究で示したコンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式を考慮した、FEM によるアンカーの引抜き解析を実施し、関係式の適用性に関する検討も行うこととした。

本論文は、上述の内容について取りまとめたものであり、以下の 8 章から構成されている（図 1.55）。

第 1 章は序論として、本研究の背景および目的について述べている。そして、コンクリートの破壊特性およびあと施工アンカーの引抜き特性に関する既往の研究を整理し、本研究における検討項目について示している。

第 2 章は、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす強度および養生の影響について述べている。ここでは、3 種類の強度のコンクリートについて、加熱時の最高温度保持時間を 1 時間とした破壊靱性試験により、コンクリート強度、養生方法、養生期間の影響に関する検討を行っている。

第 3 章は、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材の影響について述べている。ここでは、同一水セメント比のモルタルおよびコンクリートについて、加熱時の最高温度保持時間を 1、12 時間とした破壊靱性試験により、粗骨材有無の影響に関する検討を行っている。

第 4 章は、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす加熱時間の影響について述べている。ここでは、第 3 章と同一のコンクリートを用い、加熱時の最高温度保持時間を 1 時間から 168 時間と変化した破壊靱性試験により、加熱時間の影響に関する検討を行っている。

第 5 章は、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響について述べている。ここでは、粗骨材種類が異なる 4 種類のコンクリート、そして、粗骨材が混入されていないモルタルを用い、加熱時の最高温度保持時間を 168 時間とした破壊靱性試験により、粗骨材種類の影響に関する検討を行っている。

第 6 章は、高温加熱の影響を受けたコンクリートの材料特性の定式化について述べている。ここでは、第 2 章から第 5 章、第 7 章で得られた高温加熱の影響を受けたコンクリートの試験結果を基に、解析時にコンクリートの構成則となる圧縮強度、ヤング係数、引張強度（初期結合応力）および破壊エネルギーの定式化および高温加熱の影響を受けたコンクリートの圧縮強度と破壊エネルギーの関係式を示している。

第 7 章は、高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性について述べている。ここでは、金属系アンカーに関して、拡張式の芯棒打ち込み式アンカー、拡張式のアンダーカット式アンカーが埋め込まれたコンクリート供試体について、加熱時の最高温度保持時間 1 時間で加熱を行った後に、アンカーの引抜き試験を行ない、アンカーの引抜き特性に及ぼす高温加熱の影響、そして、高温加熱後のコンクリートの破壊エネルギーとアンカーの引抜き特性の関係について検討を行っている。また、本研究で示したコンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式を考慮した、FEM によるアンカーの引抜き解析を実施し、実験結果との関係から関係式の適用性を検討した。

第 8 章は結論として、第 2 章から第 7 章で得られた知見をまとめている。

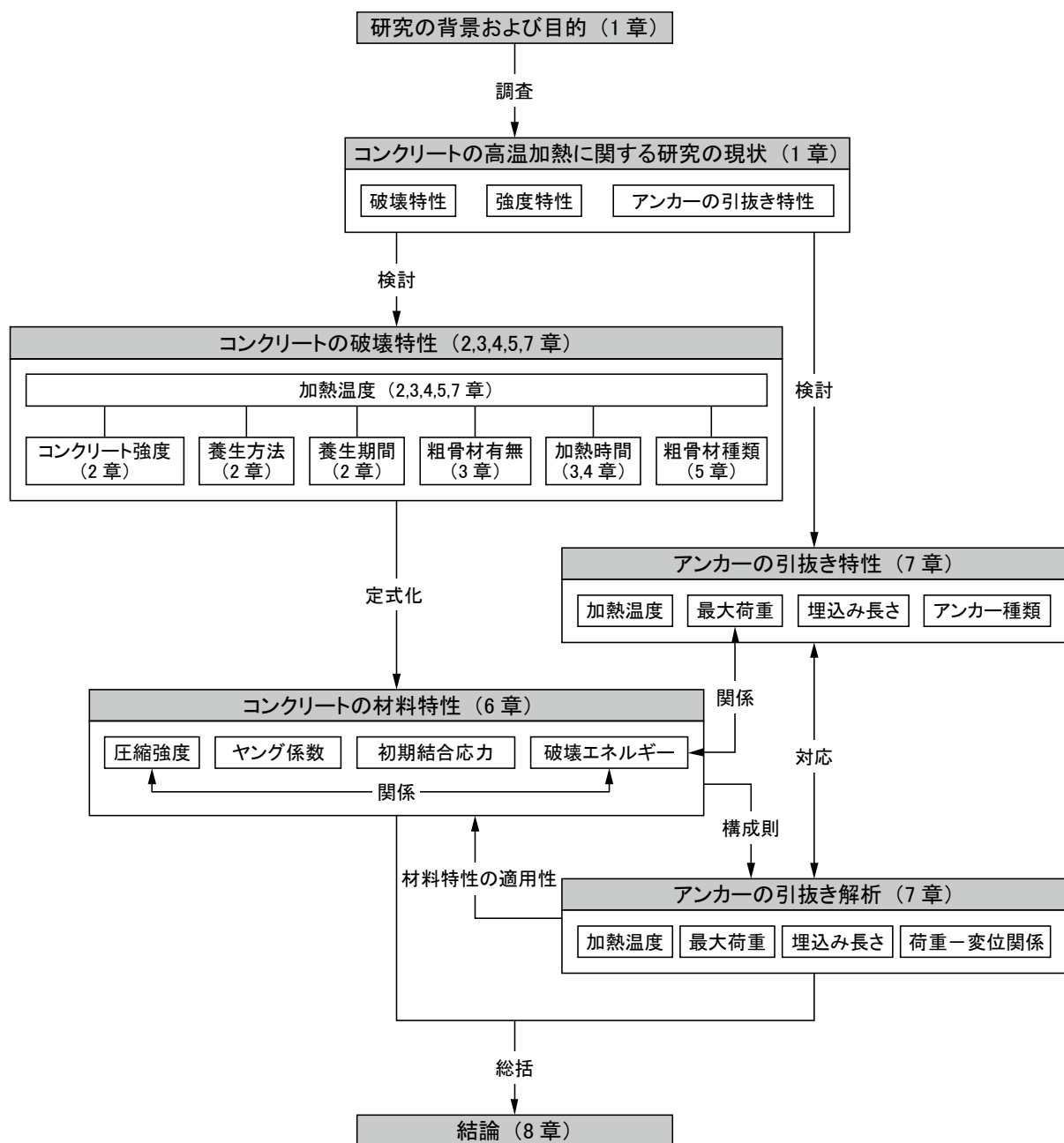


図 1.55 本論文の構成と各章との関係

2 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼすコンクリート強度および養生の影響

2.1 はじめに

本章では、コンクリート強度、養生（養生方法および養生期間）が異なるコンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 500, 800℃に加熱時間 1 時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼすコンクリート強度および養生の影響について検討を行った。

2.2 実験概要

2.2.1 供試体概要

表 2.1 に使用材料、表 2.2 に調合、表 2.3 に実験の要因と水準を示す。供試体はコンクリートとし、材齢 4 週における 20℃水中養生時の目標圧縮強度（呼び強度）が 18, 27, 36N/mm²（以下、 σ 18, σ 27, σ 36）の 3 水準とした。

コンクリートは、レディーミクストコンクリート工場（神奈川県相模原市）の 2 軸強制練りミキサ（公称容量 1.7m³）を用いて製造されたもの（目標スランプ 18cm, 目標空気量 4.5%）を用いた。なお、製造から打込みまでの時間は約 15 分であった。

供試体は各試験条件につき、破壊特性を評価するためのくさび割裂試験用供試体（100×100×120mm）3 体、圧縮強度およびヤング係数測定用供試体（ ϕ 100×200mm）3 体、質量変化測定用供試体（ ϕ 100×200mm）1 体とした。また、一部の試験条件で反射電子像観察のために、コンクリートを 5mm ふるいでウェットスクリーニングしたモルタル供試体（ ϕ 50×100mm）1 体を作製した。

供試体は打込み後 2 日で脱型し、材齢 4 週まで 20℃水中養生（以下、4 週水中養生）、材齢 26 週まで 20℃水中養生（以下、26 週水中養生）、材齢 13 週まで 20℃水中養生後に材齢 26 週まで温度 20℃、湿度 60%R.H.で気中養生（以下、26 週気中養生）の 3 水準とした。表 2.4 にフレッシュ性状および各材齢での強度試験結果を示す。圧縮強度は、材齢 4 週における 20℃水中養生時の目標圧縮強度に対して、それぞれ 3～4N/mm²程度高い値であった。

表 2.1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.16g/cm ³
細骨材	砂岩砕砂	S1	表乾密度 2.63g/cm ³ , 粗粒率 3.00
	砂岩砕砂	S2	表乾密度 2.63g/cm ³ , 粗粒率 3.00
	陸砂	S3	表乾密度 2.56g/cm ³ , 粗粒率 1.80
粗骨材	砂岩碎石	G1	表乾密度 2.66g/cm ³ , 実積率 60.0%
	砂岩碎石	G2	表乾密度 2.66g/cm ³ , 実積率 60.0%
混和剤	AE 減水剤	Ad1	リグニンスルホン酸塩, オキシカルボン酸塩とポリカルボン酸系化合物
	高性能 AE 減水剤	Ad2	ポリカルボン酸系化合物

表 2.2 調合 (単位 : kg/m³)

供試体	G _{max} (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	W	C	S1	S2	S3	G1	G2	Ad1	Ad2
σ 18	20	18	4.5	69.6	51.2	183	263	368	323	230	447	447	2.63	—
σ 27	20	18	4.5	57.2	50.1	173	303	359	314	225	455	455	—	2.73
σ 36	20	18	4.5	48.3	48.7	173	359	339	297	212	456	456	—	3.23

表 2.3 実験の要因と水準

要因	水準
コンクリート強度 (N/mm ²)	18, 27, 36
養生	4 週水中, 26 週水中, 26 週気中
加熱温度 (°C)	100, 200, 300, 500, 800

表 2.4 フレッシュ性状および各材齢での強度試験結果

供試体	スランプ (cm)	空気量 (%)	圧縮強度 (N/mm ²)				ヤング係数 (kN/mm ²)			
			4 週 水中	13 週 水中	26 週 水中	26 週 気中	4 週 水中	13 週 水中	26 週 水中	26 週 気中
σ 18	17.0	5.8	22.1	24.7	25.2	28.5	22.0	24.4	24.5	21.0
σ 27	19.0	4.5	31.4	34.3	33.7	38.9	25.2	27.1	28.2	24.4
σ 36	20.0	5.8	39.0	44.6	44.7	49.1	27.3	29.6	30.3	27.7

2.2.2 試験方法

(1) 加熱方法

図 2.1 に炉内での加熱履歴を示す。加熱時の炉内最高温度 (加熱温度) は 100, 200, 300, 500, 800°C とし、比較用として加熱なし (20°C) についても試験を行った。加熱時の最高温度保持時間 (加熱時間) は 1 時間とした。加熱にはプログラム調整器付きマッフル炉 (炉内寸法 W310×D610×H310mm, 左右 2 面加熱) 2 機を用いた。供試体は、炉内での均一加熱を行なうために、左右のヒーターからの距離が同一になるよう炉内中央に設置した。炉内の昇温は、表面および中心部に K 型熱電対を設置した φ100×200mm コンクリート供試体を用いた昇温試験により、表面と中心部との温度差が小さくなるように 0.5°C/min とした[138]。炉内温度が目標温度に達した後は、その温度を 1 時間保持した後に加熱を終了し、供試体温度が外気温度と同程度になるまで炉内で自然徐冷した。

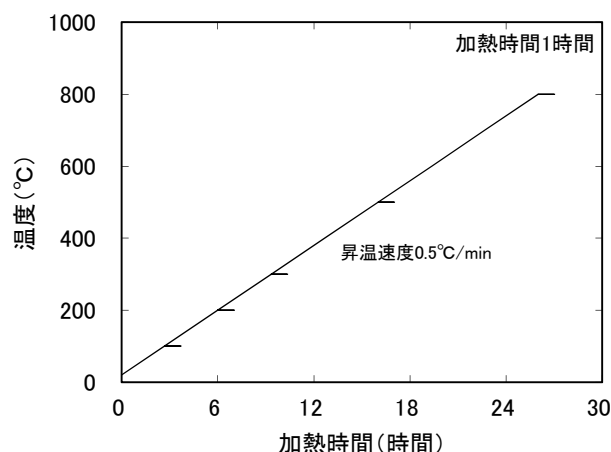


図 2.1 加熱履歴

(2) 反射電子像観察方法

走査型電子顕微鏡（以下、SEM）は、入射した電子が試料に当たって放出される電子を読み取ることで試料表面の観察や分析ができ、取得された反射電子像（以下、BEI）は、輝度（グレーレベル）で表示されるヒストグラムで表現することが可能である。このヒストグラムは、試料に電子ビームが照射されて発生する反射電子がそれぞれの原子番号効果を持っており、重元素ほど明るく表示される。

BEI の観察は、加熱を終えた $\phi 50 \times 100 \text{ mm}$ 供試体の中心部を用いて行なうこととした。加熱を終えた供試体中心部から 20mm 角の試験片を切り出し、アセトン浸漬で水和を停止させ、塩化リチウム飽和溶液を用いて湿度 11% R.H. に調湿を行なった窒素ガス環境下で乾燥させた。乾燥を終えた試験片は、エポキシ樹脂に含浸させ、硬化後に丁寧に研磨を行ない、観察面にカーボン蒸着したものを試料とした。なお、SEM には日本電子社製、BEI にはオクスフォード社製の装置を用いた。

観察時の装置の設定は、加速電圧 15kV、観察倍率 250 倍である。1 枚の画像は、 960×1280 ピクセルからなり、観察視野は約 $344 \times 480 \mu \text{ m}$ である。なお、撮影を始める前にカーボンとアルミを用いて基準値を合わせ、コントラストとブライトネスを設定し、BEI 情報が毎回一定となるようにした。

(3) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は JIS A 1108 に準じて行なった。また、同時にコンプレッソメータを用いてヤング係数を測定した（JIS A 1149）。

(4) 破壊靱性試験方法

破壊靱性試験はくさび割裂試験（1.2.3(1)）によった。試験には、クローズドループシステム型（閉回路機構）のサーボ・コントロール式油圧試験機（MTS 社製）を用い、切欠き端部の開口変位の変位速度を 0.02mm/min に設定して試験を行った。

(5) 破壊特性の評価方法

引張軟化曲線の推定方法は、多直線近似法（1.2.3(3)）により逆解析して求めた。破壊力学パラメータは、初期結合応力および破壊エネルギー（1.2.3(2)）によった。

2.3 実験結果および考察

2.3.1 加熱による微細ひび割れ発生状況

写真 2.1 に $\sigma 27$ の加熱後における反射電子像（26 週水中養生）を示す。20℃では特にひび割れは観察されないが、加熱にともなってペーストと骨材の界面に隙間が生じ、ペースト中に微細なひび割れが発生している。そして、加熱温度の上昇にともない隙間および微細ひび割れが増加し、加熱温度 800℃では、ひび割れ幅も大きくなっている。セメント水和物は加熱されると、加熱温度 300℃程度までは主に自由水や毛管水の逸散、C-S-H などの熱分解による結合水の脱水によって体積が減少する。

また、加熱温度 450～500℃では水酸化カルシウム熱分解による結合水の脱水によって体積が減少する[4]。これらの影響により、加熱温度の上昇とともにペーストと骨材の界面に隙間が生じ、ペースト中にひび割れが発生する。また、加熱によってセメントペーストは収縮し、骨材は膨張するため、両者の界面からペースト中にひび割れが発生していることも考えられる。

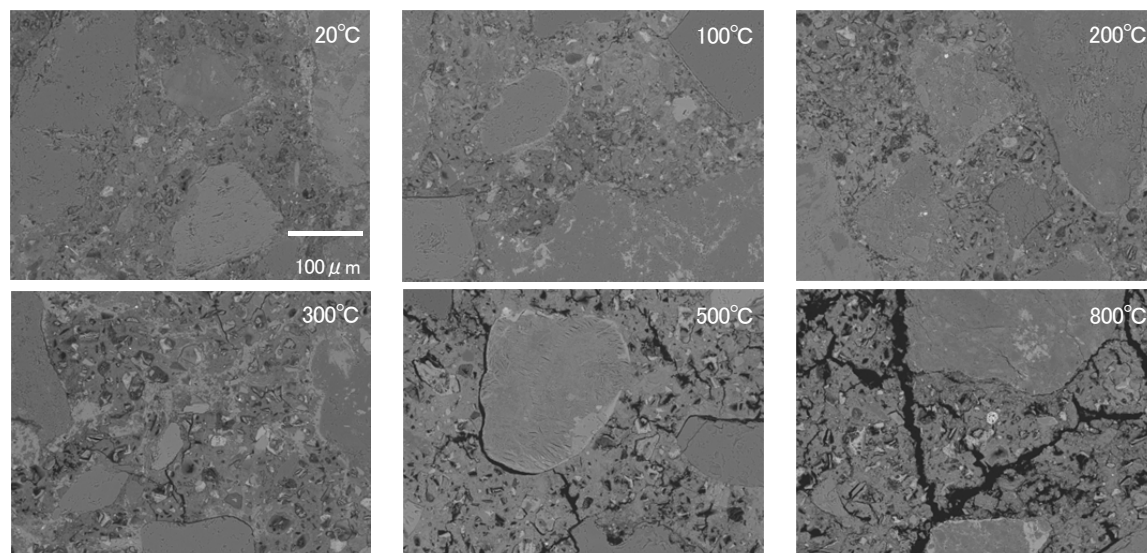


写真 2.1 $\sigma 27$ の加熱後における反射電子像（26 週水中養生）

2.3.2 質量変化

図 2.2 に質量変化率と加熱温度の関係を示す。なお、26 週気中養生は、気中養生開始時からの質量変化率もあわせて示す。4 週および 26 週水中養生は、加熱温度の上昇とともに質量は減少し、単位水量が大きい $\sigma 18$ が、 $\sigma 27$ および $\sigma 36$ と比較して大きい。なお、養生期間の違いによる影響はみられない。26 週気中養生も、加熱温度の上昇とともに質量減少が大きくなるが、加熱前後では水中養生と比較して小さい。これは、気中養生中の乾燥による自由水の逸散が影響しており、気中養生開始時からの質量変化では、水中養生と同じ傾向となっている。なお、コンクリート強度、養生に関係なく加熱温度 200℃までの質量変化が大きい、これは、自由水や毛管水の逸散によるものと考えられる。

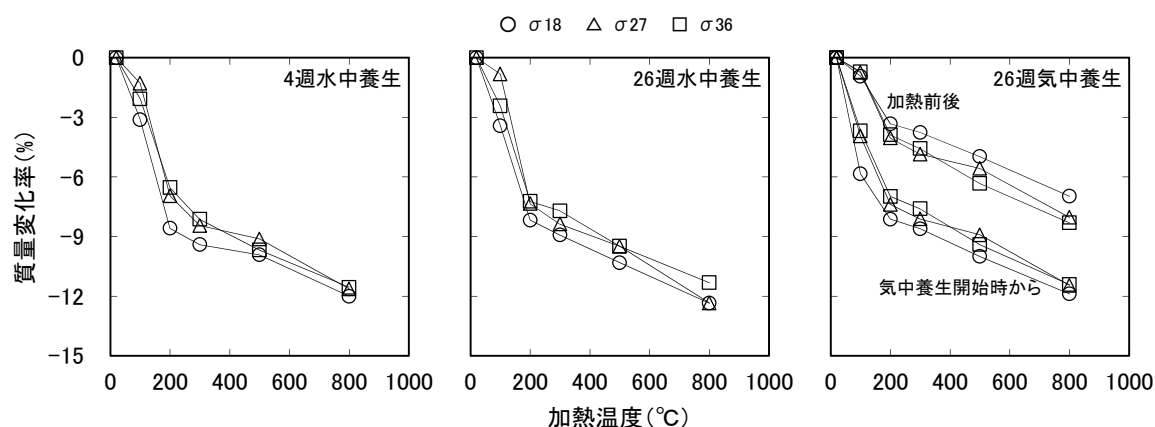


図 2.2 質量変化率と加熱温度の関係

2.3.3 力学特性

(1) 圧縮強度

図 2.3 に圧縮強度と加熱温度の関係、図 2.4 に 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱温度の関係を示す。4 週水中養生および 26 週水中養生は、加熱温度 100℃で傾向が異なるが、20℃と比較して加熱温度 200℃で圧縮強度が増加している。そして、加熱温度 200℃以上では加熱温度の上昇とともにコンクリート強度に関係なく、圧縮強度は同程度の割合で低下する傾向にある。加熱温度 200℃までは加熱にともなう未水和セメントの水和促進および供試体表層側の乾燥収縮による内部の拘束[139][140]により圧縮強度が増加し、加熱温度 200℃以上では C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水によるセメント水和物の収縮、消失により微細ひび割れなどが発生し、圧縮強度が低下していると考えられる。なお、加熱温度 200℃までは、4 週水中養生と比較して 26 週水中養生の圧縮強度が高い。

26 週気中養生の圧縮強度は、26 週水中養生と比較して 20℃が高く、加熱温度 100℃で 26 週水中養生と同程度になり、加熱温度 200℃で増加、その後は加熱温度の上昇とともに圧縮強度が低下し、その低下は水中養生と同様に、コンクリート強度に関係なく同程度の割合となる傾向にある。26 週気中養生の 20℃における圧縮強度が高いのは、13 週水中養生と 26 週水中養生の圧縮強度がほぼ同じであることから（表 2.4）、供試体表層側の乾燥収縮による内部の拘束によるものと考えられる。また、加熱温度 200℃程度まで圧縮強度が増加するのは、加熱にともなう未水和セメントの水和促進および供試体表層側の乾燥収縮による内部の拘束、加熱温度 200℃以上で圧縮強度が低下するのは、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水によるセメント水和物の収縮、消失により微細ひび割れなどが発生し、低下していると考えられる。

(2) ヤング係数

図 2.5 にヤング係数と加熱温度の関係、図 2.6 に 20℃に対するヤング係数残存比と加熱温度の関係を示す。ヤング係数は、コンクリート強度や養生に関係なく加熱温度の上昇とともに低下している。これは、加熱にともなう自由水や毛管水の逸散、C-S-H や水酸化カルシウムなどの熱分解にともなう結合水の脱水によるセメント水和物の収縮、消失により生じたセメント水和物と骨材界面の隙間や微細ひび割れが圧縮載荷時に閉じていき、そのひずみが弾性ひずみとして現れていると考えられる[141]。

水中養生では、4 週水中養生と比較して、養生期間の長い 26 週水中養生のヤング係数が加熱温度 200℃まで高くなっている。そして、気中養生と水中養生を比較すると、26 週気中養生のヤング係数が、26 週水中養生と比較して加熱温度 200℃程度まで低い。これは、気中養生中に自由水や毛管水の逸散により生じた界面間の隙間が圧縮載荷時に閉じていると考えられる。

なお、加熱温度 200℃以上でコンクリート強度、材齢、養生に関係なく加熱温度の上昇とともにヤング係数が同程度に低下している。これは、加熱温度 100℃以上では、乾燥により生じる水和物と骨材間の隙間よりも、加熱にともなう自由水や毛管水の逸散、各水和物の熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失により生じた界面間の隙間が圧縮載荷時に閉じていると考えられる。

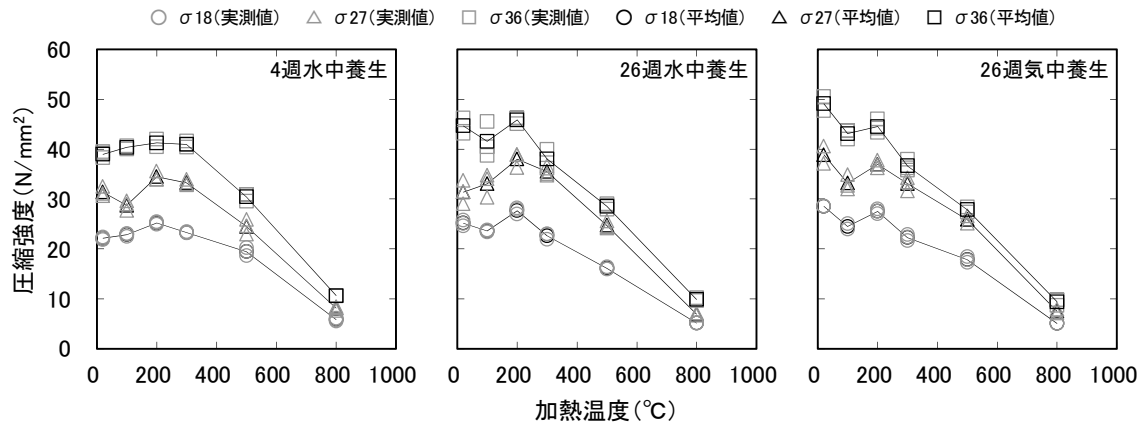


図 2.3 圧縮強度と加熱温度の関係

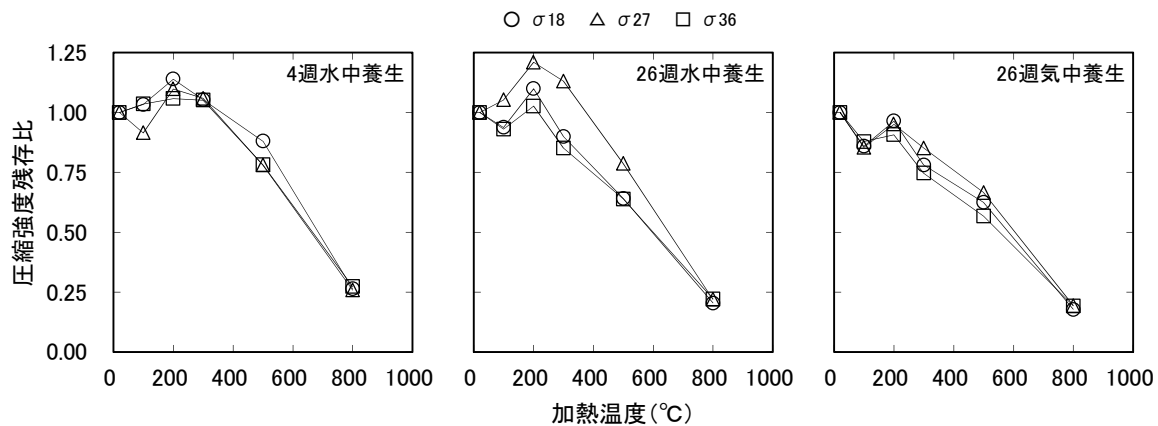


図 2.4 圧縮強度残存比と加熱温度の関係

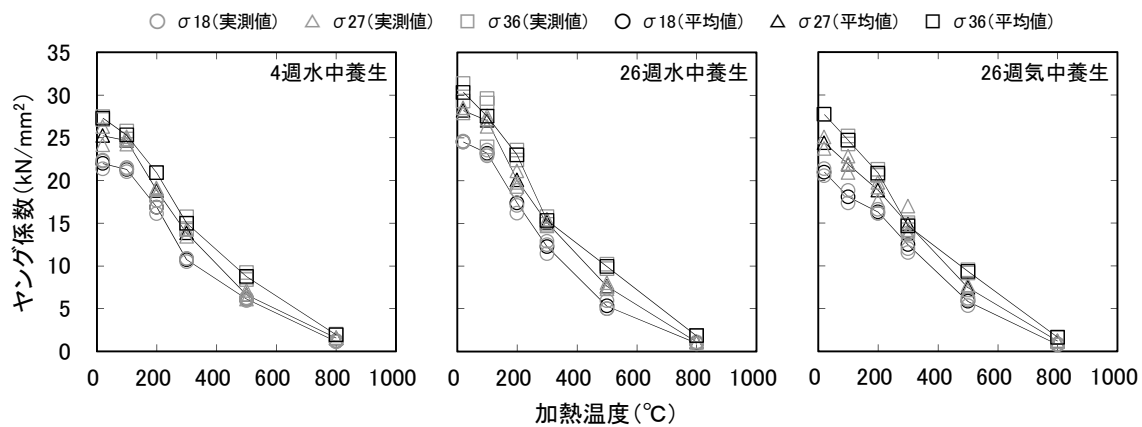


図 2.5 ヤング係数と加熱温度の関係

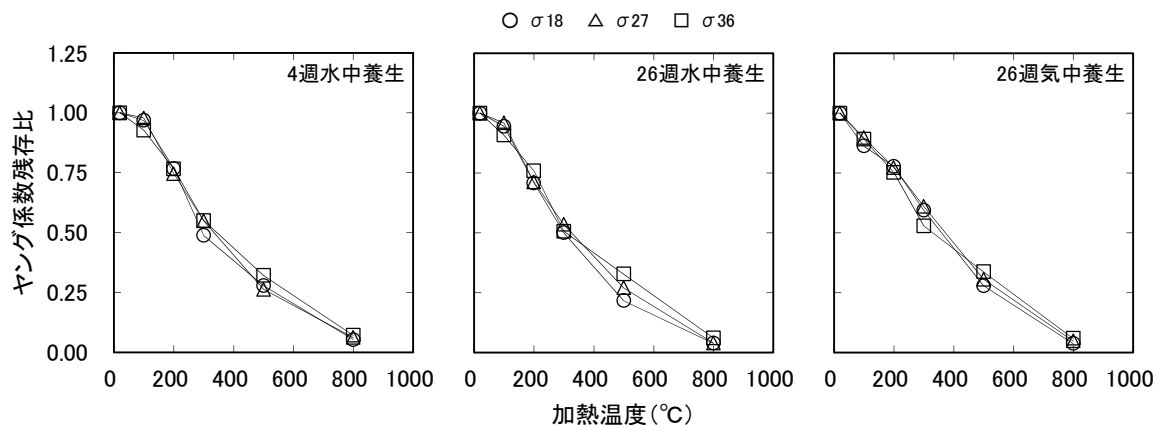


図 2.6 ヤング係数残存比と加熱温度の関係

2.3.4 破壊靱性試験による破壊進展状況

写真 2.2 に $\sigma 27$ の破壊靱性試験後の供試体（26 週水中養生）を示す。加熱温度 200°C までは破壊が直線的に進展しているが、加熱温度 300°C 以上では破壊が蛇行するように進展し、加熱温度 $500, 800^{\circ}\text{C}$ では破壊が枝分かれする傾向がみられた。また、破面には、加熱温度 200°C までは骨材が多くみられるが、加熱温度 300°C 以上では骨材があまりみられない。破壊靱性試験による破壊は、加熱温度 200°C 程度までは、ほぼ直線的に進展するが、加熱温度が高くなると加熱によりコンクリート内部に発生した欠陥を介して破壊が進展すると考えられる。なお、加熱温度の上昇とともに、破壊靱性試験後の破面からは粗骨材がみられなくなることから、加熱によりセメント水和物が脆弱化し、加熱温度が高くなると破壊が主にセメント水和物内で進行していると考えられる。

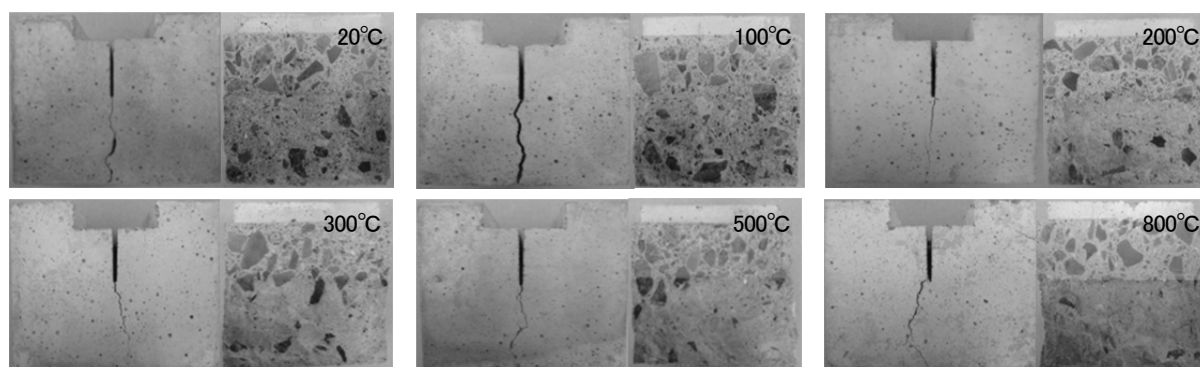


写真 2.2 $\sigma 27$ の破壊靱性試験後の供試体のひび割れ状況（26 週水中養生）
（左側：ひび割れ面・右側：破面）

2.3.5 荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線

図 2.7～図 2.12 に荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線を示す。なお、図に示す荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線は、同一条件での代表的な試験結果である。

荷重－開口変位曲線の最大荷重は、4 週水中養生と 26 週水中養生は加熱温度 200°C で最大となり、加熱温度 300°C で若干低下し、 $500, 800^{\circ}\text{C}$ で急激に低下している。26 週気中養生は、 20°C の最大荷重が最も高く、加熱温度上昇とともに低下し、加熱温度 300°C 以上では水中養生と同様の傾向となっている。また、グラフ形状は、コンクリート強度、材齢、養生に関係なく、加熱温度が低い場合は、荷重増加時の傾きが大きく直線的であり、最大荷重以降の低下も急勾配となっている。しかし、加熱温度の上昇とともに、次第に荷重増加時の傾きが小さく、最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなっている。加熱温度が低いときは破壊進行領域に加熱による微細ひび割れなどの欠陥が少なく、载荷によるひび割れが直線的に進展するために、破壊が脆性的となるが、加熱温度の上昇とともに破壊進行領域に微細ひび割れなどの欠陥が多数存在するために、ひび割れがそれらの欠陥を介して進展し、破壊が脆性的とはならず、荷重低下も緩やかになると考えられる。

引張軟化曲線は、コンクリート強度、材齢、養生に関係なく、開口変位の増加とともに結合応力が低下するが、その低下は加熱温度の上昇とともに緩やかになっている。これは、加熱温度の上昇とともに、破壊の進展が蛇行するためであると考えられる。

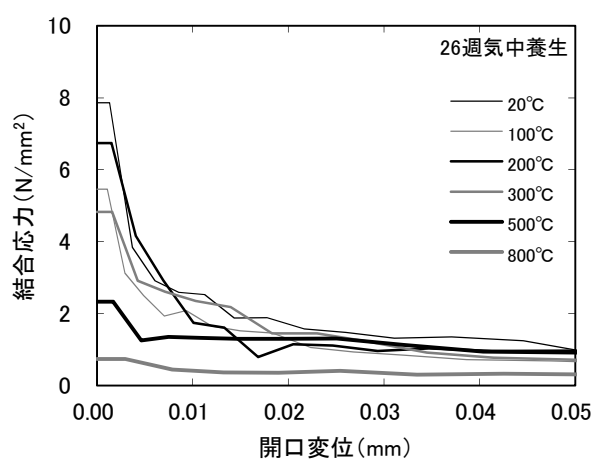
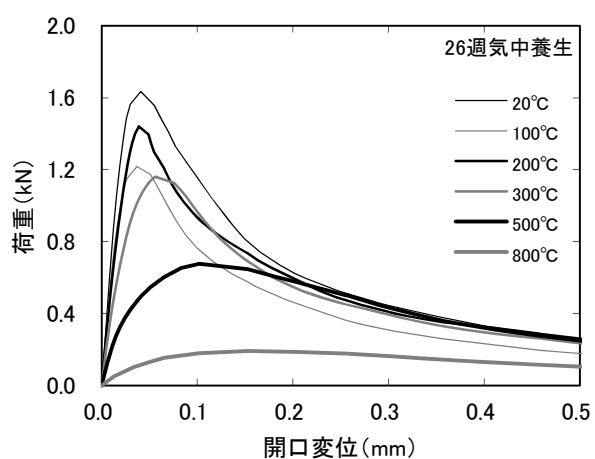
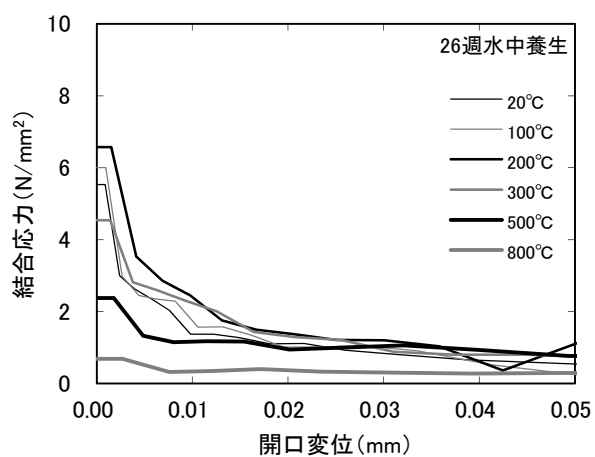
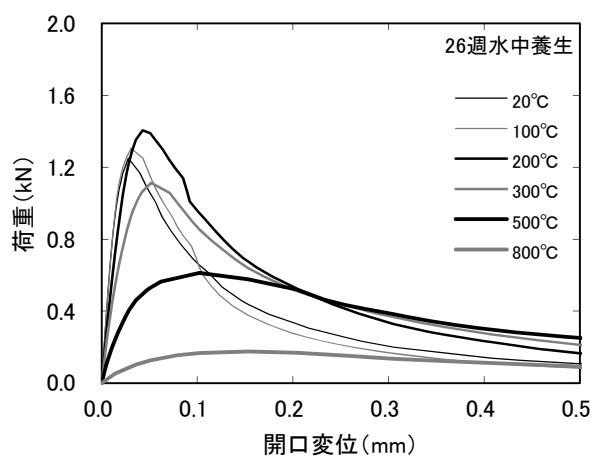
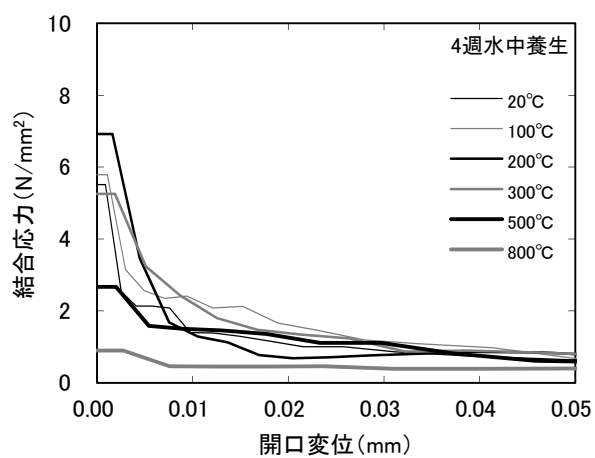
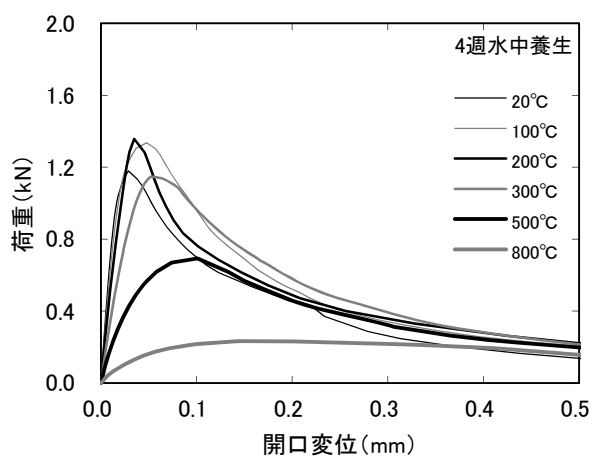


図 2.7 荷重－開口変位曲線 ($\sigma 18$)

図 2.8 引張軟化曲線 ($\sigma 18$)

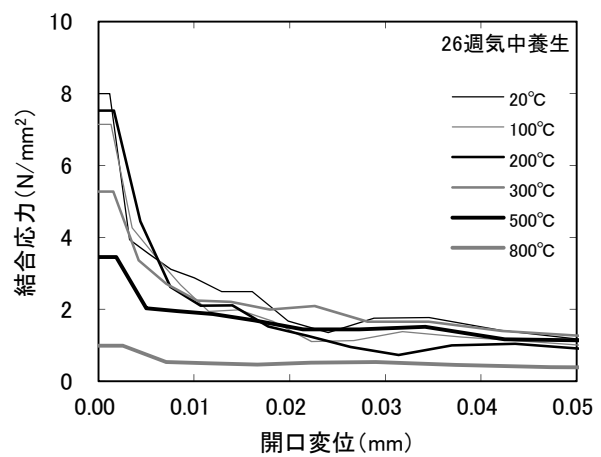
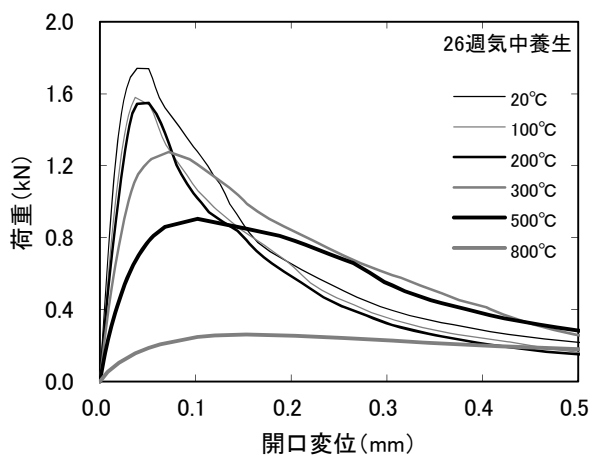
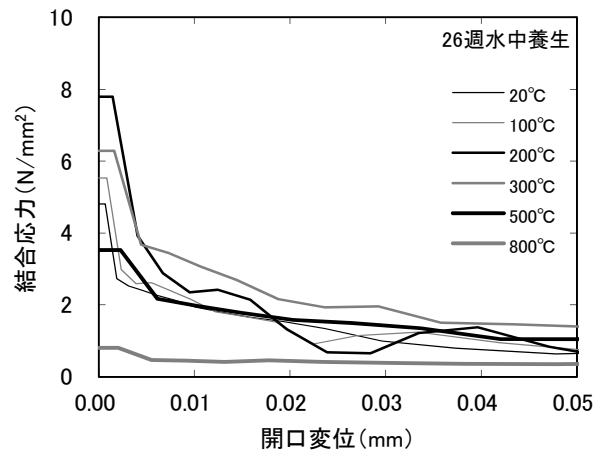
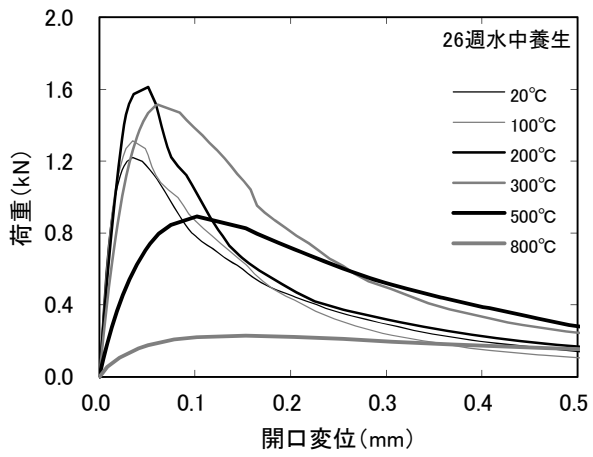
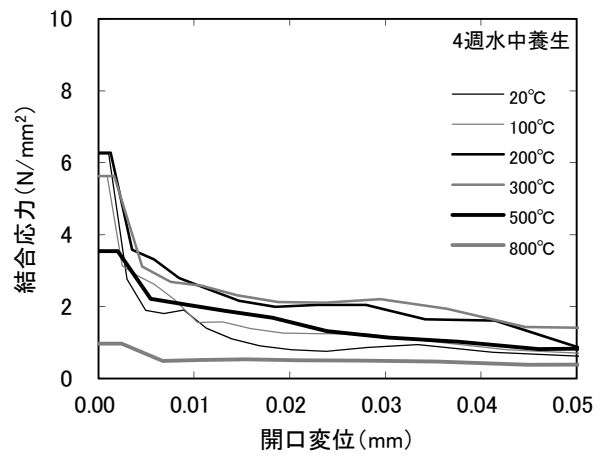
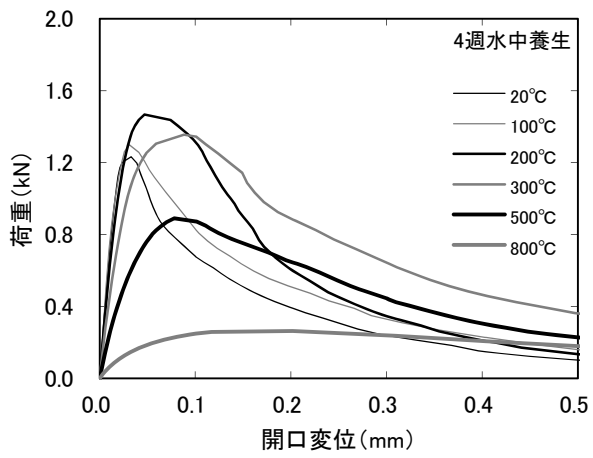


図 2.9 荷重－開口変位曲線 (σ_{27})

図 2.10 引張軟化曲線 (σ_{27})

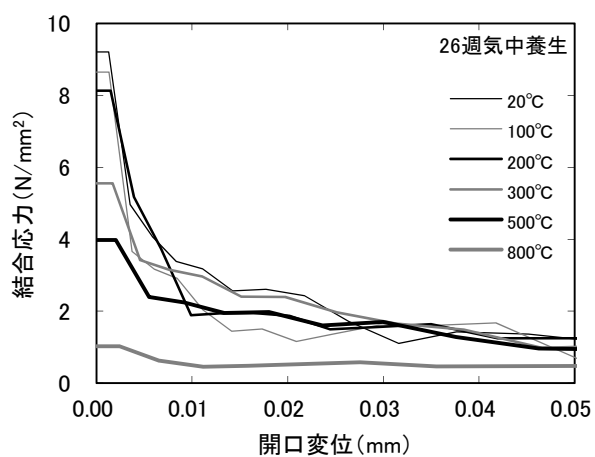
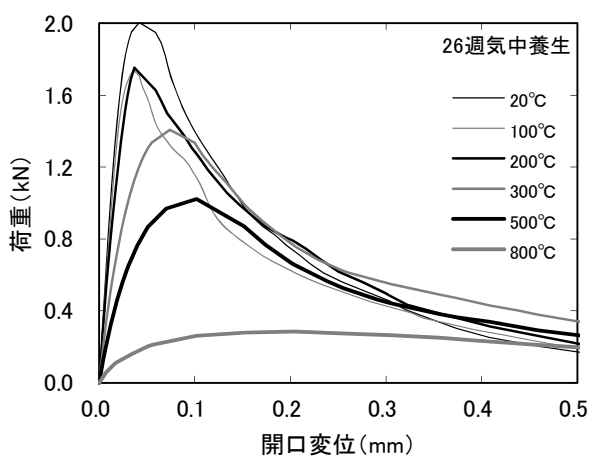
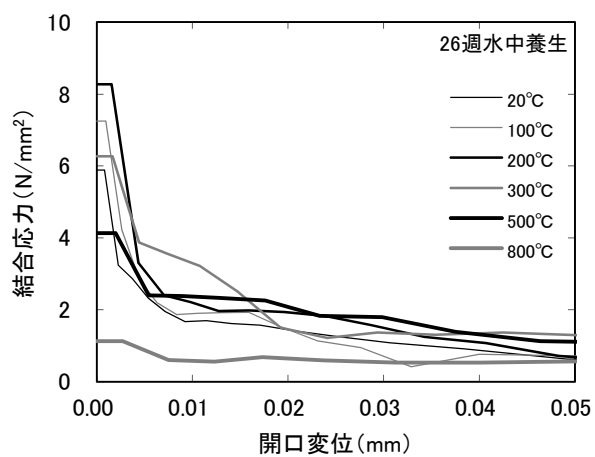
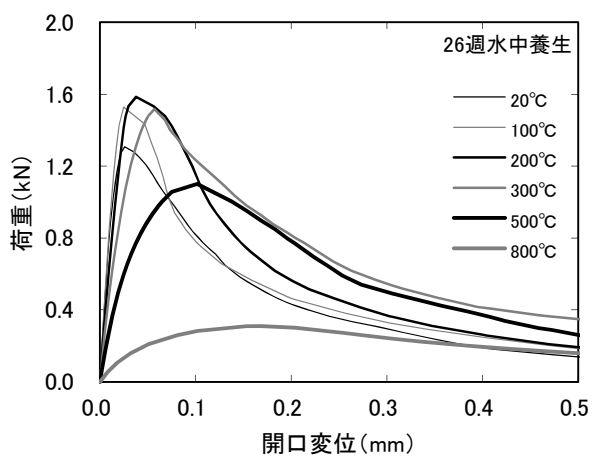
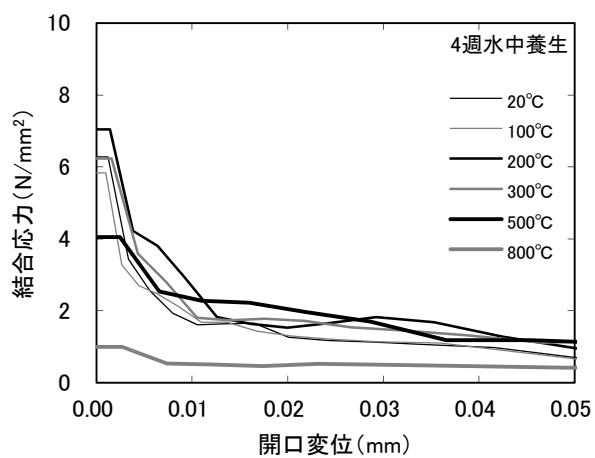
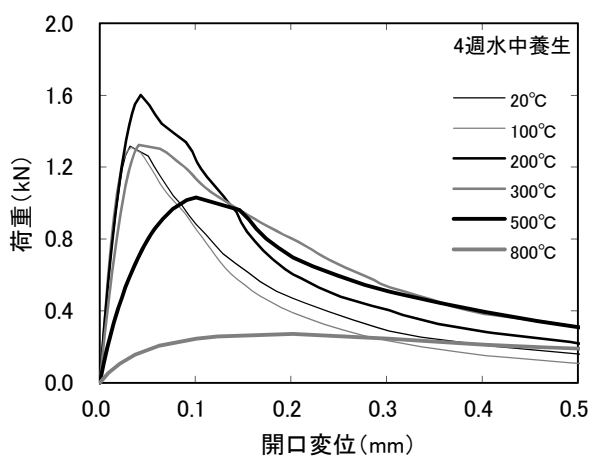


図 2.11 荷重—開口変位曲線 (σ_{36})

図 2.12 引張軟化曲線 (σ_{36})

2.3.6 破壊特性

(1) 初期結合応力

図 2.13 に初期結合応力と加熱温度の関係、図 2.14 に 20℃に対する初期結合応力残存比と加熱温度の関係を示す。4 週水中養生および 26 週水中養生の初期結合応力は、加熱温度 200℃で最大となっており、26 週気中養生は 20℃が最も高く、26 週水中養生と比較して 2.0～3.5N/mm²程度高い。そして、加熱温度 100℃で低下した後 200℃で増加している。なお、加熱温度 200℃以上では、コンクリート強度、材齢、養生に関係なく、初期結合応力は同程度の割合で低下している。

セメント水和物は加熱されると、加熱温度 300℃程度までは主に自由水や毛管水の逸散、C-S-H などの熱分解による結合水の脱水によって、加熱温度 450～500℃では水酸化カルシウムの熱分解による結合水の脱水によって体積が減少するため[4]、加熱温度の上昇とともにセメント水和物と骨材の界面に隙間が生じ、セメント水和物中にひび割れが発生する。また、加熱によってセメント水和物は収縮し、骨材は膨張するために、両者の界面からセメント水和物中に微細にひび割れが発生していると考えられる。しかし、その一方では、加熱によって未水和セメントの水和促進によりペーストの強度が増加し、初期結合応力が増加する反応も起こる。また、自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮する際に圧縮応力が発生していると思われる。そのため、一定量の水分が逸散されるまでは、初期結合応力も増加すると考えられる。

写真 2.1 より、加熱時間 1 時間の場合、加熱温度 200℃程度で骨材とセメント水和物の界面に隙間が発生しているのが確認できる。しかし、骨材とセメント水和物の界面から微細ひび割れがセメント水和物内に進展している様子はみられない。加熱温度 200℃程度までは、初期結合応力の低下への影響はほとんどないと考えられる。加熱温度 200℃まで初期結合応力が高くなるのは、加熱による未水和セメントの水和促進や、自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮する際に圧縮応力が発生していると思われる。そして、加熱温度 200℃以上では C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失による微細ひび割れなどの影響が大きくなり、初期結合応力が低下していると考えられる。なお、気中養生で 20℃の初期結合応力が高くなっているのは、気中養生中の乾燥による自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮する際に圧縮応力が発生していることが影響していると思われる。

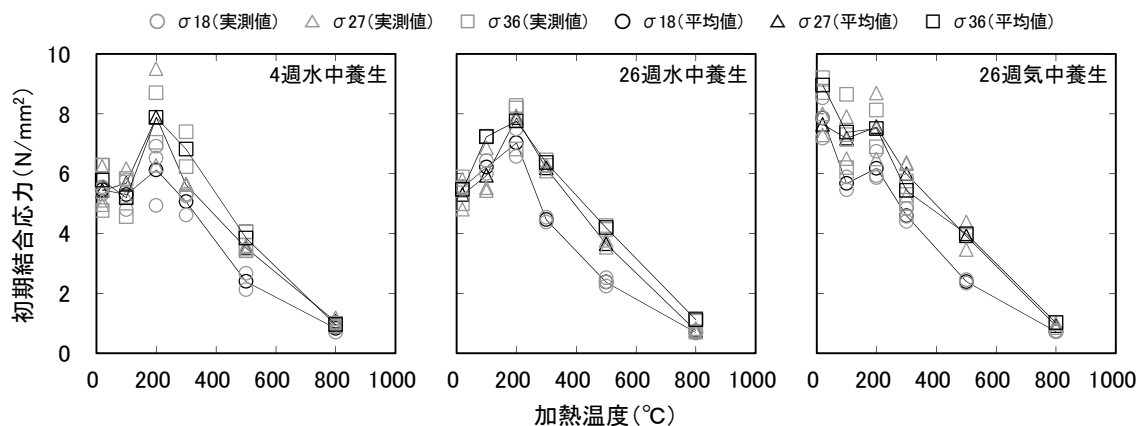


図 2.13 初期結合応力と加熱温度の関係

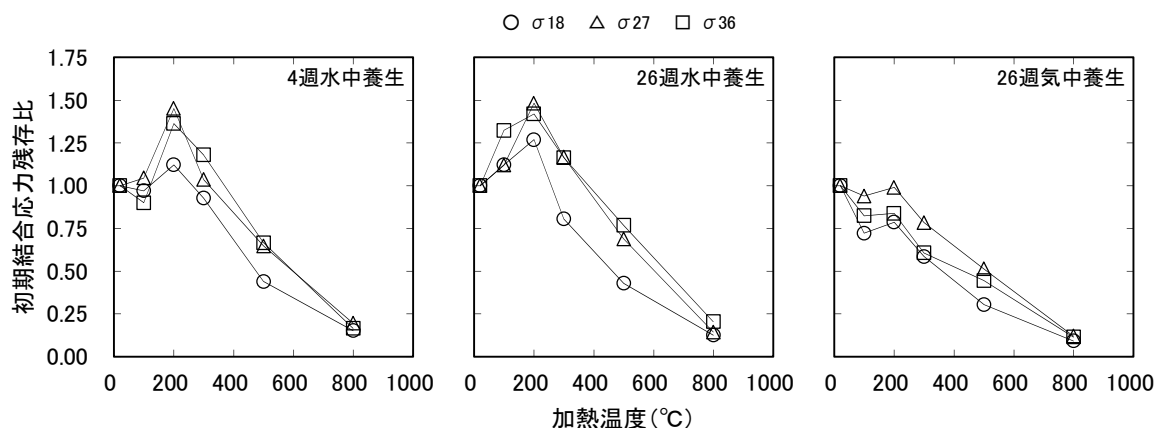


図 2.14 初期結合応力残存比と加熱温度の関係

(2) 破壊エネルギー

図 2.15 に破壊エネルギーと加熱温度の関係、図 2.16 に 20℃に対する破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係を示す。破壊エネルギーは、4 週水中養生は加熱温度 300℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下している。また、26 週水中養生は加熱温度 100℃で若干低下するものもあるが、4 週水中養生と同様に加熱温度 300℃まで増加している。そして、その後は加熱温度の上昇とともに低下している。なお、材齢の影響はほとんどみられない。26 週気中養生は、20℃の破壊エネルギーが高く、26 週水中養生と比較して 40～80N/m 高い。そして、加熱温度 100℃で低下した後は 300℃まで増加し、500, 800℃では水中養生と同様に低下している。

破壊エネルギーは引張軟化曲線で囲まれた面積であるが、初期結合応力が大きい場合、そして、開口変位の増加にともなう結合応力の低下が緩やかな場合に大きくなる。開口変位の増加にともなう結合応力の低下が緩やかになる要因としては、加熱による微細ひび割れの発生が影響していると考えられる。コンクリートの破壊が進展する際には、ひび割れ先端に破壊進行領域が形成される。その部分に欠陥が存在しなければ、破壊は骨材の影響を受けるものの、ほぼ直線的に進展していく。しかし、破壊進行領域に微細ひび割れなどの欠陥が存在する場合、破壊は欠陥を介して進展しようとするために蛇行する。また、加熱により微細ひび割れが多く存在すると、破壊進行領域が拡大し、载荷によるひび割れが枝分かれするように進展するため、破壊進展時のひび割れが増加して破壊に要するエネルギーが大きくなると考えられる。

水中養生を行なった 4 週水中養生および 26 週水中養生では、加熱温度 300℃の初期結合応力は 20℃と同程度となっている。また、26 週気中養生も 20℃の破壊エネルギーが水中養生と比較して大きく、加熱後は水中養生と同程度の値となっている。また、写真 2.2 に示すように、20℃と比較して加熱の影響を受けたコンクリートの破壊は、加熱温度の上昇とともに蛇行しながら進展し、破面の凹凸も大きくなることから、破壊進展に要するエネルギーが加熱温度 300℃程度までは大きくなると考えられる。なお、破壊エネルギーが最大となった後は、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失による微細ひび割れなどの発生の影響が大きくなり、破壊進行領域が拡大するものの、結合応力の低下が大きくなるために、破壊エネルギーも低下すると考えられる。

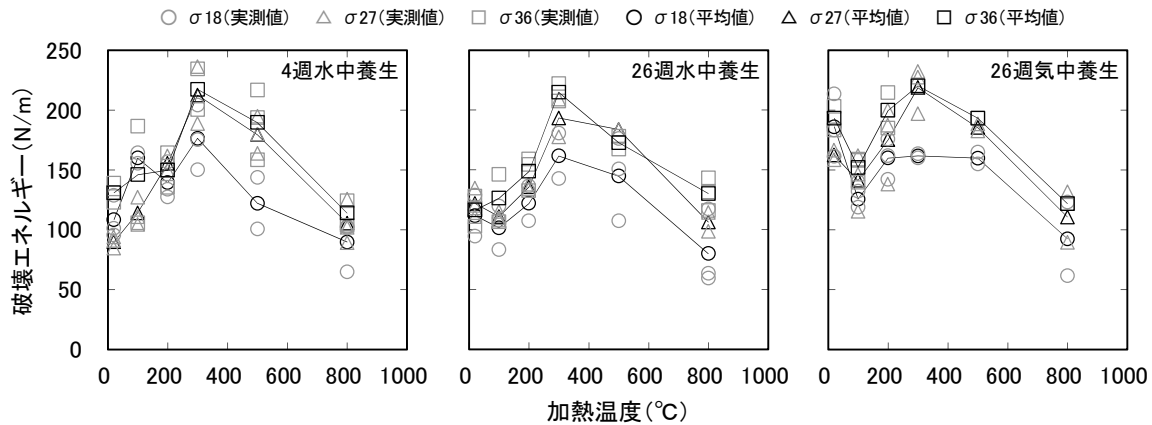


図 2.15 破壊エネルギーと加熱温度の関係

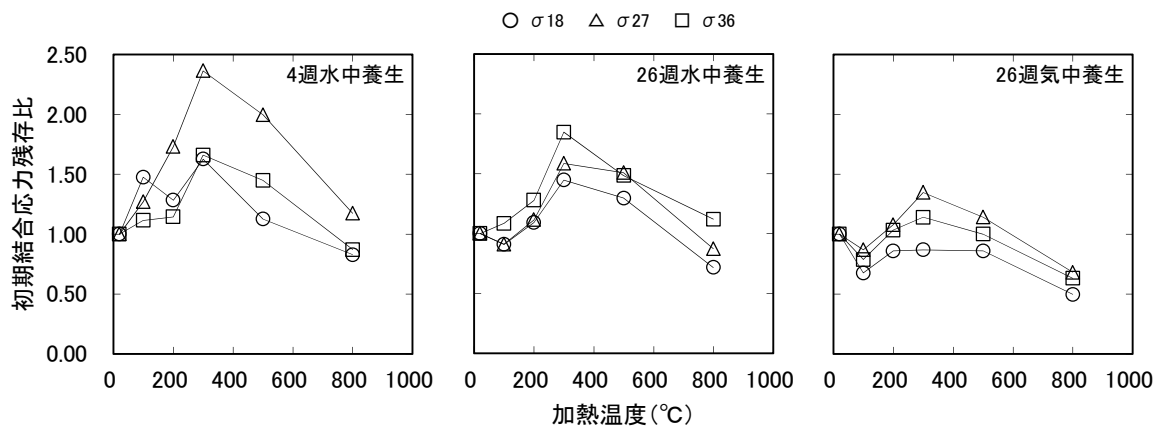


図 2.16 破壊エネルギー残存率と加熱温度の関係

2.4 まとめ

本章では、コンクリート強度、養生（養生方法および養生期間）が異なるコンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 500, 800 $^{\circ}C$ に加熱時間 1 時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼすコンクリート強度および養生の影響について検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) コンクリートは加熱されると内部では、ペーストと骨材の界面に隙間が生じ、ペースト中に微細なひび割れが発生している。そして、加熱温度の上昇とともに隙間および微細ひび割れが増加し、加熱温度 800 $^{\circ}C$ では、ひび割れ幅も大きくなる。
- 2) 質量変化は、コンクリート強度および養生に関係なく加熱温度の上昇とともに質量が減少し、気中養生と比較して水中養生の方が、また、単位水量が大きい方の質量減少が大きい。なお、養生期間の影響はみられない。
- 3) 圧縮強度は、水中養生は加熱温度 200 $^{\circ}C$ まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともにコンクリート強度に関係なく同程度の割合で低下する傾向にある。なお、加熱温度 200 $^{\circ}C$ までは、4 週水中養生と比較して 26 週水中養生の圧縮強度が高い。また、気中養生の圧縮強度は 20 $^{\circ}C$ が高く、加熱温度 100 で低下し、200 $^{\circ}C$ で増加、そして、加熱温度 200 $^{\circ}C$ 以上ではコンクリート強度に関係なく同程度の割合で低下する。

- 4) ヤング係数は、コンクリート強度や養生に関係なく加熱温度の上昇とともに低下するが、加熱温度 200℃までは、4 週水中養生と比較して 26 週水中養生の方が、気中養生と比較して水中養生の方が高い。そして、加熱温度 200℃以上でコンクリート強度、材齢、養生に関係なく加熱温度の上昇とともにヤング係数が同程度に低下する。
- 5) 破壊靱性試験による破壊進展は、加熱温度 200℃までは破壊が直線的に進展するが、加熱温度 300℃以上では蛇行するように進展し、加熱温度 500, 800℃では枝分かれする傾向にある。また、破面には、加熱温度 200℃までは骨材が多くみられるが、加熱温度 300℃以上では骨材があまりみられない。
- 6) 荷重－開口変位曲線における最大荷重は、水中養生は加熱温度 200℃で最大となり、加熱温度 300℃で若干低下し、500, 800℃で急激に低下する。また、気中養生は 20℃の最大荷重が最も高く、加熱温度上昇とともに低下し、加熱温度 300℃以上では水中養生と同様の傾向となる。そして、グラフ形状は、コンクリート強度、材齢、養生に関係なく、加熱温度が低い場合は、荷重増加時の傾きが大きく直線的であり、最大荷重以降の低下も急勾配となるが、加熱温度の上昇とともに次第に荷重増加時の傾きが小さく、最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなる。
- 7) 引張軟化曲線は、コンクリート強度、材齢、養生に関係なく、開口変位の増加にともない結合応力が低下するが、その低下は加熱温度の上昇とともに緩やかになる。
- 8) 初期結合応力は、水中養生は加熱温度 200℃で最大となる。また、26 週気中養生は 20℃が最も高く、加熱温度 100℃で低下した後に 200℃で増加する。なお、加熱温度 200℃以上では、コンクリート強度、材齢、養生に関係なく、初期結合応力は同程度の割合で低下する。
- 9) 破壊エネルギーは、水中養生は加熱温度 100℃で傾向が異なるものの 300℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下する。なお、材齢の影響はほとんどみられない。また、気中養生は、20℃の破壊エネルギーが高く、加熱温度 100℃で低下した後は 300℃まで増加し、500, 800℃では水中養生と同様に低下する。

3 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材の影響

3.1 はじめに

本章では、同一水セメント比のモルタル、コンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800℃に加熱時間 1, 12 時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材の影響について検討を行った。

3.2 実験概要

3.2.1 供試体概要

表 3.1 に使用材料、表 3.2 に調合、表 3.3 に実験の要因と水準を示す。供試体はモルタルおよびコンクリートとし、コンクリートの材齢 4 週における 20℃水中養生時の目標圧縮強度（呼び強度）が 27N/mm² となるように、水セメント比 57.2%とした。なお、示差熱重量分析を行うために、混合材の混入していない研究用セメントを用いてペースト供試体も作製した。

モルタルおよびコンクリートは、レディーミクストコンクリート工場（神奈川県相模原市）の 2 軸強制練りミキサ（公称容量 1.7m³）を用いて製造されたもの（コンクリートの目標スランプ 18cm，目標空気量 4.5%）を用いた。なお、製造から打込みまでの時間は約 15 分であった。

ペーストは温度 20℃の恒温室で作製した。練混ぜには、容量 50 リットルのパン型ミキサを使用した。練混ぜは、ミキサに水とセメントを投入し 60 秒間練混ぜを行った後に掻き落とし、さらに 90 秒間練混ぜを行った。ペーストは、練り上がり直後に型枠に打ち込むと材料分離が生じてしまう可能性があったため、練り上がったペーストをビニール袋に移して水分の逸散を防いだ。そして、約 30 分ごとに練り返しを行ない、材料分離が生じないことを確認した後に型枠に打込んだ。なお、打込みまでの時間は約 3 時間であった。

供試体は各試験条件につき、破壊特性を評価するためのくさび割裂試験用供試体（100×100×120mm）3 体、圧縮強度およびヤング係数測定用供試体（φ100×200mm）3 体とした。また、加熱前後の供試体観察のために、100×100×400mm 供試体を厚さ約 15mm に切断したものも用意した。なお、供試体観察にはペースト供試体も作製した。そして、ペーストは示差熱重量分析に用いるための供試体（φ25×20mm）1 体を作製し、供試体を加熱する際に同時に加熱した。

供試体は打込み後 2 日で脱型し、材齢 13 週まで 20℃水中養生とした後に、加熱および試験を行うこととした。表 3.4 にコンクリートのフレッシュ性状および各材齢での強度試験結果を示す。

表 3.1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント*	C	密度 3.16g/cm ³
細骨材	砂岩砕砂	S1	表乾密度 2.63g/cm ³ ，粗粒率 3.00
	砂岩砕砂	S2	表乾密度 2.63g/cm ³ ，粗粒率 3.00
	陸砂	S3	表乾密度 2.56g/cm ³ ，粗粒率 1.80
粗骨材	砂岩碎石	G1	表乾密度 2.66g/cm ³ ，実積率 60.0%
	砂岩碎石	G2	表乾密度 2.66g/cm ³ ，実積率 60.0%
混和剤	高性能 AE 減水剤	Ad	ポリカルボン酸系化合物

* ペーストには、混合材の混入していない研究用セメントを用いた。

表 3.2 調合 (単位 : kg/m³)

供試体	G _{max} (mm)	スランブ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	W	C	S1	S2	S3	G1	G2	Ad
モルタル	—	—	—	57.2	100.0	280	490	1408	—	—	—	—	4.41
コンクリート	20	18	4.5	57.2	49.9	175	306	356	312	222	455	455	3.06

表 3.3 実験の要因と水準

要因	水準
粗骨材の有無	なし (モルタル) , あり (コンクリート)
加熱温度 (°C)	100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800
加熱時間 (時間)	1, 12

表 3.4 フレッシュ性状および各材齢での強度試験結果

モルタル				コンクリート					
圧縮強度 (N/mm ²)		ヤング係数 (kN/mm ²)		スランブ (cm)	空気量 (%)	圧縮強度 (N/mm ²)		ヤング係数 (kN/mm ²)	
4 週水中	13 週水中	4 週水中	13 週水中			4 週水中	13 週水中	4 週水中	13 週水中
43.5	47.4	22.4	24.6	18.0	5.5	34.3	38.9	27.7	28.5

3.2.2 試験方法

(1) 加熱方法

図 3.1 に炉内での加熱履歴を示す。加熱時の炉内における最高温度 (加熱温度) は 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800°C とし, 比較用として加熱なし (20°C) についても試験を行った。加熱時の最高温度保持時間 (加熱時間) は 1, 12 時間とした。なお, 加熱方法は 2 章と同じである。

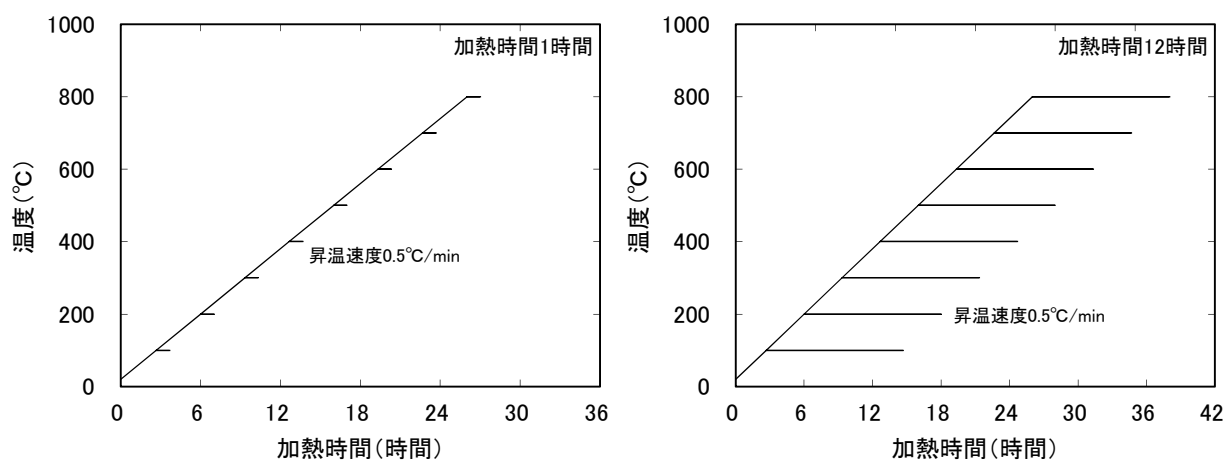


図 3.1 加熱履歴

(2) 示差熱重量分析方法

加熱後の水酸化カルシウム量の測定を示差熱重量分析装置（Bruker AXS 社製）により行った。加熱を終えた分析用供試体を 2.5～5mm の大きさに粉砕し、アセトン浸漬で水和を停止させ、塩化リチウム飽和溶液を用いて湿度 11% R.H. に調湿を行った窒素ガス環境下で乾燥させた。乾燥を終えた試験片は高速振動試料粉砕機を用いて微粉砕し、測定に用いた。

測定は試料重量 $20 \pm 2\text{mg}$ について、室温から 1000°C まで昇温速度 $10^\circ\text{C}/\text{min}$ 、窒素フロー ($150\text{ml}/\text{min}$) 環境下で行った。図 3.2 に示差熱重量分析結果例を示す。 20°C では $400 \sim 500^\circ\text{C}$ 程度で熱的挙動（DTA 曲線）が吸熱反応を示すとともに質量変化（TG 曲線）の変化が大きくなっている。本研究では、 $405 \sim 515^\circ\text{C}$ における重量変化を水酸化カルシウムの脱水によるものと仮定し、水酸化カルシウム量を算定した。なお、加熱による水酸化カルシウムの反応式は式 3.1 となる。

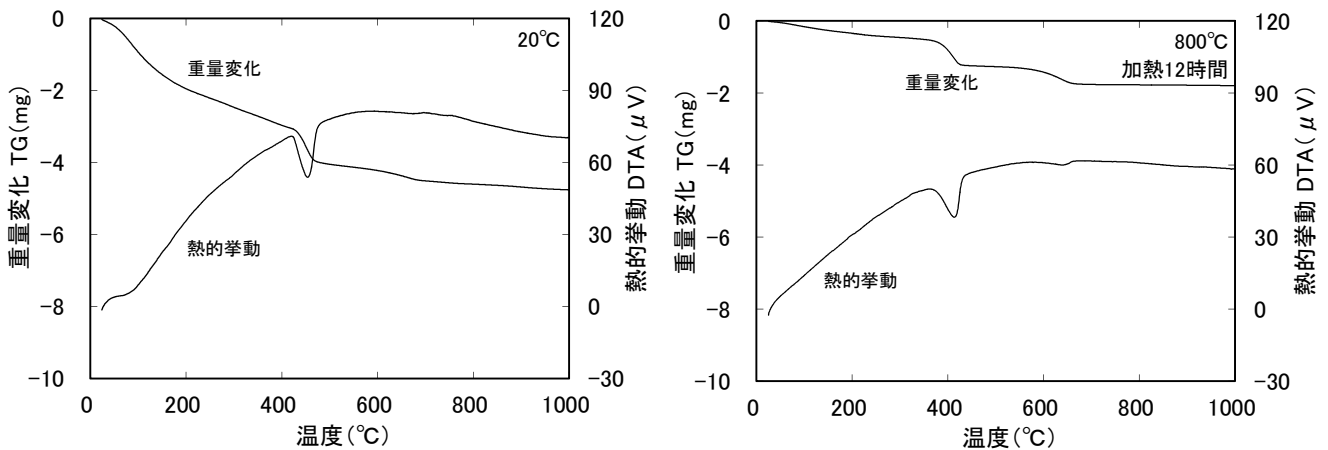


図 3.2 示差熱重量分析結果例

(3) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は JIS A 1108 に準じて行なった。また、同時にコンプレッソメータを用いてヤング係数を測定した（JIS A 1149）。

(4) 破壊靱性試験方法

破壊靱性試験はくさび割裂試験（1.2.3(1)）によった。試験には、クローズドループシステム型（閉回路機構）のサーボ・コントロール式油圧試験機（MTS 社製）を用い、切欠き端部の開口変位の変位速度を $0.02\text{mm}/\text{min}$ に設定して試験を行った。

(5) 破壊特性の評価方法

引張軟化曲線の推定方法は、多直線近似法（1.2.3(3)）により逆解析して求めた。破壊力学パラメータは、初期結合応力および破壊エネルギー（1.2.3(2)）によった。

3.3 実験結果および考察

3.3.1 加熱後の供試体外観

写真 3.1～写真 3.3 に各供試体の加熱時間 1 時間の供試体外観を示す。加熱温度 300℃あたりから変色し，加熱温度 500～600℃で灰白色に変化している。ペーストは，加熱とともに加熱による収縮が大きくなり，加熱温度 600℃から亀甲状のひび割れが確認できる。また，コンクリートは，高温加熱の影響により骨材も変色している[4]。

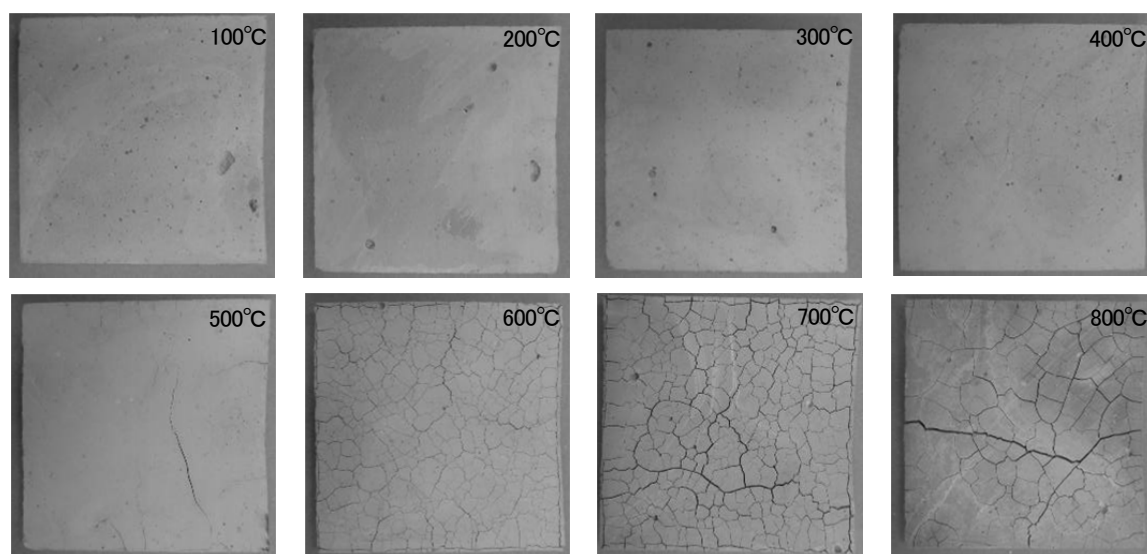


写真 3.1 加熱後のペースト供試体外観（加熱時間 1 時間）

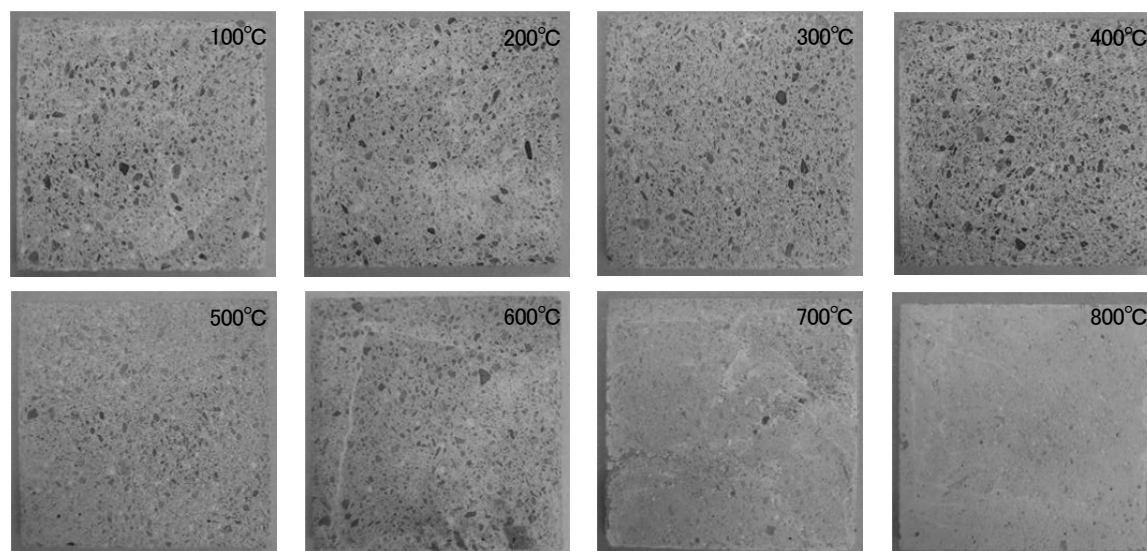


写真 3.2 加熱後のモルタル供試体外観（加熱時間 1 時間）

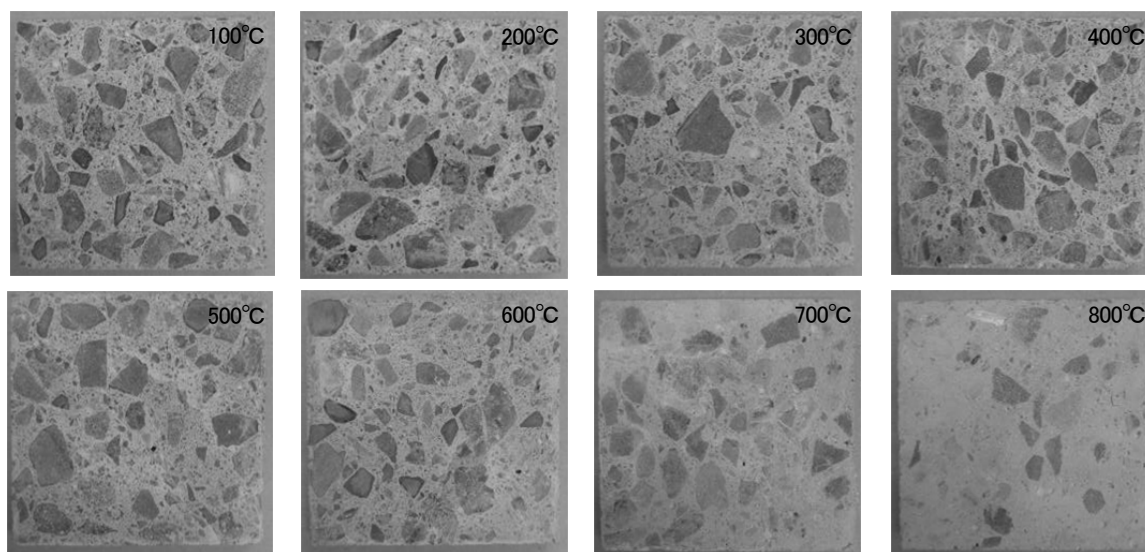


写真 3.3 加熱後のコンクリート供試体外観（加熱時間 1 時間）

3.3.2 示差熱重量分析結果

図 3.3 に示差熱重量分析による重量変化と温度の関係を示す。水和物の温度を上昇させていくと、主に 100℃付近で自由水、100～300℃付近で C-S-H の熱分解、450～500℃で水酸化カルシウムの熱分解による結合水の脱水が起こり、750～900℃で炭酸カルシウムの熱分解による脱炭酸が起こる[4]。

図 3.4 に 405～515℃の重量変化から算出した水酸化カルシウム量を示す。加熱時間に関係なく、加熱温度 300℃まで水酸化カルシウム量が増加している。これは、加熱による未水和セメントの水和促進によるものと考えられる。そして、加熱温度 400℃で水酸化カルシウム量が加熱時間 1 時間でほとんど変化せず、加熱時間 12 時間で若干減少、加熱温度 400℃以上では加熱による熱分解の影響により水酸化カルシウム量が急激に減少している。なお、加熱温度 500℃で加熱時間により水酸化カルシウム量が異なっているのは、加熱時間の違いにより水酸化カルシウムの熱分解速度が異なっているためである。

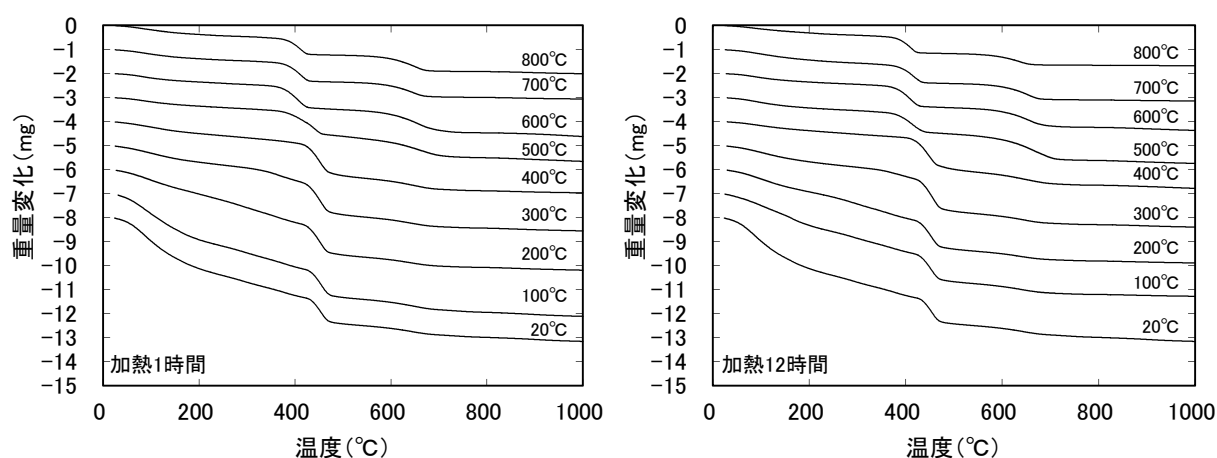


図 3.3 示差熱重量分析による温度と重量変化の関係

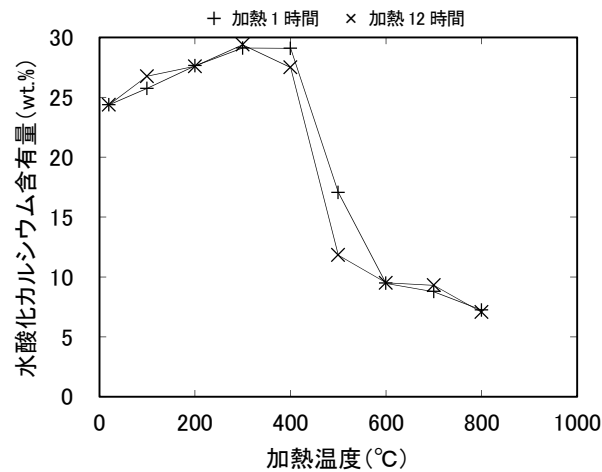


図 3.4 水酸化カルシウム含有量算出結果

3.3.3 質量変化

図 3.5 に質量変化率と加熱温度の関係を示す。コンクリートと比較してモルタルの質量減少が大きい。これは、モルタルの単位水量がコンクリートより大きいためであると考えられる。どちらの供試体も加熱温度 200℃程度までは、加熱時間 12 時間と比較して加熱時間 1 時間の質量変化率が小さい。これは、加熱時間の違いにより、主に供試体からの自由水や毛管水の逸散速度に差があると考えられる。なお、モルタル、コンクリートのどちらの供試体も、加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃，加熱時間 12 時間で加熱温度 200℃までの質量変化が大きくなっている。

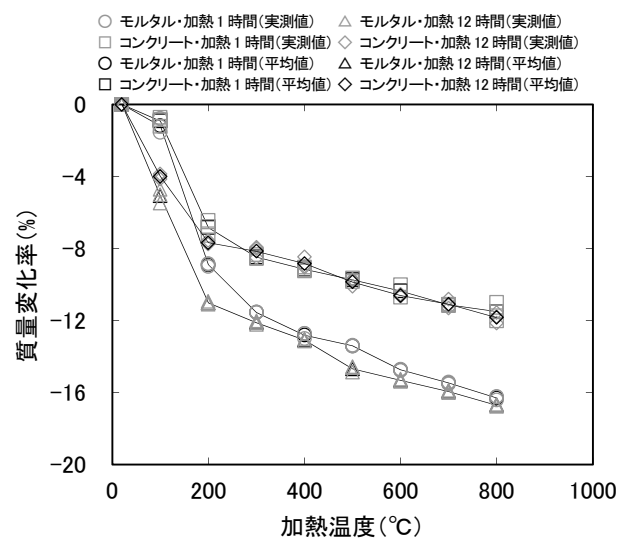


図 3.5 質量変化率と加熱温度の関係

3.3.4 力学特性

(1) 圧縮強度

図 3.6 に圧縮強度と加熱温度の関係、図 3.7 に 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱温度の関係を示す。粗骨材の有無に関係なく加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃、加熱時間 12 時間で加熱温度 200℃で圧縮強度が最大となり、その後は、加熱温度の上昇とともに同程度の割合で低下している。図 3.4 より、加熱温度 300℃までは水酸化カルシウムが増加すること、また、図 3.5 より加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃、加熱時間 12 時間で加熱温度 200℃までの質量減少が大きいことから、加熱にともなう未水とセメントの水和促進および供試体表層側の乾燥収縮による内部の拘束[139][140]により加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃、加熱時間 12 時間で加熱温度 200℃まで圧縮強度が増加していると考えられる。なお、圧縮強度が最大となった後は、C-S-H が 100～300℃、水酸化カルシウムが 450～500℃で熱分解し[4]、結合水の脱水による水和物の収縮、消失により微細ひび割れなどが発生し、水和物が脆弱化するために粗骨材の有無に関係なく圧縮強度が低下していると考えられる。

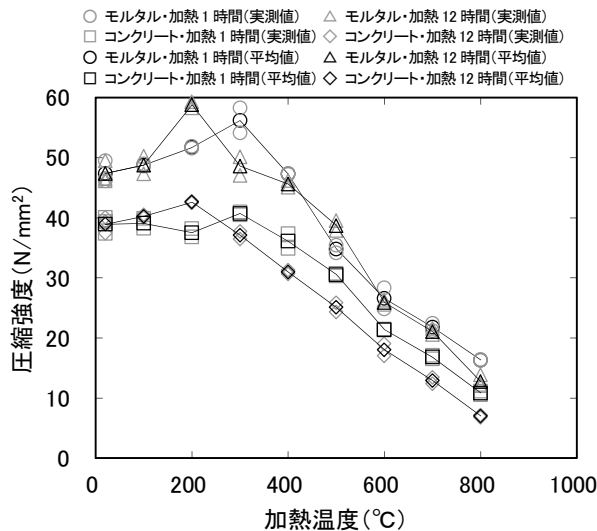


図 3.6 圧縮強度と加熱温度の関係

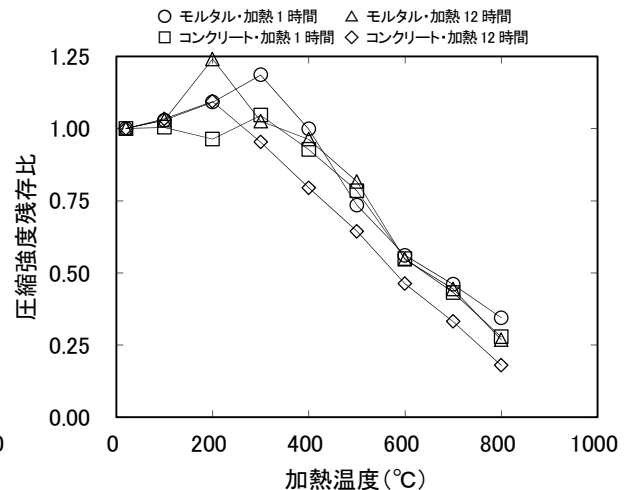


図 3.7 圧縮強度残存比と加熱温度の関係

(2) ヤング係数

図 3.8 にヤング係数と加熱温度の関係、図 3.9 に 20℃に対するヤング係数残存比と加熱温度の関係を示す。ヤング係数は、粗骨材の有無に関係なく加熱温度の上昇とともに低下している。これは、加熱にともなう自由水や毛管水の逸散、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失により生じたセメント水和物と骨材間の隙間や微細ひび割れが圧縮载荷時に閉じていき、そのひずみが弾性ひずみとして現れていると考えられる[141]。

加熱温度 200℃までは粗骨材の存在により、モルタルと比較してコンクリートのヤング係数が大きくなる傾向にあると考えられる。しかし、加熱温度 200℃以上では両者の差はほとんどなく、同様の割合で低下している。これは、粗骨材の存在よりも、加熱にともなう自由水や毛管水の逸散、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水によるセメント水和物の収縮、消失により生じる水和物と骨材間の隙間や微細ひび割れによる水和物の脆弱化の影響の方が大きくなると考えられる。

3.3.5 破壊靱性試験による破壊進展状況

写真 3.4 および写真 3.5 に破壊靱性試験後の供試体（加熱時間 1 時間）を示す。モルタル、コンクリートの両供試体とも、加熱温度の上昇とともに破壊が蛇行するように進展し、破壊が枝分かれする傾向にある。また、コンクリートは、破壊靱性試験後の供試体破面からは粗骨材がほとんどみられないことから、加熱温度の上昇とともに破壊が主にセメント水和物内で進行していることがわかる。

3.3.6 荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線

図 3.10～図 3.13 に荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線を示す。なお、図に示す荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線は、同一条件での代表的な試験結果である。

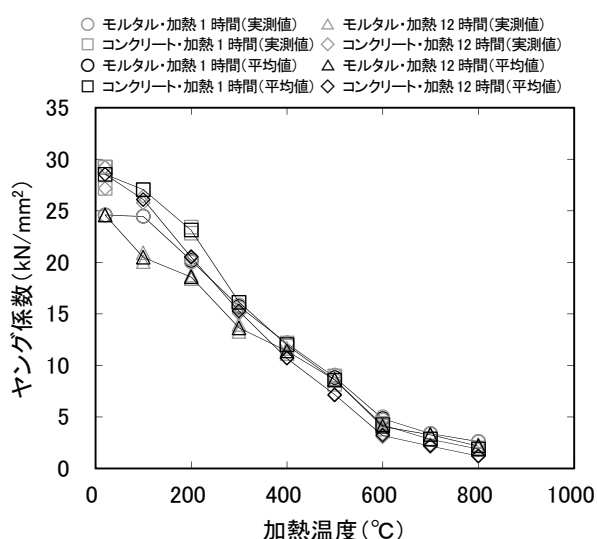


図 3.8 ヤング係数と加熱温度の関係

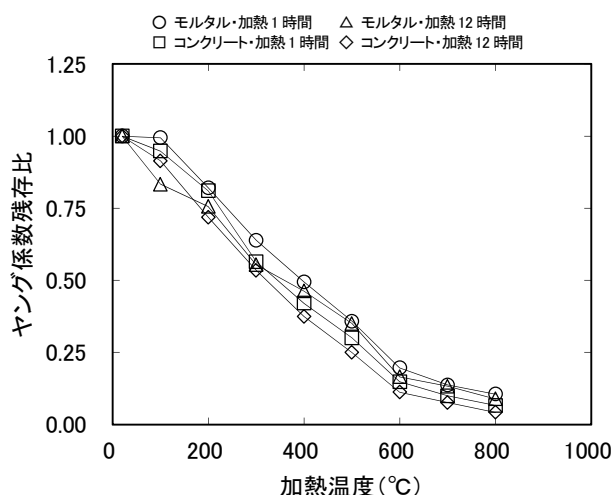


図 3.9 ヤング係数残存比と加熱温度の関係

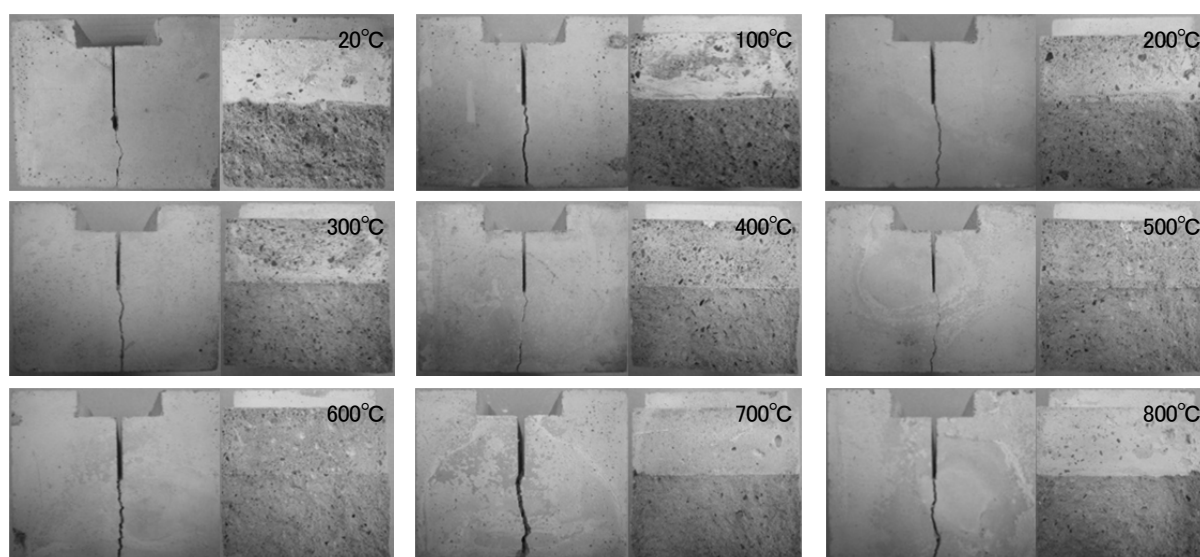


写真 3.4 破壊靱性試験後のモルタル供試体（加熱時間 1 時間）

（左側：ひび割れ面・右側：破面）

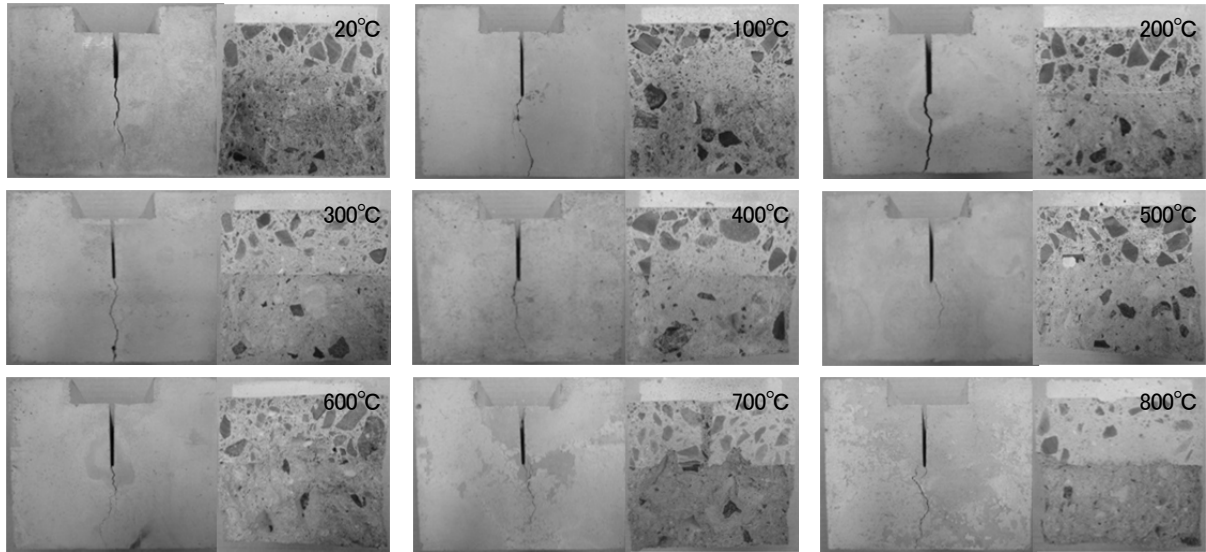
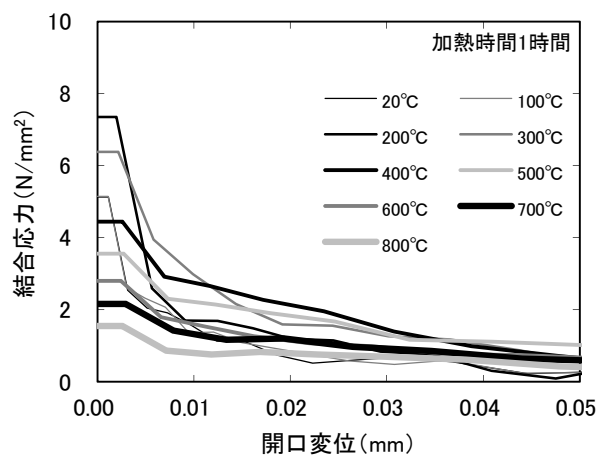
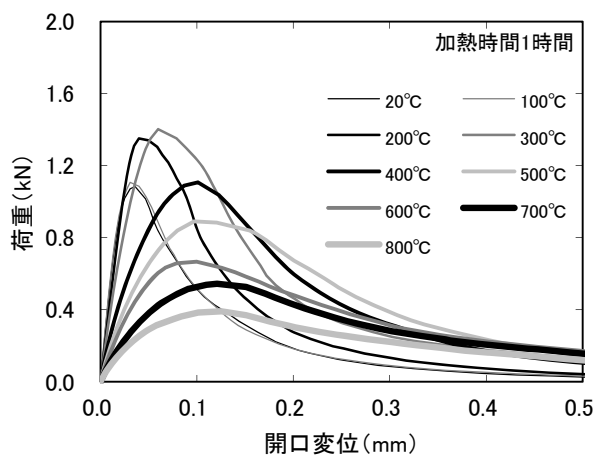


写真 3.5 破壊靱性試験後のコンクリート供試体（加熱時間 1 時間）

(左側：ひび割れ面・右側：破面)

荷重－開口変位曲線の最大荷重は、コンクリートと比較してモルタルの方が大きい。これは、モルタルの方が結合材であるセメントペーストが多いためである。また、モルタルは加熱時間 1 時間で加熱温度 300°C、加熱時間 12 時間で加熱温度 200°C において最大荷重が最も大きくなっている。そして、コンクリートは加熱時間 1, 12 時間ともに加熱温度 200°C における最大荷重が最も大きくなっている。グラフ形状は、粗骨材の有無や加熱時間に関係なく加熱温度が低い場合は、荷重増加時の傾きが大きく直線的であり、最大荷重以降の低下も急勾配となっている。しかし、加熱温度の上昇とともに、次第に荷重増加時の傾きが小さく、最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなっている。加熱温度が低いときは破壊進行領域に加熱による微細ひび割れなどの欠陥が少なく、载荷によるひび割れが直線的に進展するために、破壊が脆性的となるが、加熱温度の上昇とともに破壊進行領域に微細ひび割れなどの欠陥が多数存在するために、ひび割れがそれらの欠陥を介して進展し、破壊が脆性的とはならず、荷重低下も緩やかになると考えられる。

引張軟化曲線は、粗骨材の有無や加熱時間に関係なく、開口変位の増加とともに結合応力が低下するが、その低下は加熱温度の上昇とともに緩やかになっている。これは、加熱温度の上昇とともに、破壊の進展が蛇行するためであると考えられる。



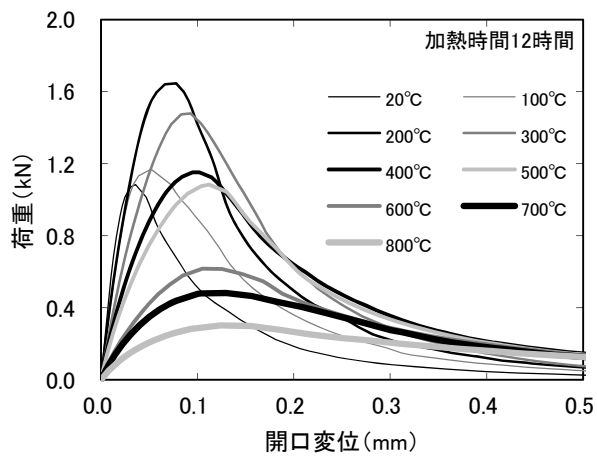


図 3.10 荷重－開口変位曲線（モルタル）

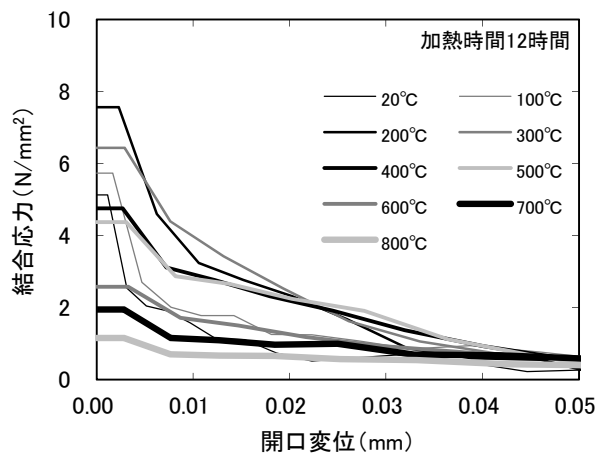


図 3.11 引張軟化曲線（モルタル）

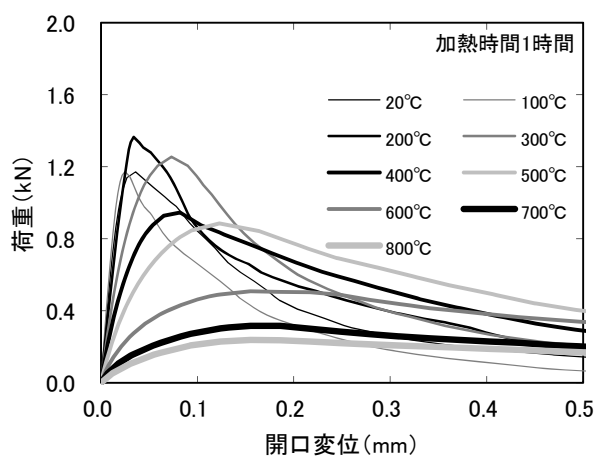


図 3.12 荷重－開口変位曲線（コンクリート）

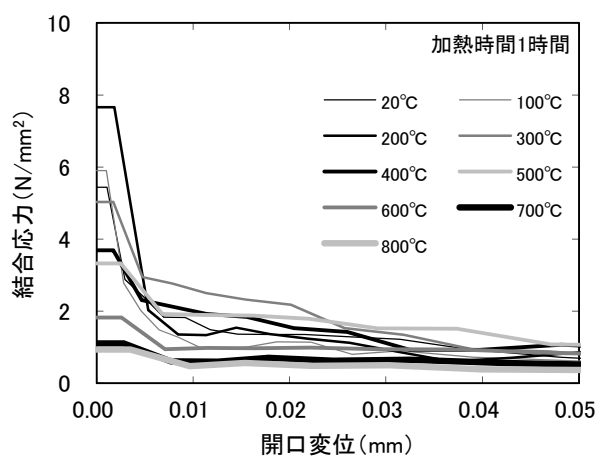
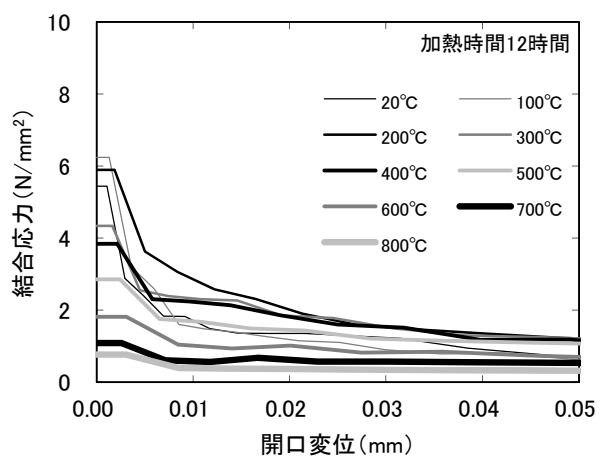
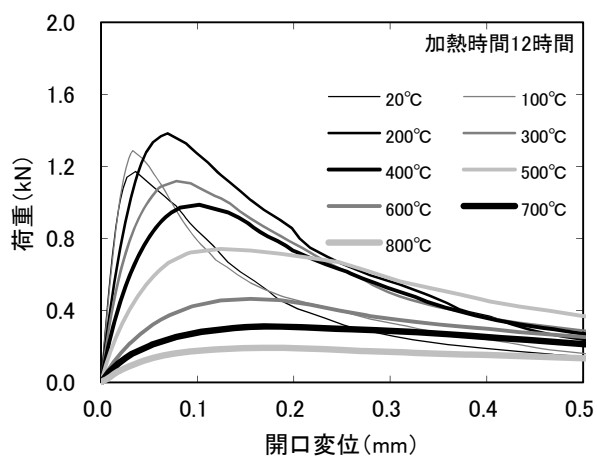


図 3.13 引張軟化曲線（コンクリート）



3.3.7 破壊特性

(1) 初期結合応力

図 3.14 に初期結合応力と加熱温度の関係、図 3.15 に 20℃に対する初期結合応力残存比と加熱温度の関係を示す。初期結合応力は、コンクリートと比較してモルタルの方が大きく、両者とも加熱時間に関係なく加熱温度 200℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下しており、その低下は加熱時間、粗骨材の有無に関係なく同程度の割合となっている。

初期結合応力が、コンクリートと比較してモルタルの方が大きくなっているのは、モルタルの方が結合材料であるペーストが多いためである。また、加熱温度 200℃まで初期結合応力が増加するのは、加熱による未水和セメントの水和促進や、自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮する際に圧縮応力が発生していると思われる。そして、加熱温度 200℃以上では C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失による微細ひび割れなどの影響が大きくなり、初期結合応力が低下していると考えられる。

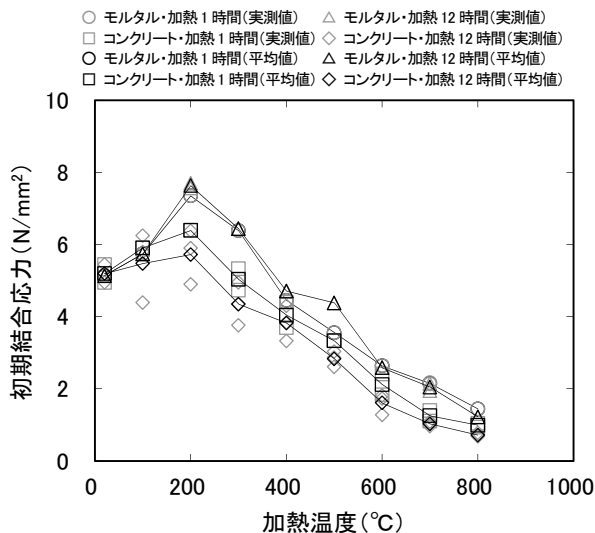


図 3.14 初期結合応力と加熱温度の関係

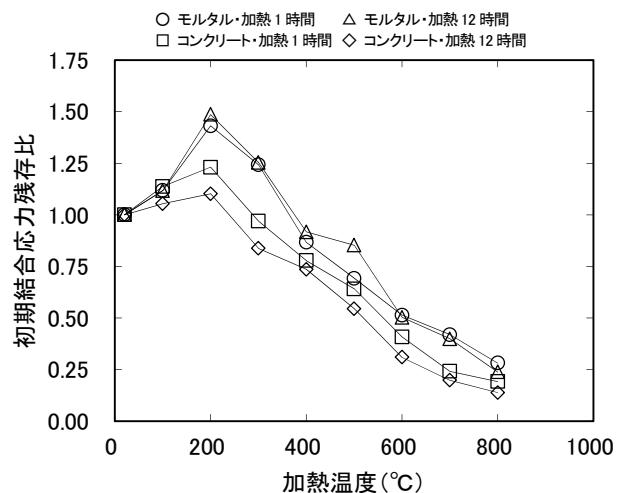


図 3.15 初期結合応力残存比と加熱温度の関係

(2) 破壊エネルギー

図 3.16 に破壊エネルギーと加熱温度の関係、図 3.17 に 20℃に対する破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係を示す。破壊エネルギーは、モルタルと比較してコンクリートの方が大きい。コンクリートの破壊エネルギーは、加熱時間 1 時間では加熱温度 500℃まで、加熱時間 12 時間では加熱温度 400℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下している。また、モルタルの破壊エネルギーは、加熱時間 1, 12 時間ともに加熱温度 400℃まで増加しているが、加熱時間 12 時間と比較して加熱時間 1 時間で小さい。そして、加熱時間で比較すると、加熱時間が長くなると加熱温度が低い部分の破壊エネルギーが大きくなり、また、最大値となる温度も低温側にシフトする傾向にある。

破壊エネルギーは、開口変位の増加にともなう結合応力の低下が緩やかな場合に大きくなるが、それには骨材の影響が大きい。破壊進行領域に骨材が存在すると、ひび割れは骨材を回り込むように蛇行しながら進展するため、コンクリートの破壊に要するエネルギーが大きくなり、その結果、破壊エネルギーが大きくなると考えられる。また、加熱時間 12 時間と比較して短い 1 時間では、未水和セメントの水和反応が加熱時間 12 時間と比較して少ないために、破壊に要するエネルギーが、加熱時間が長い場合と比較して小さくなっていると考えられる。

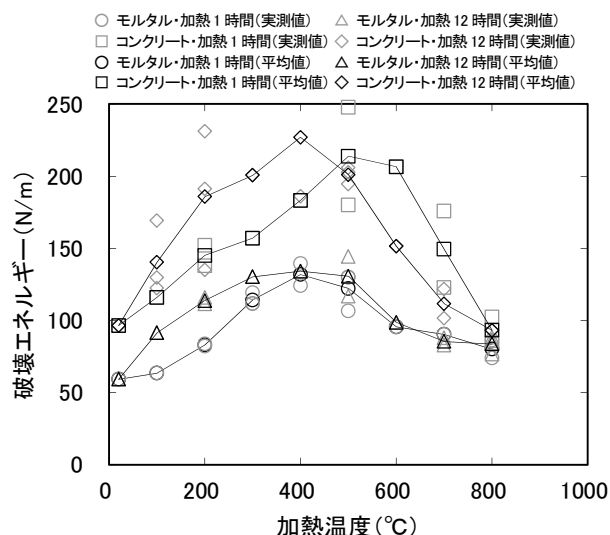


図 3.16 破壊エネルギーと加熱温度の関係

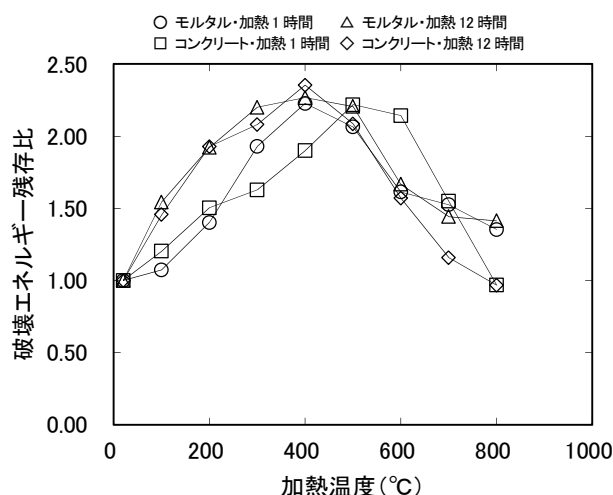


図 3.17 破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係

3.4 まとめ

本章では、同一水セメント比のモルタル、コンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800°C に加熱時間 1, 12 時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材の影響について検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) セメント硬化体は、加熱温度 300°C あたりから変色し、加熱温度 500~600°C で灰白色に変化し、ペーストは加熱とともに収縮が大きくなり、加熱温度 600°C から亀甲状のひび割れが確認できる。また、コンクリートは、高温加熱の影響により骨材も変色する。
- 2) 高温加熱後のペーストに関して、示差熱重量分析による 405~515°C の重量変化から算出した水酸カルシウム量は、加熱時間に関係なく加熱温度 300°C までは増加するものの、加熱温度 400°C では加熱時間 1 時間でほとんど変化せず、加熱時間 12 時間で若干減少する。そして、加熱温度 400°C 以上における水酸化カルシウム量は、加熱時間に関係なく急激に減少する。
- 3) 質量減少は、コンクリートと比較してモルタルが大きい。また、どちらの供試体も加熱温度 200°C 程度までは、加熱時間 12 時間と比較して加熱時間 1 時間で質量減少が小さく、加熱時間 1 時間で加熱温度 300°C、加熱時間 12 時間で加熱温度 200°C までの質量減少が大きい。
- 4) 圧縮強度は、粗骨材の有無に関係なく加熱時間 1 時間で加熱温度 300°C、加熱時間 12 時間で加熱温度 200°C において最大となる。そして、その後は、加熱温度の上昇とともに同程度の割合で低下する。

- 5) ヤング係数は、粗骨材の有無に関係なく加熱温度の上昇とともに低下する。なお、加熱温度 200℃までは粗骨材の存在により、モルタルと比較してコンクリートのヤング係数が大きくなる傾向にあるが、加熱温度 200℃以上では両者の差はほとんどなく同程度の割合で低下する。
- 6) モルタル、コンクリートの両供試体とも、加熱温度の上昇とともに破壊が蛇行するように進展し、破壊が枝分かれする傾向にある。
- 7) 荷重－開口変位曲線における最大荷重は、コンクリートと比較してモルタルの方が大きい。また、モルタルは加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃、加熱時間 12 時間で加熱温度 200℃、コンクリートは加熱時間 1、12 時間ともに加熱温度 200℃において最大荷重が最も大きくなる。そして、グラフ形状は、粗骨材の有無や加熱時間に関係なく加熱温度が低い場合は、荷重増加時の傾きが大きく直線的であり、最大荷重以降の低下も急勾配となる。しかし、加熱温度の上昇とともに、次第に荷重増加時の傾きが小さく、最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなる。
- 8) 引張軟化曲線は、粗骨材の有無や加熱時間に関係なく、開口変位の増加にともない結合応力が低下するが、その低下は加熱温度の上昇とともに緩やかになる。
- 9) 初期結合応力は、コンクリートと比較してモルタルの方が大きく、両者とも加熱時間に関係なく加熱温度 200℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下する。なお、その低下は加熱時間、粗骨材の有無に関係なく同程度の割合である。
- 10) 破壊エネルギーは、モルタルと比較してコンクリートの方が大きい。コンクリートの破壊エネルギーは、加熱時間 1 時間では加熱温度 500℃まで、加熱時間 12 時間では加熱温度 400℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下している。また、モルタルの破壊エネルギーは、加熱時間 1、12 時間ともに加熱温度 400℃まで増加しているが、加熱時間 12 時間と比較して加熱時間 1 時間で小さい。そして、加熱時間で比較すると、加熱時間が長くなると加熱温度が低い部分の破壊エネルギーが大きくなり、また、最大値となる温度も低温側にシフトする傾向にある。

4 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす加熱時間の影響

4.1 はじめに

3章の加熱時間1時間と12時間との比較より、加熱時間が異なるとコンクリートの破壊特性も変化することが明らかとなった。

本章では、コンクリート供試体について、加熱温度100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800℃に加熱時間1, 3, 6, 12, 24, 72, 168時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす加熱時間の影響について検討を行った。

4.2 実験概要

4.2.1 供試体概要

表4.1に使用材料、表4.2に調合、表4.3に実験の要因と水準を示す。供試体はコンクリートとし、材齢4週における20℃水中養生時の目標圧縮強度（呼び強度）を 27N/mm^2 とした。なお、コンクリート供試体は、前章で用いたものと同バッチのものである。

コンクリートは、レディーミクストコンクリート工場（神奈川県相模原市）の2軸強制練りミキサ（公称容量 1.7m^3 ）を用いて製造されたもの（コンクリートの目標スランプ18cm、目標空気量4.5%）を用いた。なお、製造から打込みまでの時間は約15分であった。

供試体は各試験条件につき、破壊特性を評価するためのくさび割れ試験用供試体（ $100\times 100\times 120\text{mm}$ ）3体、圧縮強度およびヤング係数測定用供試体（ $\phi 100\times 200\text{mm}$ ）3体とした。

供試体は打込み後2日で脱型し、材齢13週まで20℃水中養生とした後に、加熱および試験を行うこととした。表4.4にフレッシュ性状および各材齢での強度試験結果を示す。

表 4.1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.16g/cm^3
細骨材	砂岩砕砂	S1	表乾密度 2.63g/cm^3 ，粗粒率 3.00
	砂岩砕砂	S2	表乾密度 2.63g/cm^3 ，粗粒率 3.00
	陸砂	S3	表乾密度 2.56g/cm^3 ，粗粒率 1.80
粗骨材	砂岩碎石	G1	表乾密度 2.66g/cm^3 ，実積率 60.0%
	砂岩碎石	G2	表乾密度 2.66g/cm^3 ，実積率 60.0%
混和剤	高性能 AE 減水剤	Ad	ポリカルボン酸系化合物

表 4.2 調合（単位： kg/m^3 ）

G_{\max} (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	W	C	S1	S2	S3	G1	G2	Ad
20	18	4.5	57.2	49.9	175	306	356	312	222	455	455	3.06

表 4.3 実験の要因と水準

要因	水準
加熱温度 (℃)	100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800
加熱時間 (時間)	1, 3, 6, 12, 24, 72, 168

表 4.4 フレッシュ性状および各材齢での強度試験結果

スランプ (cm)	空気量 (%)	圧縮強度 (N/mm ²)		ヤング係数 (kN/mm ²)	
		4 週 水中	13 週 水中	4 週 水中	13 週 水中
18.0	5.5	34.3	38.9	27.7	28.5

4.2.2 試験方法

(1) 加熱方法

図 4.1 に炉内での加熱履歴例（加熱時間 168 時間）を示す。加熱時の炉内における最高温度（加熱温度）は 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800℃とし、比較用として加熱なし（20℃）についても試験を行った。加熱時の最高温度保持時間（加熱時間）は 1, 3, 6, 12, 24, 72, 168 時間とした。なお、加熱方法は 2 章および 3 章と同じである。

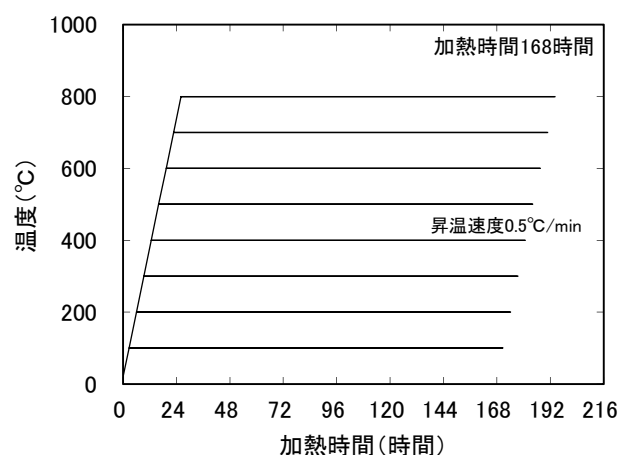


図 4.1 加熱履歴例

(2) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は JIS A 1108 に準じて行なった。また、同時にコンプレッソメータを用いてヤング係数を測定した（JIS A 1149）。

(3) 破壊靱性試験方法

破壊靱性試験はくさび割裂試験（1.2.3(1)）によった。試験には、クローズドループシステム型（閉回路機構）のサーボ・コントロール式油圧試験機（MTS 社製）を用い、切欠き端部の開口変位の変位速度を 0.02mm/min に設定して試験を行った。

(4) 破壊特性の評価方法

引張軟化曲線の推定方法は、多直線近似法（1.2.3(3)）により逆解析して求めた。破壊力学パラメータは、初期結合応力および破壊エネルギー（1.2.3(2)）によった。

4.3 実験結果および考察

4.3.1 質量変化

図 4.2 に質量変化率と加熱温度の関係を示す。加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃まで、加熱時間 3, 6, 12, 24 時間で加熱温度 200℃まで、加熱時間 72, 168 時間で加熱温度 100℃までの質量減少が大きい。その後は、加熱時間に関係なく、加熱温度の上昇とともに質量が緩やかに減少している。

図 4.3 に質量変化率と加熱時間の関係を示す。加熱温度 100℃では加熱時間 72 時間、加熱温度 200℃以上では加熱時間 24 時間以降で質量減少率がほぼ一定となっている。加熱温度 300℃、加熱時間 72 時間程度までの質量変化が異なっているのは、加熱温度や加熱時間の違いにより、供試体からの自由水や毛管水の逸散速度に差があると考えられる。

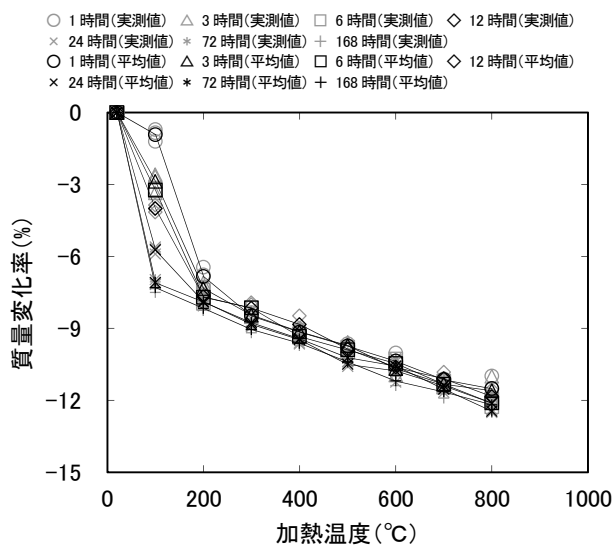


図 4.2 質量変化率と加熱温度の関係

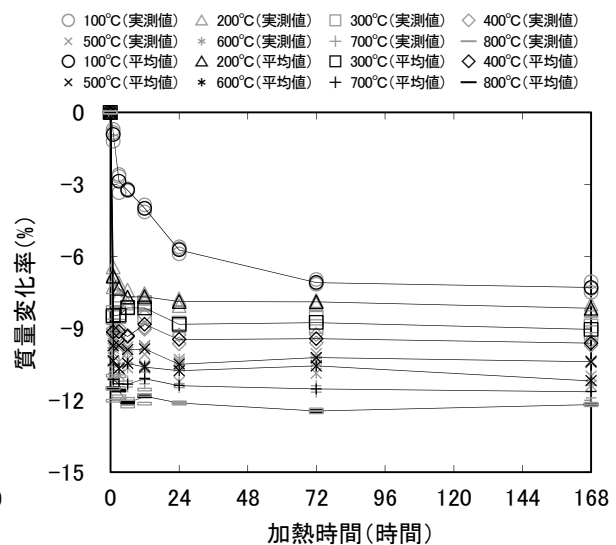


図 4.3 質量変化率と加熱時間の関係

4.3.2 力学特性

(1) 圧縮強度

図 4.4 に圧縮強度と加熱温度の関係、図 4.5 に 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱温度の関係を示す。加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃、加熱時間 3, 6, 12, 24 時間で加熱温度 200℃、加熱時間 72, 168 時間で加熱温度 100℃において圧縮強度が最大となり、その後は、加熱温度の上昇とともに加熱時間に関係なく同程度の割合で低下している。加熱温度 300℃までは未水和セメントの水和促進(図 3.4)および供試体表層側の乾燥収縮による内部の拘束[139][140]により圧縮強度が増加する傾向にあると考えられるが、加熱時間が短い場合と比較して長い場合では、表層側の乾燥収縮の影響が低温側で大きくなるために、圧縮強度が最大となる温度が低温側にシフトすると考えられる。なお、圧縮強度が最大となった後は、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解によるセメント水和物の収縮、消失によって微細ひび割れなどの発生するために、圧縮強度が低下すると考えられる。

図 4.6 に圧縮強度と加熱時間の関係, 図 4.7 に 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱時間の関係を示す。加熱時間 24 時間までは加熱温度により圧縮強度の増減が異なる傾向にある。しかし, 加熱時間 24 時間以降では, 加熱温度 100℃では加熱時間 24 時間以降も 72 時間まで圧縮強度が増加するものの, 加熱温度 200℃以上では一定となる傾向にある。これは, 質量変化が収束する加熱時間 (図 4.3) と対応している。つまり, 質量変化が収束すると圧縮強度も一定の値となると考えられる。

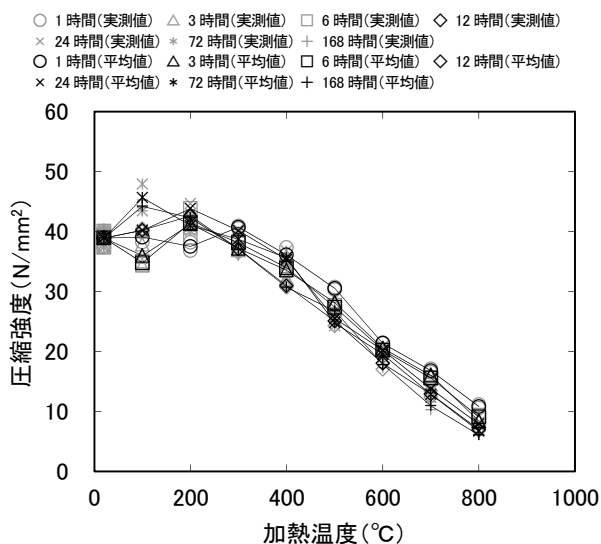


図 4.4 圧縮強度と加熱温度の関係

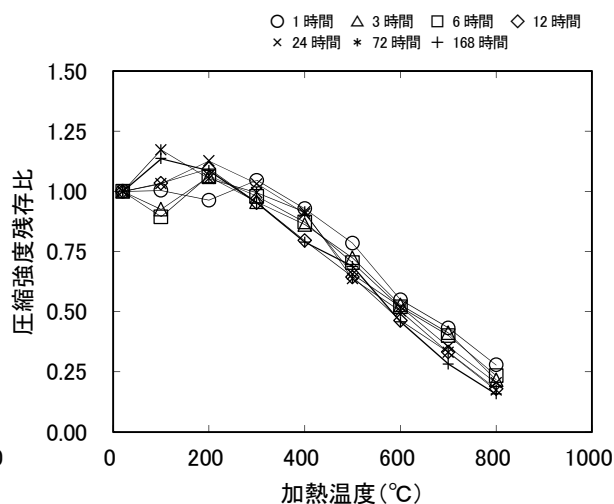


図 4.5 圧縮強度残存比と加熱温度の関係

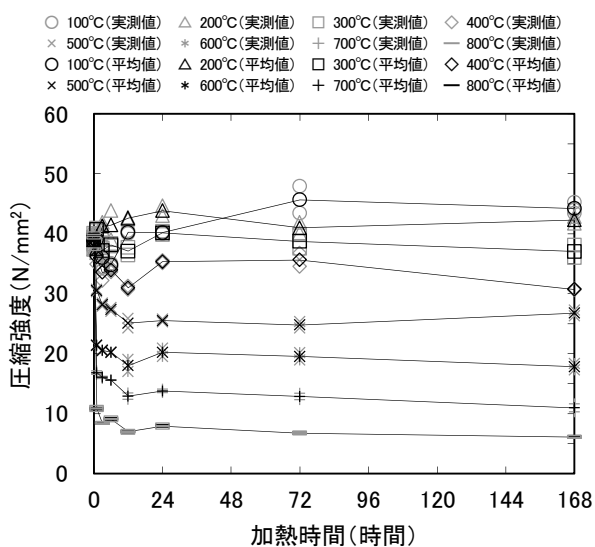


図 4.6 圧縮強度と加熱時間の関係

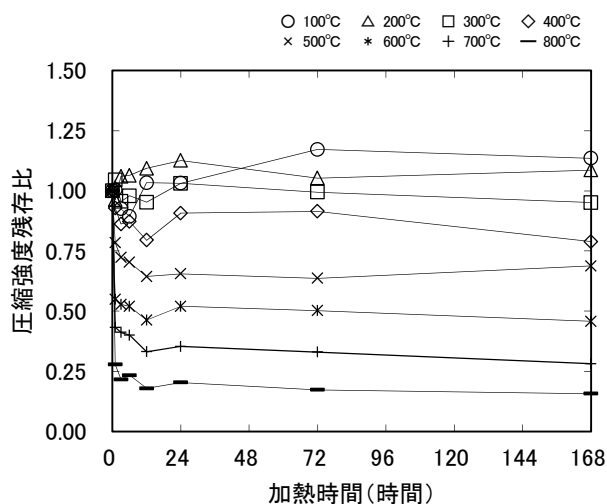


図 4.7 圧縮強度残存比と加熱時間の関係

(2) ヤング係数

図 4.8 にヤング係数と加熱温度の関係, 図 4.9 に 20℃に対するヤング係数残存比と加熱時間の関係を示す。ヤング係数は, 加熱温度の上昇とともに低下しているが, 加熱温度 100, 200℃で加熱時間が長くなるとともに低下が大きくなっている。これは, 主に自由水や毛管水の逸散により生じたセメント水和物と骨材間の隙間が, 加熱時間が長くなるとともに多くなっていると考えられる。

図 4.10 にヤング係数と加熱時間の関係, 図 4.11 に 20°C に対するヤング係数残存比と加熱時間の関係を示す。加熱温度 100°C で加熱時間とともにヤング係数は緩やかに低下するが, 加熱温度 200, 300°C で加熱時間 24 時間, 加熱温度 400°C 以上では加熱時間 1 時間でヤング係数が急激に低下し, その後は, 加熱時間に関係なく一定となる傾向にある。

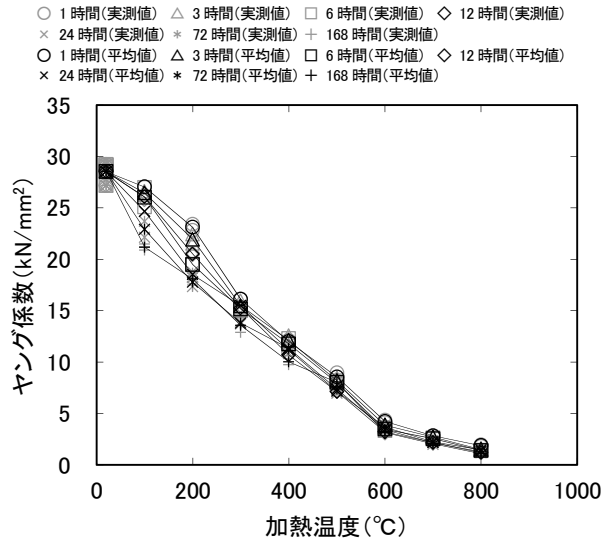


図 4.8 ヤング係数と加熱温度の関係

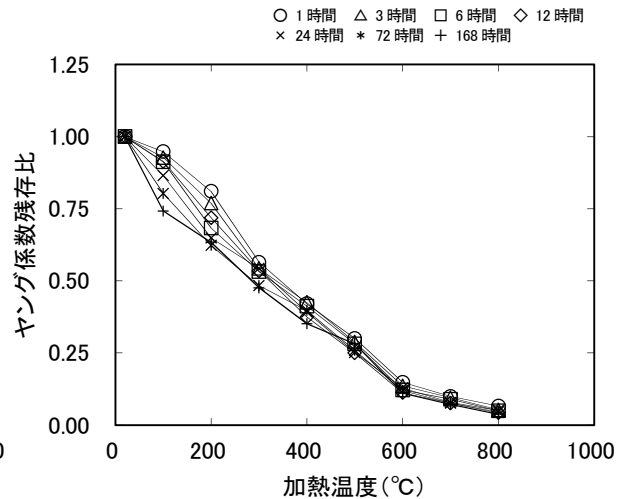


図 4.9 ヤング係数残存比と加熱温度の関係

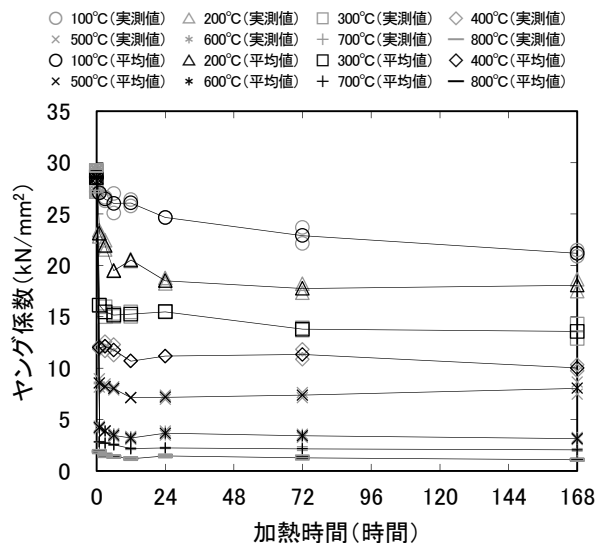


図 4.10 ヤング係数と加熱時間の関係

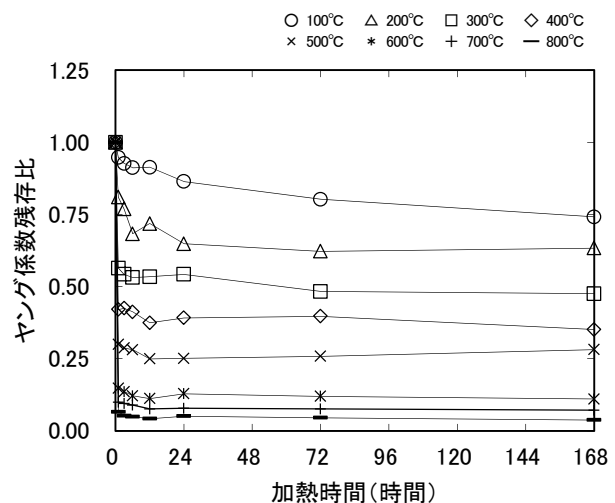


図 4.11 ヤング係数残存比と加熱時間の関係

4.3.3 破壊靱性試験による破壊進展状況

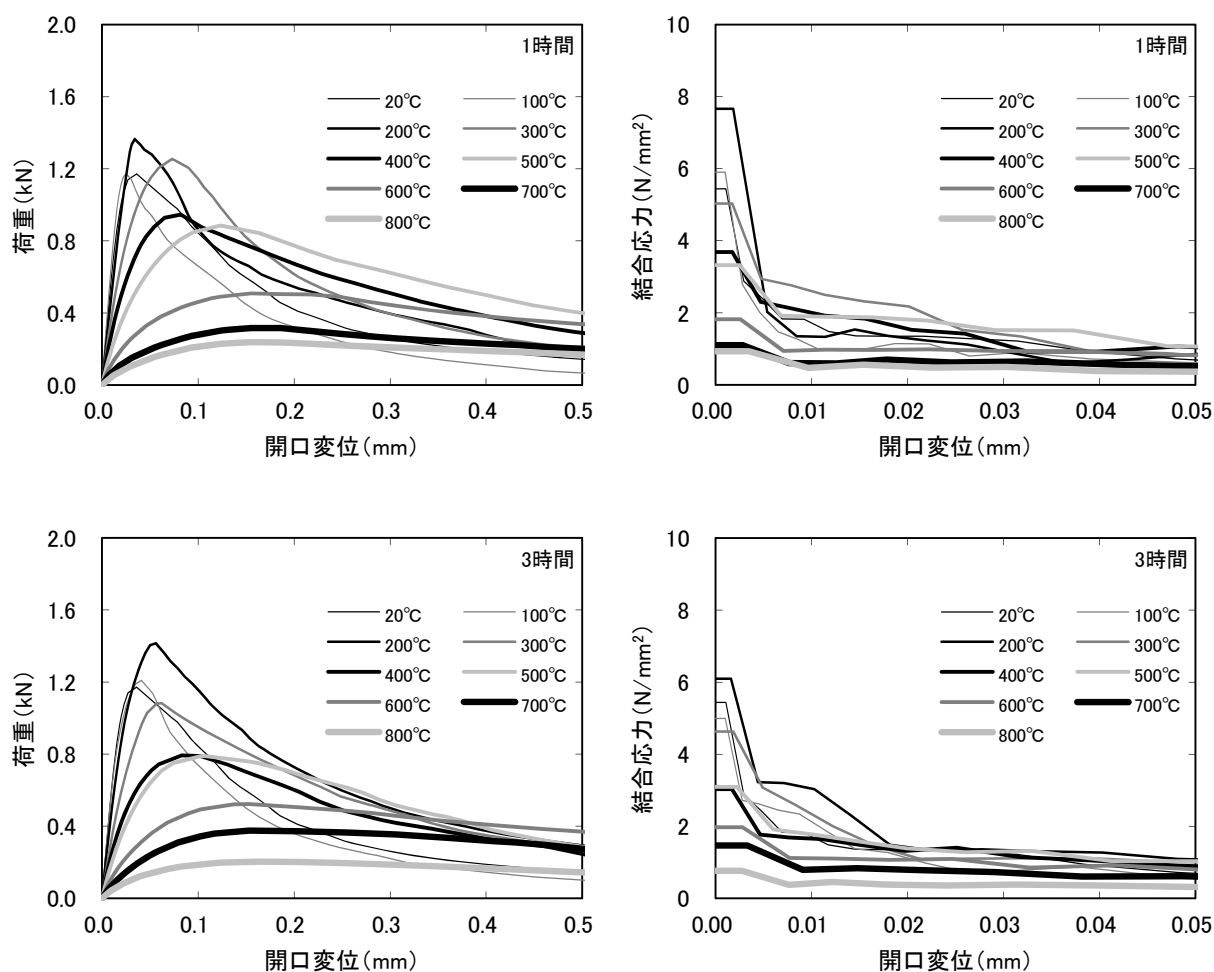
加熱時間に関係なく, 加熱温度が低い場合は破壊が直線的に進展するが, 加熱温度 300°C 以上では, 蛇行するように破壊が進展した。さらに, 加熱温度 500, 800°C では, 破壊が枝分かれするように進展するものもあった。

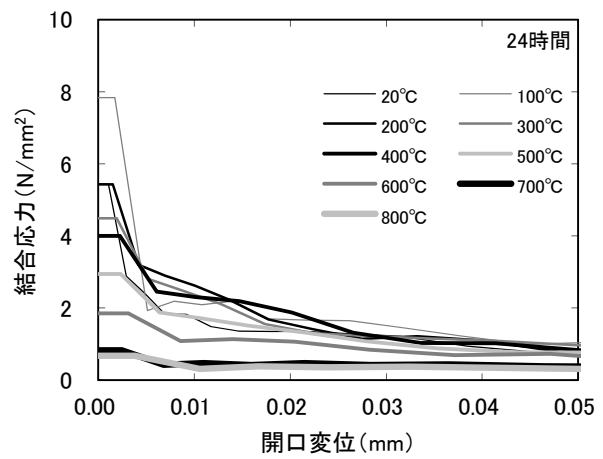
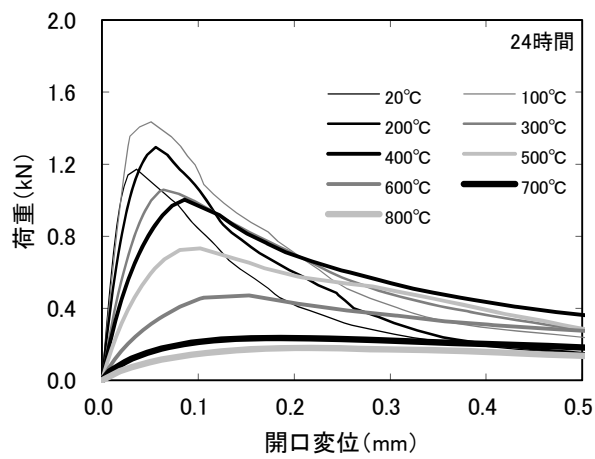
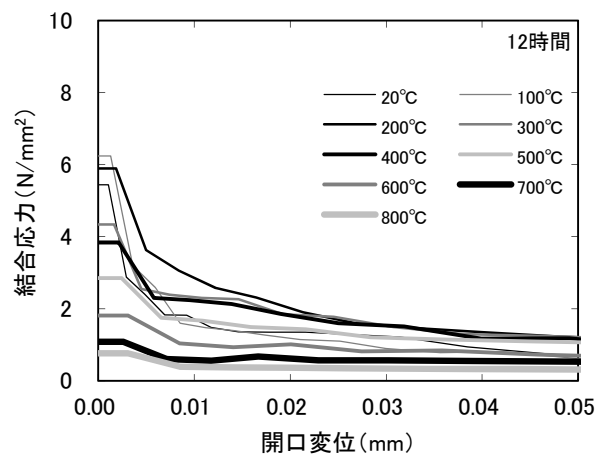
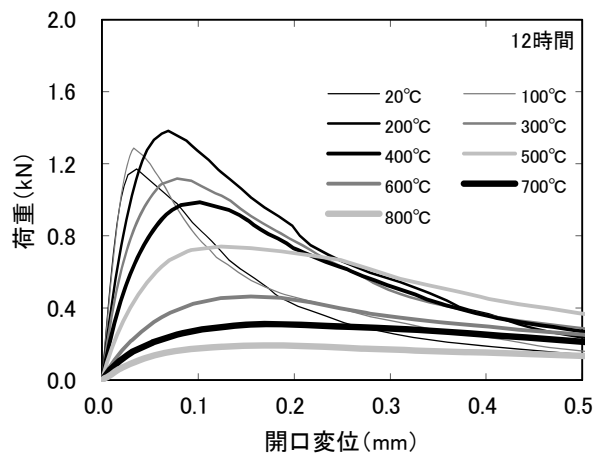
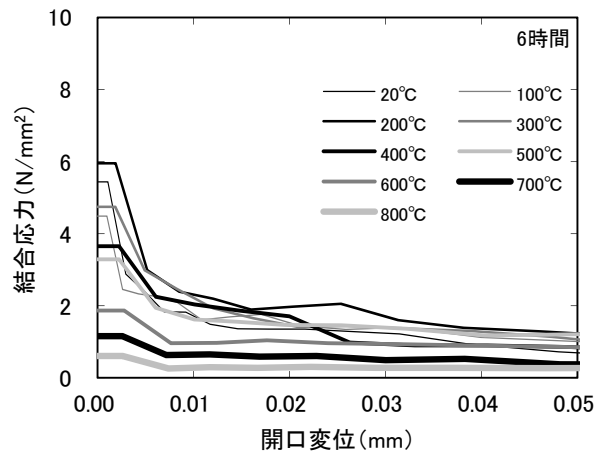
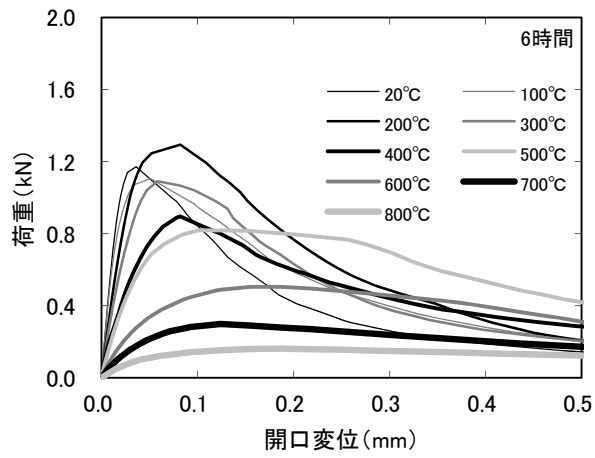
4.3.4 荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線

図 4.12 に荷重－開口変位曲線，図 4.13 に引張軟化曲線を示す。なお，図に示す荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線は，同一条件での代表的な試験結果である。

荷重－開口変位曲線の最大荷重は，加熱時間 1，3，6，12 時間では加熱温度 200℃，加熱時間 24 時間以上では加熱温度 100℃で最も大きくなっている。また，グラフ形状は，加熱温度が低い場合は，荷重増加時の傾きが大きく直線的であり，最大荷重以降の低下も急勾配となっている。しかし，加熱温度の上昇とともに，次第に荷重増加時の傾きが小さく，最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなっている。加熱温度が低いときは破壊進行領域に加熱による微細ひび割れなどの欠陥が少なく，載荷によるひび割れが直線的に進展するために，破壊が脆性的となるが，加熱温度が高くなると破壊進行領域に微細ひび割れなどの欠陥が多数存在するために，ひび割れがそれらの欠陥を介して進展し，破壊が脆性的とはならず，荷重低下も緩やかになると考えられる。

引張軟化曲線は，各加熱時間で初期結合応力に差がみられるが，結合応力は開口変位の増加とともに低下し，その低下は加熱温度の上昇とともに緩やかになっている。結合応力の低下が緩やかになるのは，加熱温度の上昇とともに，破壊の進展が蛇行するためであると考えられる。





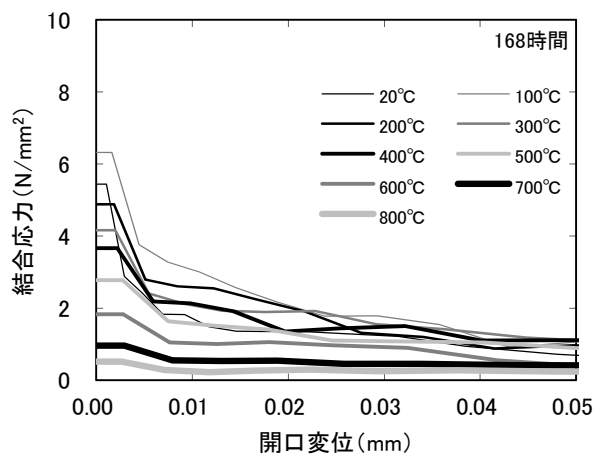
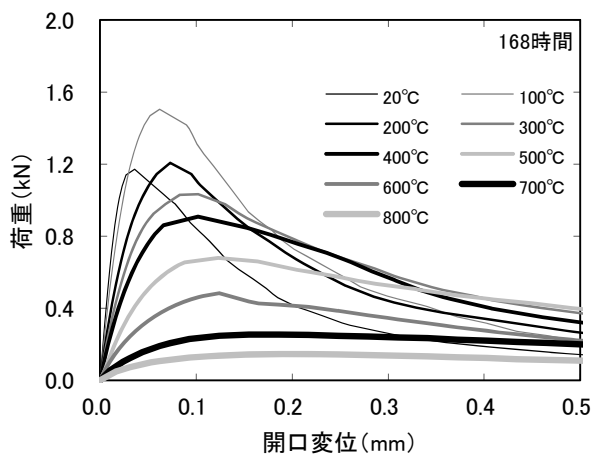
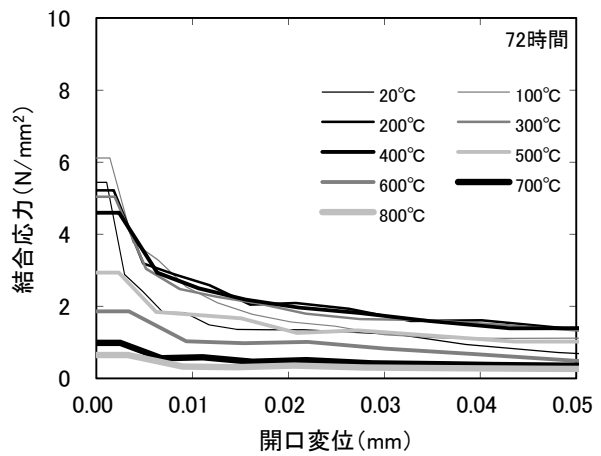
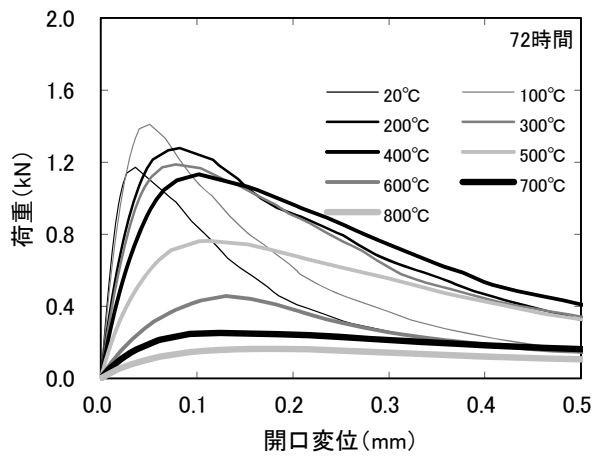


図 4.12 荷重－開口変位曲線

図 4.13 引張軟化曲線

4.3.5 破壊特性

(1) 初期結合応力

図 4.14 に初期結合応力と加熱温度の関係、図 4.15 に 20°C に対する初期結合応力残存比と加熱温度の関係を示す。初期結合応力は、加熱時間 1, 3, 6, 12 時間では加熱温度 200°C、加熱時間 24 時間以降では加熱温度 100°C で最大となっており、加熱時間が長くなるにともない、初期結合応力が最大となる温度が低温側にシフトしている。そして、初期結合応力が最大となった後は、加熱時間に関係なく加熱温度の上昇とともに初期結合応力は低下している。加熱温度 200°C までは、加熱による未水和セメントの水和促進や、自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮する際に圧縮応力が発生し、初期結合応力が増加するが、加熱時間が長くなるとともに自由水や毛管水などの逸散が低温側で多くなり、初期結合応力が最大となる温度も低温側にシフトすると考えられる。そして、初期結合応力が最大となった後は、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失による微細ひび割れなどの影響が大きくなり、初期結合応力が低下していると考えられる。

図 4.16 に初期結合応力と加熱時間の関係, 図 4.17 に 20°C に対する初期結合応力残存比と加熱時間の関係を示す。加熱温度が低い場合は, 加熱時間 24 時間程度までは傾向が異なっているが, 加熱時間 24 時間以降は加熱温度に関係なく, 初期結合応力は一定となる傾向にある。これは, 加熱温度 100°C では加熱時間 72 時間, 加熱温度 200°C 以上では加熱時間 24 時間以降で質量変化率がほぼ一定となることから (図 4.3), 質量変化が収束すると初期結合応力も一定の値となる傾向にあると考えられる。

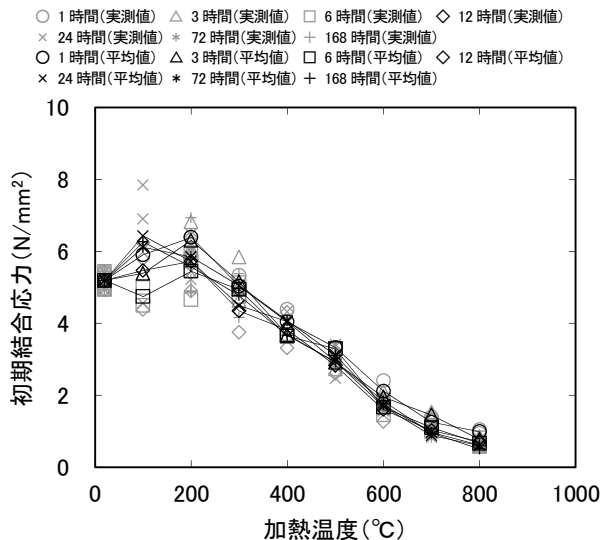


図 4.14 初期結合応力と加熱温度の関係

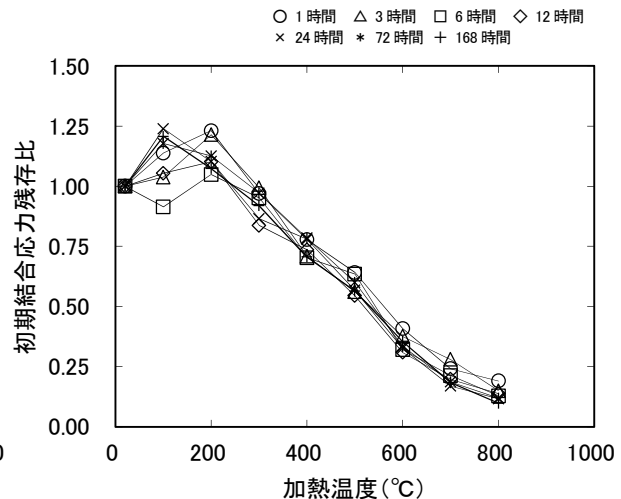


図 4.15 初期結合応力残存比と加熱温度の関係

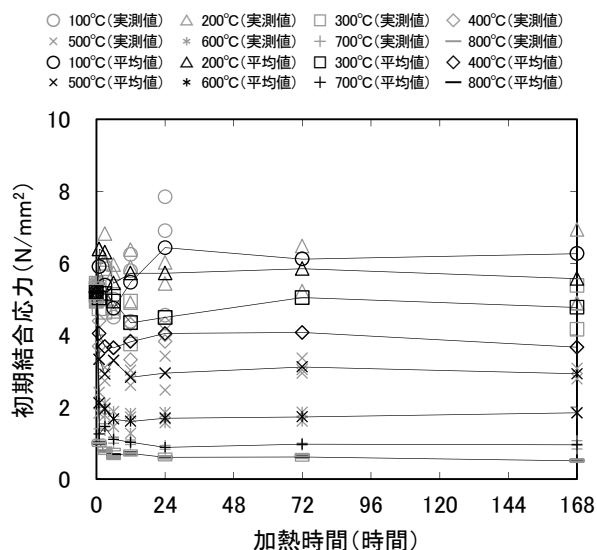


図 4.16 初期結合応力と加熱時間の関係

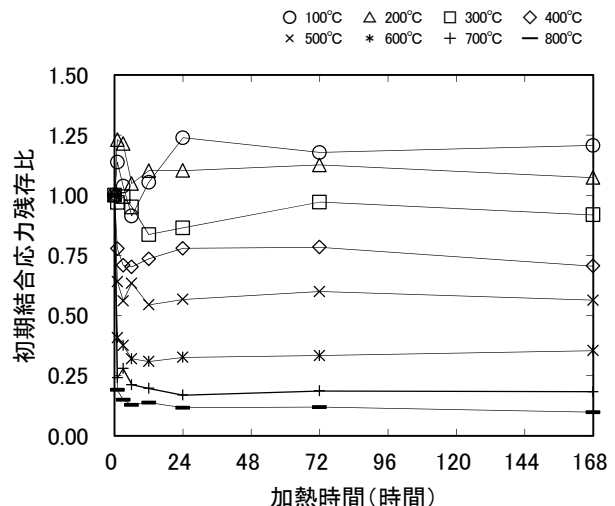


図 4.17 初期結合応力残存比と加熱時間の関係

(2) 破壊エネルギー

図 4.18 に破壊エネルギーと加熱温度の関係, 図 4.19 に 20°C に対する破壊エネルギー残存率と加熱温度の関係を示す。破壊エネルギーは加熱時間 6 時間までは加熱温度 500~600°C まで増加している。また, 加熱時間 12 時間以降では加熱温度 400°C まで増加して最大となっている。なお, 破壊エネルギーが最大となった後は, 加熱時間に関係なく加熱温度の上昇とともに破壊エネルギーは低下している。

破壊エネルギーも、圧縮強度や初期結合応力と同様に、加熱時間が長くなるにともない最大となる加熱温度が低温側にシフトする傾向にある。加熱にともなう未水とセメントの水和促進、自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮しようとする際に発生すると考えられる圧縮応力による結合応力の増加、また、加熱により C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解による結合水の脱水によってセメント水和物の収縮、消失、微細ひび割れ発生の影響により破壊進行領域が拡大することで破壊に要するエネルギーも増加するため、破壊エネルギーはある加熱温度までは増加すると考えられる。しかし、セメント水和物の熱分解が進行すると、破壊進行領域は拡大するものの、結合応力の低下が大きくなるために、破壊進展時のエネルギーが小さくなり、破壊エネルギーが低下すると考えられる。加熱時間が短いときはセメント水和物の収縮、消失、微細ひび割れ発生が高温側で起こるものの、加熱時間が長くなると、それらの現象が低温側で生じるために、破壊エネルギーが最大となる温度が低温側にシフトすると考えらえる。

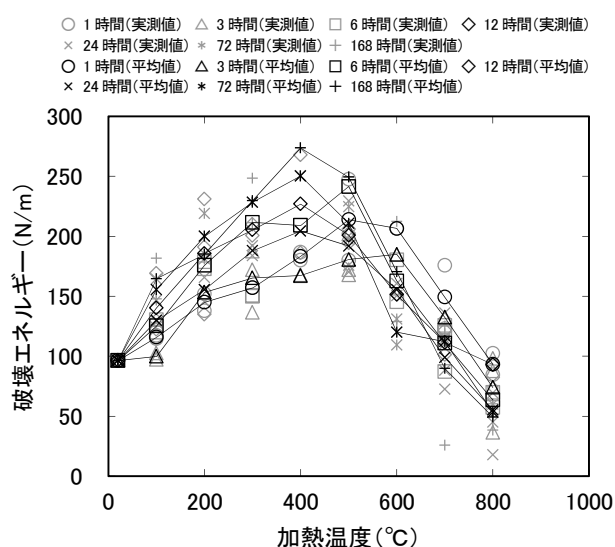


図 4.18 破壊エネルギーと加熱温度の関係

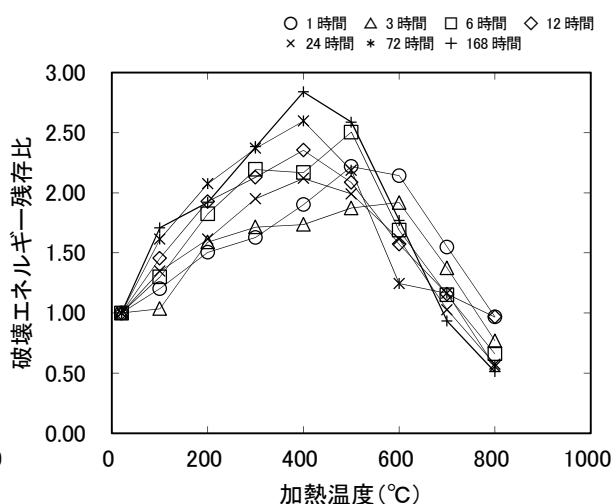


図 4.19 破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係

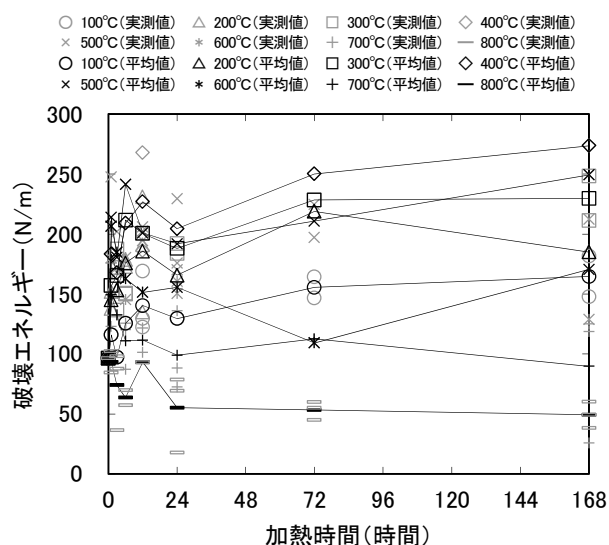


図 4.20 破壊エネルギーと加熱時間の関係

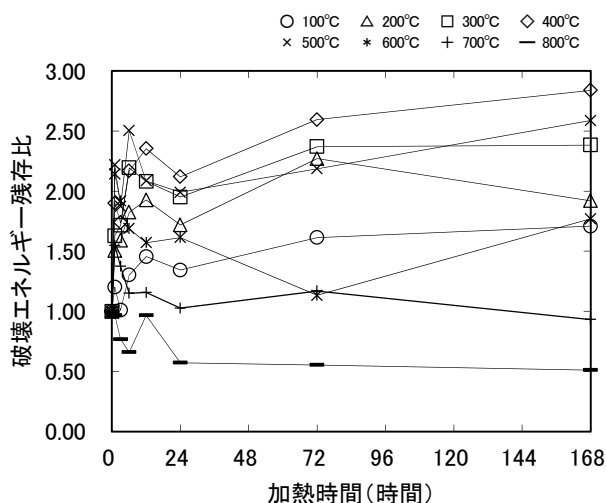


図 4.21 破壊エネルギー残存比と加熱時間の関係

図 4.20 に破壊エネルギーと加熱時間の関係、図 4.21 に 20℃に対する破壊エネルギー残存率と加熱時間の関係を示す。加熱温度 500℃までは加熱時間によって破壊エネルギーに増減があるが、加熱時間 1 時間と比較して 12 時間で増加し、24 時間で一旦低下した後、再び増加する傾向にある。また、加熱温度 600℃以上では加熱時間 24 時間以降はほぼ一定となっている。

4.4 まとめ

本章では、コンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800℃に加熱時間 1, 3, 6, 12, 24, 72, 168 時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす加熱時間の影響について検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) 質量変化率と加熱温度の関係は、加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃まで、加熱時間 3, 6, 12, 24 時間で加熱温度 200℃まで、加熱時間 72, 168 時間で加熱温度 100℃までの質量減少が大きく、その後は、加熱時間に関係なく、加熱温度の上昇とともに質量が緩やかに減少する。
- 2) 質量変化率と加熱時間の関係は、加熱温度 100℃では加熱時間 72 時間、加熱温度 200℃以上では加熱時間 24 時間以降で質量減少率がほぼ一定となっている。
- 3) 圧縮強度と加熱温度の関係は、加熱時間 1 時間で加熱温度 300℃、加熱時間 3, 6, 12, 24 時間で加熱温度 200℃、加熱時間 72, 168 時間で加熱温度 100℃において圧縮強度が最大となり、その後は、加熱温度の上昇とともに加熱時間に関係なく同程度の割合で低下する。加熱時間が長くなるにともない、圧縮強度が最大となる加熱温度が低温側にシフトする。
- 4) 圧縮強度と加熱時間の関係は、加熱時間 24 時間までは加熱温度により圧縮強度の増減が異なる傾向にある。加熱時間 24 時間以降では、加熱温度 100℃で加熱時間 24 時間以降も 72 時間まで圧縮強度が増加するものの、加熱温度 200℃以上では一定となる傾向にある。
- 5) ヤング係数と加熱温度の関係は、ヤング係数は加熱温度の上昇とともに低下するが、加熱温度 100, 200℃で加熱時間が長くなるとともに低下が大きくなる。
- 6) ヤング係数と加熱時間の関係は、加熱温度 100℃で加熱時間とともにヤング係数は緩やかに低下するが、加熱温度 200, 300℃で加熱時間 24 時間、加熱温度 400℃以上では加熱時間 1 時間でヤング係数が急激に低下し、その後は、加熱時間に関係なく一定となる傾向にある。
- 7) 破壊靱性試験における破壊進展は、加熱時間に関係なく加熱温度が低い場合は破壊が直線的に進展するが、加熱温度 300℃以上では、蛇行するように破壊が進展する。さらに、加熱温度 500, 800℃では、破壊が枝分かれするように進展するものもある。
- 8) 荷重－開口変位曲線における最大荷重は、加熱時間 1, 3, 6, 12 時間で加熱温度 200℃、加熱時間 24 時間以上で加熱温度 100℃で最も大きくなる。また、グラフ形状は、加熱温度が低い場合は荷重増加時の傾きが大きく直線的であり、最大荷重以降の低下も急勾配となるが、加熱温度の上昇にともない、次第に荷重増加時の傾きが小さく、最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなる。
- 9) 引張軟化曲線は、各加熱時間で初期結合応力に差がみられるが、結合応力は開口変位の増加にともない低下し、その低下は加熱温度の上昇とともに緩やかになっている。
- 10) 初期結合応力と加熱温度の関係は、加熱時間 1～12 時間で加熱温度 200℃、加熱時間 24 時間以降で加熱温度 100℃で最大となり、加熱時間が長くなるとともに最大となる加熱温度が低温側にシフトする。その後は、加熱時間に関係なく加熱温度の上昇とともに初期結合応力は低下する。

- 11) 初期結合応力と加熱時間は、加熱温度が低い場合は、加熱時間 24 時間程度までは傾向が異なっているが、加熱時間 24 時間以降は加熱温度に関係なく、初期結合応力は一定となる傾向にある。
- 12) 破壊エネルギーと加熱温度の関係は、加熱時間 6 時間までは加熱温度 500～600℃まで増加し、加熱時間 12 時間以降では加熱温度 400℃まで増加して最大となる。なお、破壊エネルギーが最大となった後は、加熱時間に関係なく加熱温度の上昇とともに破壊エネルギーは低下する。破壊エネルギーも、圧縮強度や初期結合応力と同様に、加熱時間が長くなるにともない最大となる加熱温度が低温側にシフトする傾向にある。
- 13) 破壊エネルギーと加熱時間の関係は、加熱温度 500℃までは加熱時間によって増減があるが、加熱時間 1 時間と比較して 12 時間で増加し、24 時間で一旦低下した後、再び増加する傾向にある。また、加熱温度 600℃以上では加熱時間 24 時間以降はほぼ一定となる。

5 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響

5.1 はじめに

前章までの結果により、コンクリートの力学特性および破壊特性は、加熱による質量変化が安定するとともに一定の値となる傾向があることが示された。また、質量変化は4章の結果より、加熱時間24～72時間程度で安定することが明らかとなった。

本章では、粗骨材に砂岩、花崗閃緑岩、石灰岩、チャートの4種類を用いたコンクリート供試体について、加熱温度100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800℃に加熱時間168時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響について検討を行った。

写真5.1に粗骨材に砂岩、石灰岩を用いた供試体の加熱後の状況を示す。砂岩には石英が含まれているが、その石英が575℃で α 型から β 型に転移する際に急激に膨張するために[142]、加熱後の供試体の一部にひび割れを生じたと考えられる。また、石灰岩については、コンクリートの乾燥収縮ひずみを低減する目的で用いられる場合が多い骨材であるが、加熱により崩壊したために、加熱温度700, 800℃で試験を行うことができなかった。これは、加熱温度650～900℃で石灰岩が脱炭酸するために[143]、供試体の体積が膨張したと考えられる。なお、石灰岩を用いた供試体写真は加熱炉内のものを示すが、加熱前には供試体と加熱炉の天井との間に10mmほどの隙間があったが、加熱後は隙間がなくなっていた。



粗骨材に砂岩を用いた供試体(加熱温度 800℃)



粗骨材に石灰岩を用いた供試体(加熱温度 700℃)

写真 5.1 加熱後の供試体

5.2 実験概要

5.2.1 供試体概要

表5.1に使用材料を示す。粗骨材には4種類の骨材を用いた。図5.1に用いた骨材の粉末X線回折結果を示す。粉末X線回折の測定は、粉末X線回折装置(BrukerAXS社製)により、X線源Cu-K α ，管電圧30kV，管電流10mA，走査範囲 $2\theta=5\sim65^\circ$ ，ステップ幅 0.02° で行った。なお、表5.1中に示す鉱物組成は、粉末X線回折結果から得られた主な鉱物組成である。これをみると、砂岩、花崗閃緑岩、チャート、陸砂は石英、そして、石灰岩には方解石が含まれている。

表 5.1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.16g/cm ³
細骨材	陸砂	S	表乾密度 2.58g/cm ³ , 吸水率 2.15%, 粗粒率 2.68 鉱物組成: 石英 (SiO ₂), 曹長石 (NaAlSi ₃ O ₈), 白雲母 (KAl ₂ (AlSi ₃)O ₁₀ (OH) ₂)
粗骨材	砂岩	G1	表乾密度 2.66g/cm ³ , 吸水率 0.53%, 実積率 62.4% 鉱物組成: 石英 (SiO ₂), 灰長石 (CaAl ₂ Si ₂ O ₈), 曹長石 (NaAlSi ₃ O ₈), 白雲母 (KAl ₂ (AlSi ₃)O ₁₀ (OH) ₂)
	花崗閃緑岩	G2	表乾密度 2.71g/cm ³ , 吸水率 1.37%, 実積率 59.5% 鉱物組成: 灰長石 (CaAl ₂ Si ₂ O ₈), 曹長石 (NaAlSi ₃ O ₈), 石英 (SiO ₂), クリノクロア石 ((Mg,Fe) ₅ Al(Si ₃ Al)O ₁₀ (OH) ₈), 苦土普通角閃石 (Ca ₂ Mg ₄ AlSi ₇ AlO ₂₂ (OH) ₂)
	石灰岩	G3	表乾密度 2.71g/cm ³ , 吸水率 0.27%, 実積率 61.0% 鉱物組成: 方解石 (CaCO ₃)
	チャート	G4	表乾密度 2.64g/cm ³ , 吸水率 1.10%, 実積率 58.0% 鉱物組成: 石英 (SiO ₂), 白雲母 (KAl ₂ (AlSi ₃)O ₁₀ (OH) ₂)
混和剤	AE 減水剤	Ad	リグニンスルホン酸化合物とポリカルボン酸エーテルの複合体

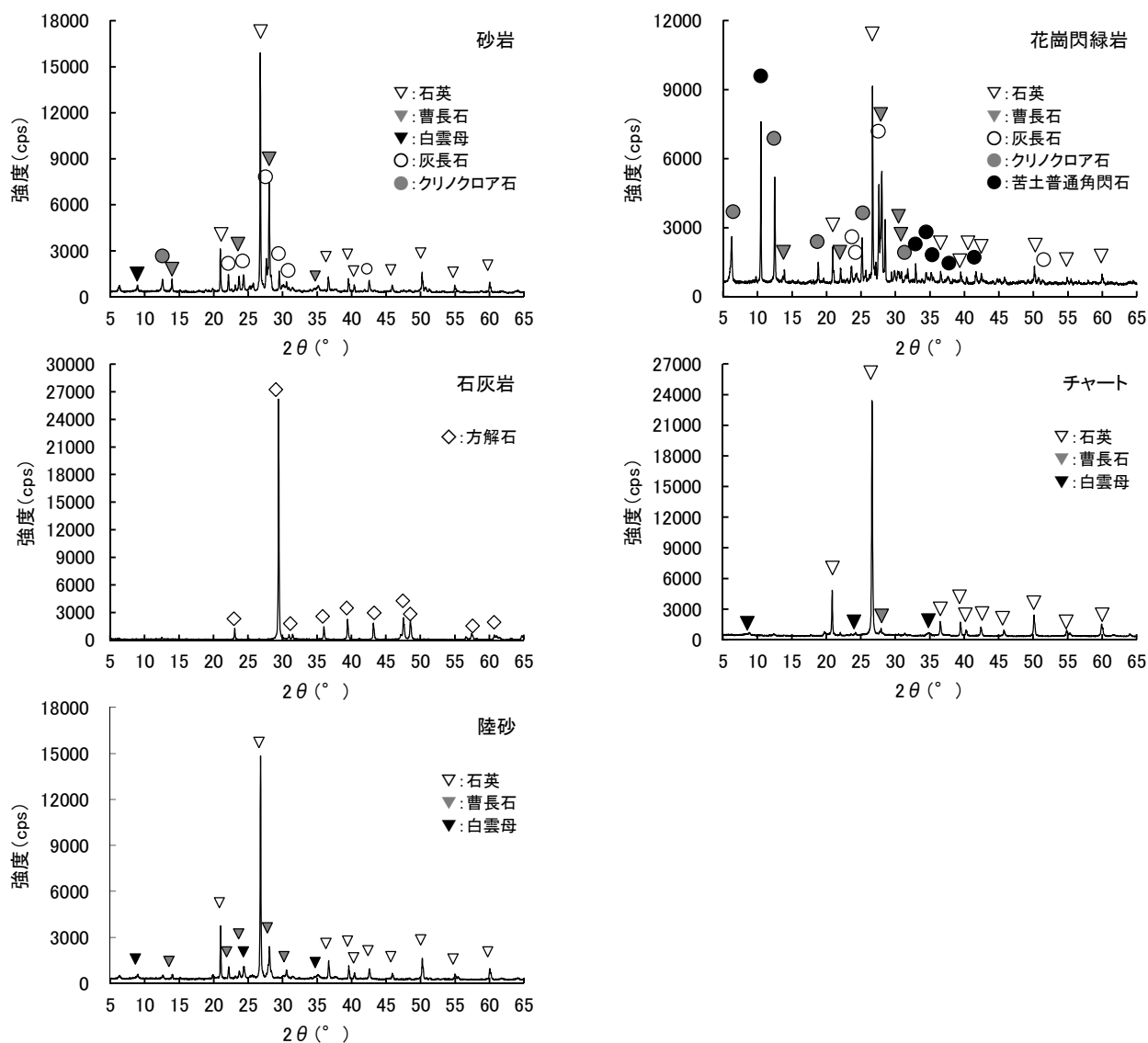


図 5.1 骨材の粉末 X 線回折結果

表 5.2 に調合，表 5.3 に実験の要因と水準を示す。コンクリートには 4 種類の粗骨材を用い，粗骨材が混入されていないモルタルも作製した。供試体は，前章まで用いた供試体の水セメント比およびフレッシュ性状と同等となるように，水セメント比 57%，目標スランプ 18cm，目標空気量 4.5%とした。なお，粗骨材量は容積 356l/m^3 一定とし，スランプおよび空気量は混和剤量で調整した。

供試体は温度 20°C の恒温室で作製した。供試体の練混ぜには，容量 100 リットルのパン形ミキサを使用した。コンクリートの練混ぜは，ミキサにセメントと細骨材を投入し 10 秒間，水および混和剤を投入し 30 秒間練混ぜを行った後に粗骨材を投入，さらに 90 秒間練混ぜを行った。モルタルの練混ぜは，ミキサにセメントと細骨材を投入し 10 秒間，水および混和剤を投入し 30 秒間練混ぜを行った後に掻き落とし，さらに 90 秒間練混ぜを行った。なお，練混ぜ量は 1 バッチにつき 100 リットルとし，各調合 3 バッチの練混ぜを行い，それぞれフレッシュ試験後に型枠に打ち込んだ。

供試体は各試験条件につき，破壊特性を評価するためのくさび割裂試験用供試体（ $100\times 100\times 120\text{mm}$ ）3 体，圧縮強度試およびヤング係数測定用供試体（ $\phi 100\times 200\text{mm}$ ）3 体とした。供試体は打込み後 2 日で脱型し，材齢 26 週まで 20°C 水中養生を行なった後に加熱および試験を行った。表 5.4 にフレッシュ性状および各材齢での強度試験結果を示す。

表 5.2 調合（単位： kg/m^3 ）

粗骨材	G_{\max} (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	W	C	S	G1	G2	G3	G4	Ad
砂岩	20	18	4.5	57.0	47.9	175	307	844	947	—	—	—	2.46
花崗閃緑岩	20	18	4.5	57.0	47.9	175	307	844	—	965	—	—	4.30
石灰岩	20	18	4.5	57.0	47.9	175	307	844	—	—	965	—	2.46
チャート	20	18	4.5	57.0	47.9	175	307	844	—	—	—	940	4.61
なし（モルタル）	—	—	—	57.0	100.0	292	512	1409	—	—	—	—	—

表 5.3 実験の要因と水準

要因	水準
粗骨材の有無	あり（コンクリート），なし（モルタル）
粗骨材種類	砂岩，花崗閃緑岩，石灰岩，チャート
加熱時最高温度（ $^\circ\text{C}$ ）	100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800

表 5.4 フレッシュ性状および各材齢での強度試験結果

粗骨材	バッチ	スランプ (cm)	空気量 (%)	スランプ 平均 (cm)	空気量 平均 (%)	圧縮強度 (N/mm^2)		ヤング係数 (kN/mm^2)	
						4 週 20°C 水中	26 週 20°C 水中	4 週 20°C 水中	26 週 20°C 水中
砂岩	1	17.5	4.3	17.5	4.3	39.3	45.5	27.9	31.7
	2	17.0	4.3						
	3	18.0	4.3						
花崗閃緑岩	1	18.0	4.0	18.0	4.2	40.1	46.5	25.7	28.9
	2	18.0	4.3						
	3	18.0	4.4						
石灰岩	1	17.5	4.3	17.5	4.4	39.0	47.3	31.1	33.1
	2	17.5	4.4						
	3	17.0	4.4						
チャート	1	17.5	5.4	17.5	5.1	38.2	43.5	27.7	30.3
	2	17.0	4.9						
	3	17.5	5.1						
なし (モルタル)	1	$222\times 221^*$	—	222^*	—	46.0	57.0	24.0	27.1
	2	$223\times 220^*$	—						
	3	$223\times 221^*$	—						

* フロー値 (mm)

5.2.2 試験方法

(1) 加熱方法

加熱時の炉内における最高温度（加熱温度）は 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800℃とし、比較用として加熱なし（20℃）についても試験を行った。加熱時の最高温度保持時間（加熱時間）は 168 時間とした。なお、加熱方法は前章までと同じである。

(2) 熱膨張率測定方法

粗骨材に用いた岩石 4 種類およびモルタルに関して、熱膨張率を熱機械分析装置（NETZSCH 社製）により測定した。岩石およびモルタルを約 7×7×20mm 角の大きさに整形したものを試験片とした。

測定は、岩石は気乾状態、モルタルは表乾状態のものを室温から 1000℃まで昇温速度 5℃/min、窒素フロー（200ml/min）環境下で行った。なお、本研究では、試験片を設置した装置内温度を 30℃の状態に 1 時間保持した後に測定を開始した。

(3) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は JIS A 1108 に準じて行なった。また、同時にコンプレッソメータを用いてヤング係数を測定した（JIS A 1149）。

(4) 破壊靱性試験方法

破壊靱性試験はくさび割裂試験（1.2.3(1)）によった。試験には、クローズドループシステム型（閉回路機構）のサーボ・コントロール式油圧試験機（MTS 社製）を用い、切欠き端部の開口変位の変位速度を 0.02mm/min に設定して試験を行った。

(5) 破壊特性の評価方法

引張軟化曲線の推定方法は、多直線近似法（1.2.3(3)）により逆解析して求めた。破壊力学パラメータは、初期結合応力および破壊エネルギー（1.2.3(2)）によった。

5.3 実験結果および考察

5.3.1 熱膨張特性

図 5.2 に熱膨張率と温度の関係を示す。骨材は全てが温度上昇とともに膨張している。また、砂岩、花崗閃緑岩、チャート、細骨材に陸砂を用いたモルタルは、550～600℃程度で膨張が大きくなっている。これは、砂岩、花崗閃緑岩、チャート、陸砂に含まれている石英が 575℃で α 型から β 型に転移する際に急激に膨張するためである[142]。

石灰岩は温度上昇とともに膨張するが、890℃から収縮している。これは、石灰岩の主要鉱物である方解石が650～900℃で熱分解により炭酸ガスを放出するために[143]、890℃から収縮していると考えられる。なお、砂岩および石灰岩の熱膨張率と温度の関係は既往の研究と同様の傾向である[144]。

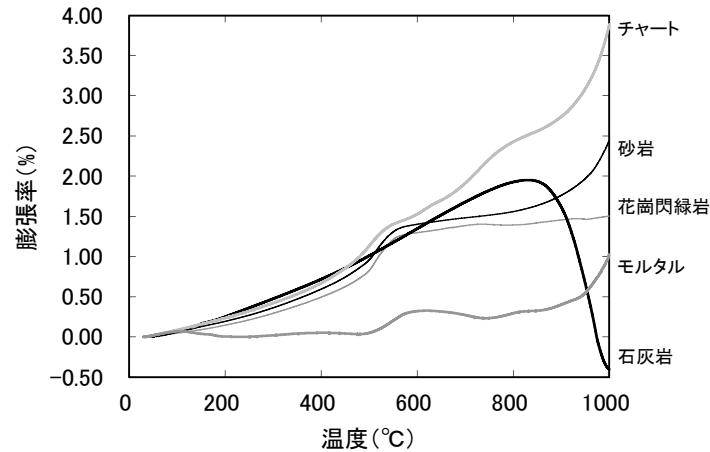


図 5.2 熱膨張率と温度の関係

5.3.2 質量変化

図 5.3 に質量変化率と加熱温度の関係を示す。コンクリートと比較してモルタルの質量減少率が高い。これは、モルタルの単位水量がコンクリートより大きいためである。なお、コンクリートに関しては、粗骨材種類による差はほとんどみられない。

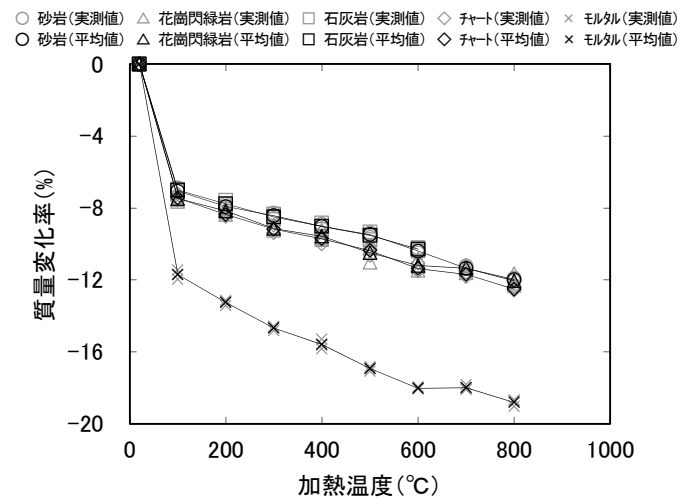


図 5.3 質量変化率と加熱温度の関係

5.3.3 力学特性

(1) 圧縮強度

図 5.4 に圧縮強度と加熱温度の関係、図 5.5 に 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱温度の関係を示す。圧縮強度は、コンクリートと比較してモルタルの方が大きい。コンクリートは砂岩、花崗閃緑岩、チャートがほぼ同じで、石灰岩が若干小さい[118]。これは、石灰岩が加熱後に冷却する際の収縮率が大きいことにより、冷却時にモルタルと石灰岩の界面に隙間や微細ひび割れが多く発生していると考えられる[145][146]。なお、圧縮強度が最大となった後は、C-S-H が 100～300℃、水酸化カルシウムが 450～500℃で熱分解し[4]、結合水の脱水による水和物の収縮、消失により微細ひび割れなどが発生し、水和物が脆弱化するために粗骨材の有無に関係なく圧縮強度が低下していると考えられる。

加熱温度 100℃における圧縮強度残存比は、粗骨材が異なる場合でそれぞれ、砂岩が 0.97、花崗閃緑岩が 1.01、石灰岩が 0.86、チャートが 1.03、また、粗骨材が混入されていないモルタルが 1.07 であり、モルタルが上昇、砂岩、花崗閃緑岩、チャートがほとんど変化なし、石灰岩で低下した。これは、モルタルは加熱による未水和セメントの水和促進の影響により組織が緻密化して圧縮強度が増加するが、コンクリートは粗骨材とモルタルの熱膨張係数の差により、両者の間でひずみ差が生じ、微細ひび割れも発生するために強度がほとんど変化しないか、低下すると考えられる。なお、石灰岩は、砂岩、花崗閃緑岩、チャートと比較すると、高温加熱後の圧縮強度残存比が小さくなっている。

○ 砂岩(実測値) △ 花崗閃緑岩(実測値) □ 石灰岩(実測値) ◇ チャート(実測値) × モルタル(実測値)
○ 砂岩(平均値) △ 花崗閃緑岩(平均値) □ 石灰岩(平均値) ◇ チャート(平均値) × モルタル(平均値)

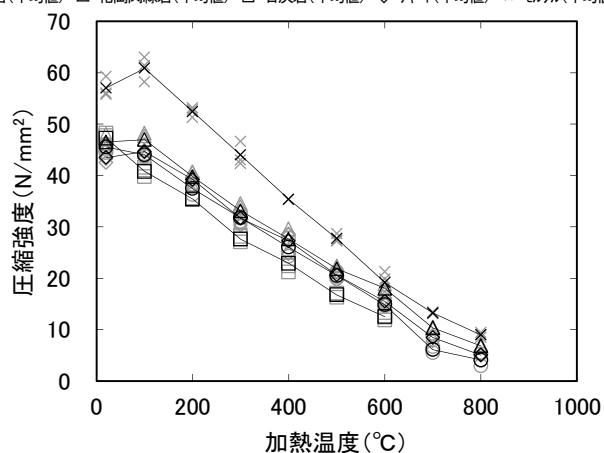


図 5.4 圧縮強度と加熱温度の関係

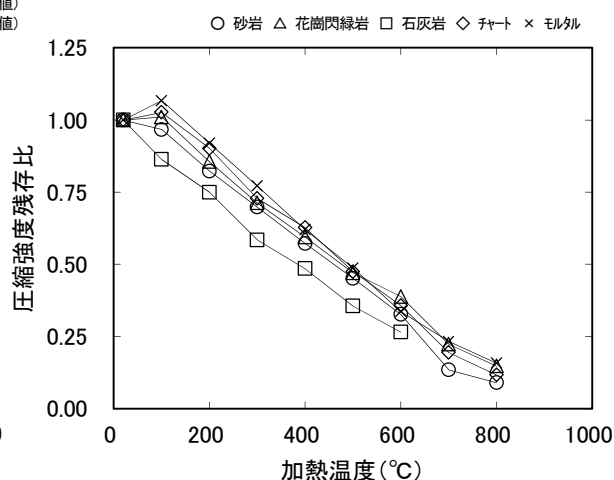


図 5.5 圧縮強度残存比と加熱温度の関係

(2) ヤング係数

図 5.6 にヤング係数と加熱温度の関係、図 5.7 に 20℃に対するヤング係数残存比と加熱温度の関係を示す。ヤング係数は、20℃ではモルタルがコンクリートと比較して小さいが、加熱後はモルタル、コンクリートとも加熱温度の上昇とともに低下している。これは、加熱にともなう自由水や毛管水の逸散、各水和物の熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失により生じた水和物と骨材間の隙間や微細ひび割れが圧縮載荷時に閉じていき、そのひずみが弾性ひずみとして現れていると考えられる[141]。

石灰岩を用いたコンクリートのヤング係数が、圧縮強度と同様に他の骨材を用いた場合と比較して小さくなっている。これは、石灰岩の冷却時の収縮率が大きいことにより、冷却時にモルタルと石灰岩の界面に隙間やひび割れが多く発生していると考えられる[145][146]。

○ 砂岩(実測値) △ 花崗閃緑岩(実測値) □ 石灰岩(実測値) ◇ チャート(実測値) × モルタル(実測値)
○ 砂岩(平均値) △ 花崗閃緑岩(平均値) □ 石灰岩(平均値) ◇ チャート(平均値) × モルタル(平均値)

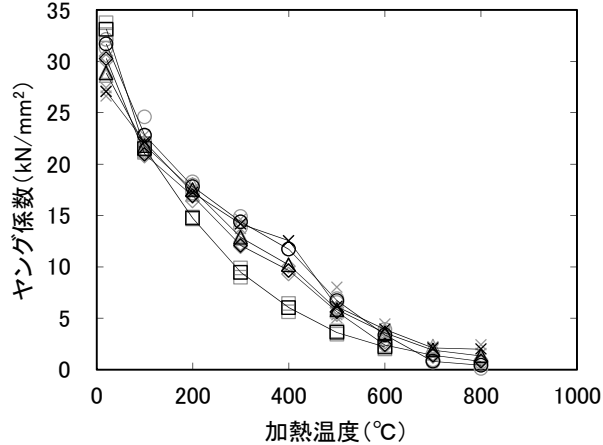


図 5.6 ヤング係数と加熱温度の関係

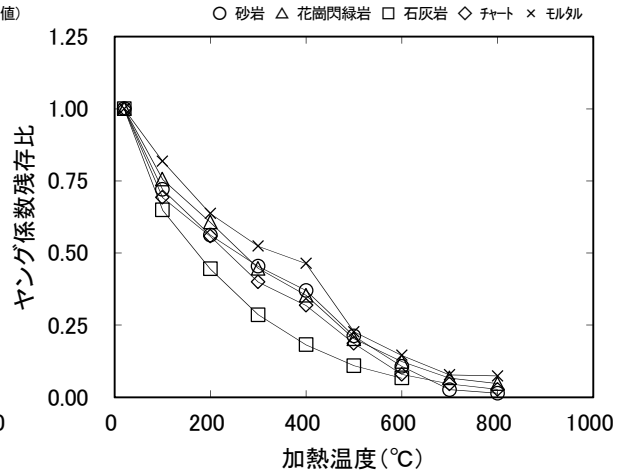


図 5.7 ヤング係数残存比と加熱温度の関係

5.3.4 破壊靱性試験による破壊進展状況

粗骨材の有無および粗骨材種類に関係なく、加熱温度が低い場合は破壊が直線的に進展するが、加熱温度の上昇とともに次第に蛇行するように、そして枝分かれするように進展するのが確認された。

本項では、3次元形状測定装置（キーエンス社製）を用いて、破壊靱性試験後の破面（100×50mm）のそれぞれ2.5mm程度内側（95×45mm）を計測し、撮影面積（投影面積）に対する表面積の比を算出した。図5.8にその結果を示す。コンクリートは、粗骨材の影響によりばらつきがあるものの、加熱温度の上昇とともに表面積が増加している。また、モルタルをみると、表面積の増加はほぼ直線的となる傾向にある。加熱温度の上昇とともに、破壊は蛇行しながら進展し、その結果、表面積が増加していることが確認できる。

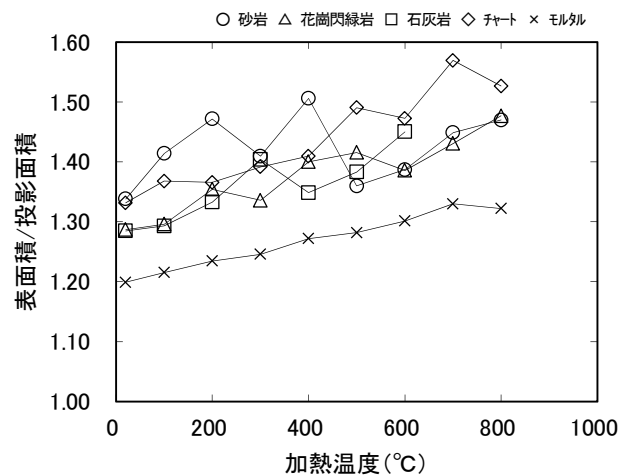
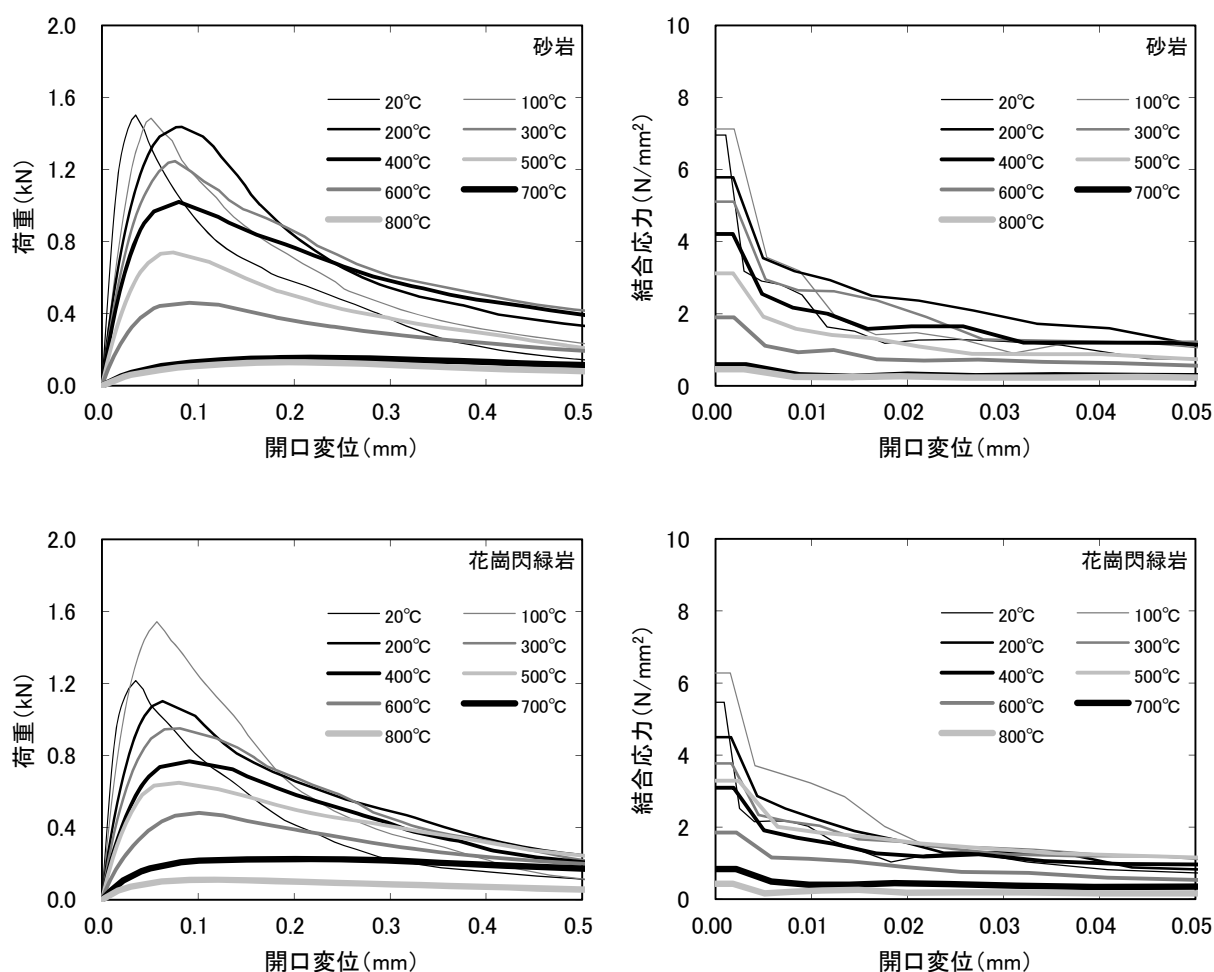


図 5.8 破壊靱性試験後の破面表面積比と加熱温度の関係

5.3.5 荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線

図 5.9 に荷重－開口変位曲線，図 5.10 に引張軟化曲線を示す。なお，図に示す荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線は，同一条件での代表的な試験結果である。

荷重－開口変位曲線の最大荷重は，砂岩は加熱温度 300℃まではほとんど変化がないが，その他は 20℃と比較して加熱温度 100℃で最大荷重が大きくなっている。各加熱温度における最大荷重は，モルタルが大きく，石灰岩が小さい。これは，モルタルは結合材であるペーストが多いため，また，石灰岩の加熱後の収縮率が大きいために[145][146]，冷却時にモルタルと石灰岩の界面に隙間やひび割れが多く発生していると思われる。砂岩，花崗閃緑岩，チャートに関しては，加熱にともなう熱膨張特性が同じような傾向にあることから（図 5.2），荷重－開口変位曲線も同様の傾向にあると考えられる。グラフ形状は，粗骨材種類に関係なく，加熱温度が低い場合は，荷重増加時の傾きが大きく直線的であり，最大荷重以降の低下も急勾配となっている。しかし，加熱温度の上昇にともない，次第に荷重増加時の傾きが小さく，最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなっている。加熱温度が低いときは破壊進行領域に加熱による微細ひび割れなどの欠陥が少なく，载荷によるひび割れが直線的に進展するために，破壊が脆性的となるが，加熱温度が高くなると破壊進行領域に微細ひび割れなどの欠陥が多数存在するために，ひび割れがそれらの欠陥を介して進展し，破壊が脆性的とはならず，荷重低下も緩やかになると考えられる。



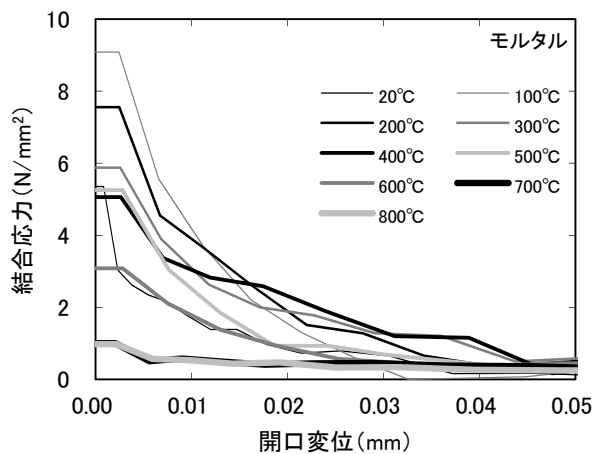
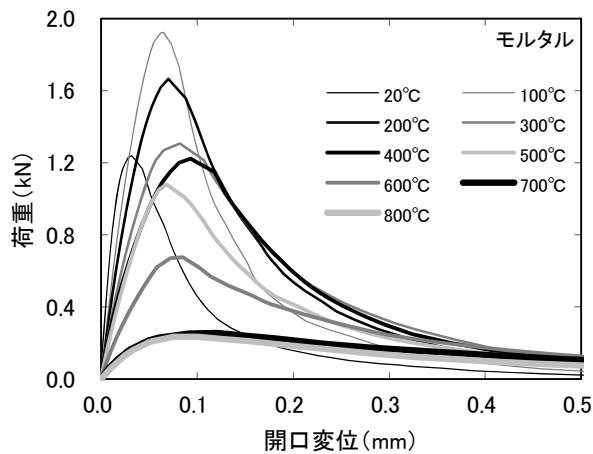
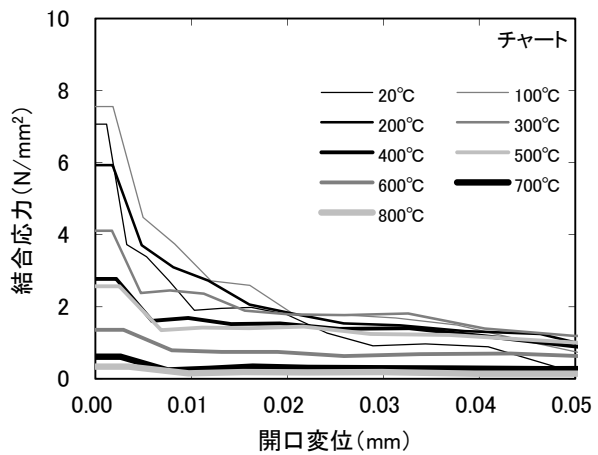
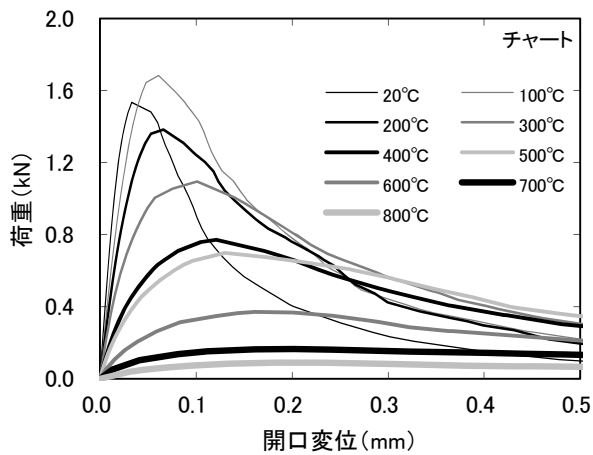
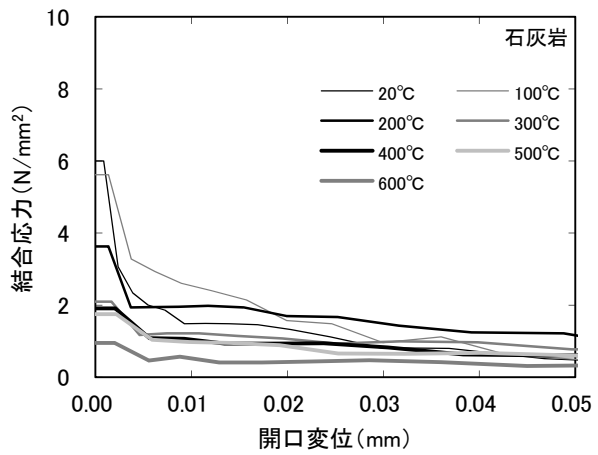
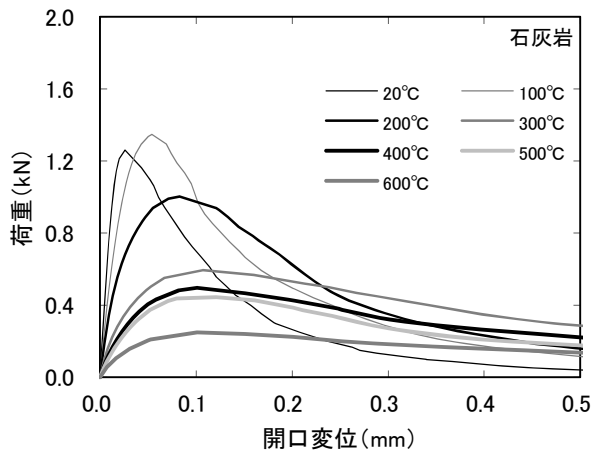


図 5.9 荷重－開口変位曲線

図 5.10 引張軟化曲線

引張軟化曲線は、開口変位の増加にともない結合応力は低下するが、低下は粗骨材の有無や粗骨材種類によって異なっている。モルタルは、コンクリートと比較して初期結合応力大きい。コンクリートは、砂岩、花崗閃緑岩、チャートが同じような傾向となっているが、石灰岩の開口変位の増加にともなう結合応力の低下が若干大きい。これは、石灰岩の冷却時の収縮率が大きいために[145][146]、他の骨材を用いた場合と比較して開口変位の増加にともなう結合応力の低下が大きくなっていると考えられる。

5.3.6 破壊特性

(1) 初期結合応力

図 5.11 に初期結合応力と加熱温度の関係、図 5.12 に 20℃に対する初期結合応力残存比と加熱温度の関係を示す。初期結合応力は、加熱前は砂岩およびチャートが 7N/mm^2 程度、閃緑岩、石灰岩、モルタルが 6N/mm^2 程度であった。加熱後は結合材料であるペーストが多いモルタルで大幅に増加し、コンクリートでは砂岩、閃緑岩、チャートで若干増加、石灰岩は低下した。砂岩、閃緑岩、チャートの初期結合応力が加熱温度 100°C で若干増加しているのは、加熱による未水和セメントの水和促進によるものと考えられる。一方、石灰岩の初期結合応力が加熱温度 100°C で低下しているのは、石灰岩の加熱後の収縮率が大きいために、モルタルと石灰岩の界面に隙間やひび割れが多く発生したためであると考えられる。なお、加熱温度 100°C 以上で全ての供試体で加熱温度の上昇とともに初期結合応力が低下している。これは、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失による微細ひび割れなどの影響、また、加熱によってセメントペーストは収縮し、骨材は膨張するため、両者の界面からペースト中にひび割れが発生していると考えられる。

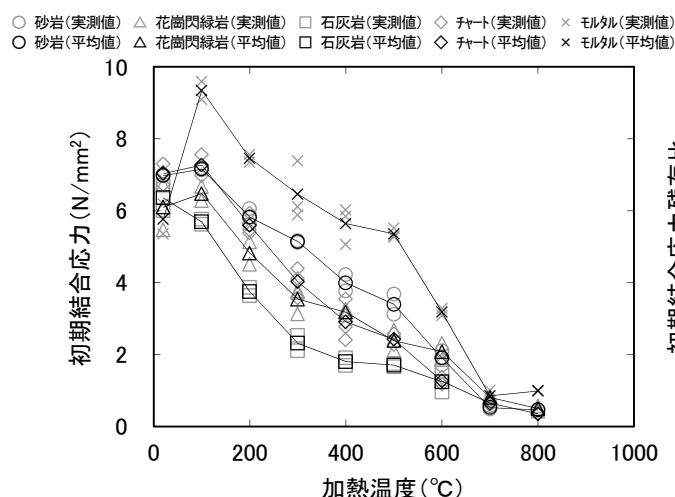


図 5.11 初期結合応力と加熱温度の関係

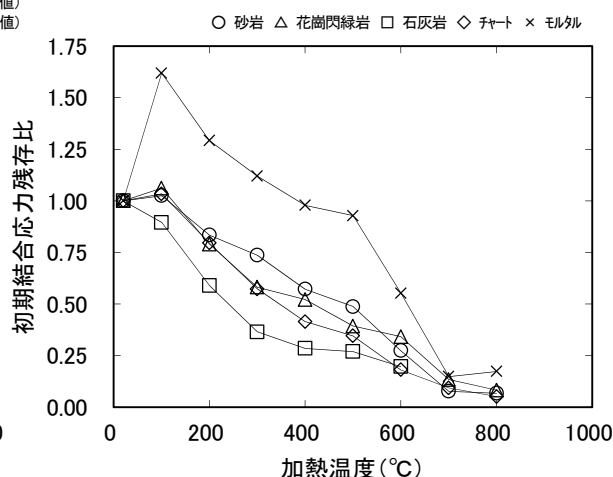


図 5.12 初期結合応力残存比と加熱温度の関係

(2) 破壊エネルギー

図 5.13 に破壊エネルギーと加熱温度の関係、図 5.14 に 20°C に対する破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係を示す。破壊エネルギーは、加熱前は砂岩が 130N/m 、チャートが 110N/m 、閃緑岩が 100N/m 、石灰岩が 80N/m 、モルタルが 60N/m 程度であった。加熱後は、全ての供試体で加熱温度の上昇とともに破壊エネルギーが加熱温度 300°C まで増加し、その後は低下している。加熱温度 300°C までは未水和セメントの水和促進、加熱により C-S-H の熱分解によってセメント水和物が収縮、消失して微細ひび割れが発生することで破壊進行領域が拡大するために破壊が枝分かれするように進展し、破壊に要するエネルギーが大きくなり、増加すると考えられる。しかし、その後は、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水によるセメント水和物の消失の影響が大きくなり、破壊進行領域は拡大する一方で結合応力が低下し、破壊エネルギーが低下すると考えられる。

○ 砂岩(実測値) △ 花崗閃緑岩(実測値) □ 石灰岩(実測値) ◇ チャート(実測値) × モルタル(実測値)
○ 砂岩(平均値) △ 花崗閃緑岩(平均値) □ 石灰岩(平均値) ◇ チャート(平均値) × モルタル(平均値)

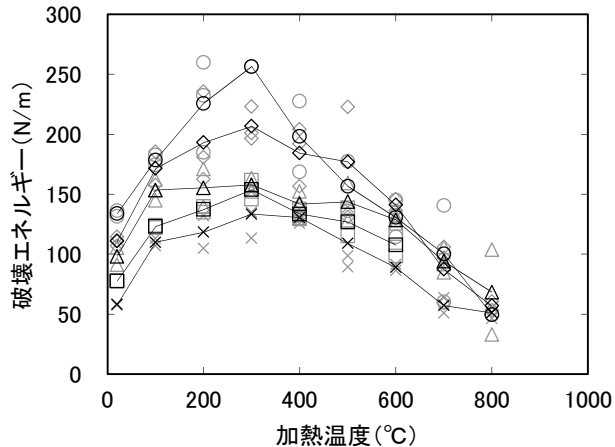


図 5.13 破壊エネルギーと加熱温度の関係

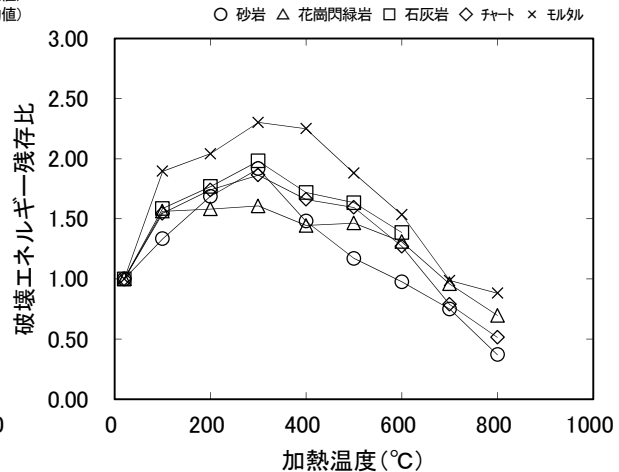


図 5.14 破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係

なお、本章では破壊靱性試験後の破面表面積と破面投影面積の関係について示したが(図 5.8)、破壊エネルギーはひび割れが単位面積進展するのに必要な平均エネルギーであり、物体を完全に破断するのに要した全エネルギーを破断投影面積で除して求められる(1.2.1(3) 5))。しかし、破壊エネルギーは、ひび割れが単位面積進展するのに必要な平均エネルギーであることから、破断投影面積よりも破断表面積で除す方が、破壊エネルギーを詳細に示すことになると考えられる。そこで、破断表面積を用いて算出した破壊エネルギーと加熱温度の関係を図 5.15 に、破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係を図 5.16 に示す。なお、破断表面積は、図 5.8 に示した各供試体の値を式 5.1 により直線近似することとした。

$${}_sS(T) = {}_pS \left\{ \alpha \left(\frac{T - 20}{100} \right) + \beta \right\} \quad \dots \quad 5.1$$

ここに、 ${}_sS(T)$: 加熱温度 T における破断表面積 (mm^2) ${}_pS$: 破断投影面積 ($=50 \times 100 \text{mm}^2$)
 α, β : 実験定数 (表 5.5) T : 加熱温度 ($^{\circ}\text{C}$) $\{20 \leq T \leq 800\}$

表 5.5 式 5.1 における α および β

粗骨材	α	β	R^2
砂岩	0.007	1.397	0.11
花崗閃緑岩	0.02	1.292	0.89
石灰岩	0.03	1.286	0.79
チャート	0.03	1.327	0.90
なし (モルタル)	0.02	1.202	0.98

破断表面積を用いて算出した破壊エネルギー(図 5.15)と破断投影面積を用いて算出した破壊エネルギー(図 5.13)を比較すると、両者とも加熱温度 300°C で破壊エネルギーが最大となっており、グラフ形状もほぼ同じであるが、破壊エネルギー自体は破断表面積を用いて算出した方が小さくなっている。これは、 20°C であっても破面が平滑ではなく、また、加熱により、破断表面積が大きくなっているためである。なお、図 5.14 および図 5.16 をみると、破壊エネルギー残存比は、加熱温度の上昇とともに、破断表面積を用いて算出した破壊エネルギーの方が若干ではあるが小さくなっている。

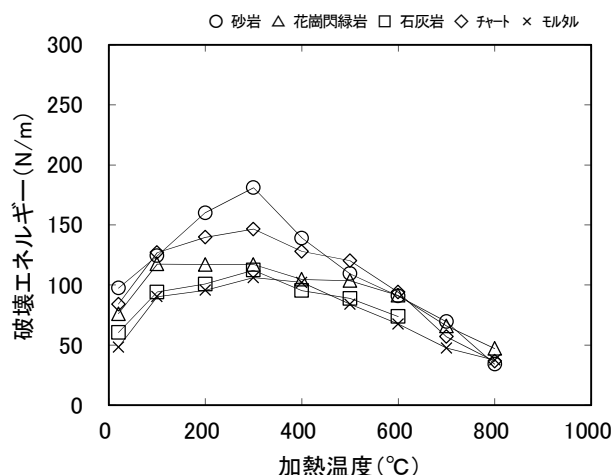


図 5.15 破断表面積により算出した
破壊エネルギーと加熱温度の関係

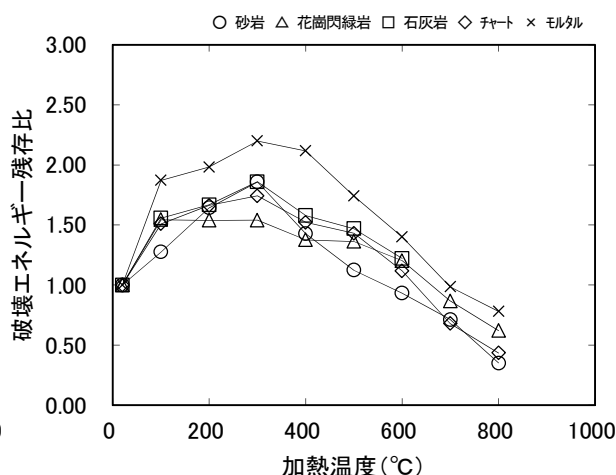


図 5.16 破断表面積により算出した
破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係

5.4 まとめ

本章では、粗骨材に砂岩、花崗閃緑岩、石灰岩、チャートの4種類を用いたコンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800°C に加熱時間 168 時間で加熱を行った後に破壊靱性試験を実施した。そして、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響について検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) 粗骨材に砂岩を用いたコンクリートは、加熱温度 800°C で一部の供試体にひび割れを生じた。また、また、粗骨材に石灰岩を用いたコンクリートは、加熱温度 700, 800°C で供試体が崩壊する。
- 2) 骨材の熱膨張特性は、全てが温度上昇とともに膨張し、石英を含む砂岩、花崗閃緑岩、チャート、細骨材に陸砂を用いたモルタルは、550~600°C 程度で膨張が大きくなる。また、石灰岩は温度上昇とともに膨張するが、方解石の熱分解により 890°C から収縮する。
- 3) 質量変化率は、コンクリートと比較してモルタルの質量減少率が大きく、コンクリートに関しては、粗骨材種類による差はほとんどみられない。
- 4) 圧縮強度は、コンクリートと比較してモルタルの方が大きい。コンクリートは砂岩、花崗閃緑岩、チャートがほぼ同じで、石灰岩が若干小さくなる。また、加熱温度 100°C における圧縮強度残存比は、モルタルが上昇、砂岩、花崗閃緑岩、チャートがほとんど変化なし、石灰岩で低下し、その後は加熱温度の上昇とともに全ての供試体で同程度の割合で低下する。
- 5) ヤング係数は、20°C ではモルタルがコンクリートと比較して小さいが、加熱後は両者とも加熱温度の上昇とともに低下する。なお、コンクリートでは、石灰岩を用いた場合のヤング係数が他の骨材を用いた場合と比較して小さい。
- 6) 破壊靱性試験における破壊進展は、粗骨材の有無および粗骨材種類に関係なく、加熱温度が低い場合は破壊が直線的に進展するが、加熱温度の上昇とともに次第に蛇行するように、そして枝分かれするように進展する。
- 7) 破壊靱性試験後の破壊面の撮影面積（投影面積）に対する表面積の比は、コンクリートで粗骨材の影響によりばらつきがあるが、加熱温度の上昇とともに表面積が増加し、その増加はほぼ直線的となる傾向にある。

- 8) 荷重－開口変位曲線の最大荷重は、砂岩は加熱温度 300℃まではほとんど変化がないが、その他は 20℃と比較して加熱温度 100℃で最大荷重が大きくなる。各加熱温度における最大荷重は、モルタルが大きく、石灰岩が小さい。グラフ形状は、粗骨材種類に関係なく、加熱温度が低い場合は、荷重増加時の傾きが大きく直線的であり、最大荷重以降の低下も急勾配となっている。しかし、加熱温度の上昇にともない、次第に荷重増加時の傾きが小さく、最大荷重以降の低下時の勾配も緩やかとなっている。
- 9) 引張軟化曲線は、開口変位の増加にともない結合応力は低下するが、モルタルはコンクリートと比較して初期結合応力が高い。コンクリートは、砂岩、花崗閃緑岩、チャートが同じような傾向となるが、石灰岩の開口変位の増加にともなう結合応力の低下が若干大きい。
- 10) 初期結合応力は、加熱後はモルタルで大幅に増加し、コンクリートでは砂岩、閃緑岩、チャートで若干増加、石灰岩は低下する。そして、加熱温度 100℃以上で全ての供試体で加熱温度の上昇とともに初期結合応力が低下する。
- 11) 破壊エネルギーは、加熱後は、全ての供試体で加熱温度の上昇とともに破壊エネルギーが加熱温度 300℃まで増加し、その後は低下する。
- 12) 破断表面積を用いて算出した破壊エネルギーと破断投影面積を用いて算出した破壊エネルギーを比較すると、両者とも加熱温度 300℃で破壊エネルギーが最大となっており、グラフ形状もほぼ同じであるが、破壊エネルギー自体は破断表面積を用いて算出した方が小さくなる。また、加熱温度の上昇とともに、破断表面積を用いて算出した破壊エネルギーの方が若干小さくなる。

6 高温加熱の影響を受けたコンクリートの材料特性の定式化

6.1 はじめに

2～5 章では、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼすコンクリート強度、養生、粗骨材の有無、加熱時間、粗骨材種類の影響について検討を行った。その結果、加熱温度 100℃では加熱時間 72 時間、加熱温度 200℃以上では加熱時間 24 時間以降で質量変化がほぼ収束し、それとともに強度特性および破壊特性も一定の値となる傾向にあることが示された。

本章では、加熱時間 168 時間のコンクリートの結果から、高温加熱の影響を受けたコンクリートの力学特性である圧縮強度およびヤング係数、破壊特性である初期結合応力および破壊エネルギーと加熱温度の関係式、また、20℃（常温時）の圧縮強度から高温加熱後の破壊エネルギーを推定するための関係式について検討を行った。

6.2 各材料特性の定式化

6.2.1 圧縮強度

図 6.1 に 2～5 章および 7 章で得られた各供試体の 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱温度の関係を示す。加熱温度 200℃までは圧縮強度がほとんど変化せず、加熱温度 200℃以上で加熱温度の上昇とともに圧縮強度が低下している。

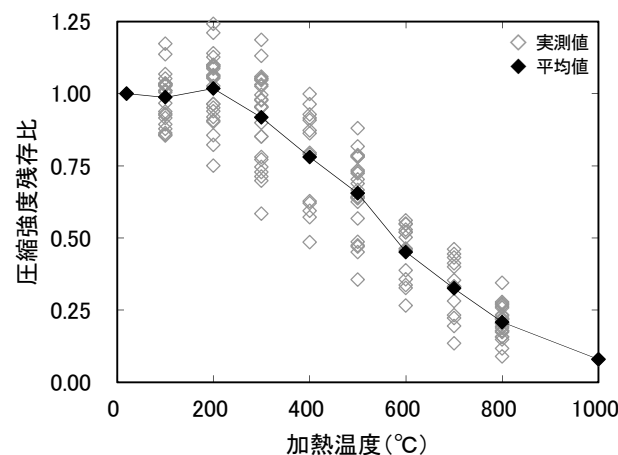


図 6.1 圧縮強度残存比と加熱温度の関係

図 6.2 に加熱時間 168 時間のコンクリート供試体の 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱温度の関係、既往の研究[6] [24] [30] [32] [33] [75] [147]による圧縮強度残存比と加熱温度の関係式を示す。既往の研究では、多直線や、指数関数、加熱温度 100℃で低下した後に 200℃で上昇し、再度低下する式も示されている。加熱時間 168 時間では、図 6.1 と比較して、加熱時間が長くなるにともない圧縮強度が最大となる加熱温度が 100℃、または、20℃（加熱なし）と低温側にシフトしている。また、加熱時間 168 時間の圧縮強度は、加熱温度 100℃で上昇、一定、低下と供試体により強度変化が異なるが、加熱温度 100℃以上では圧縮強度が直線的に低下し、その傾きがほぼ同じとなっている。

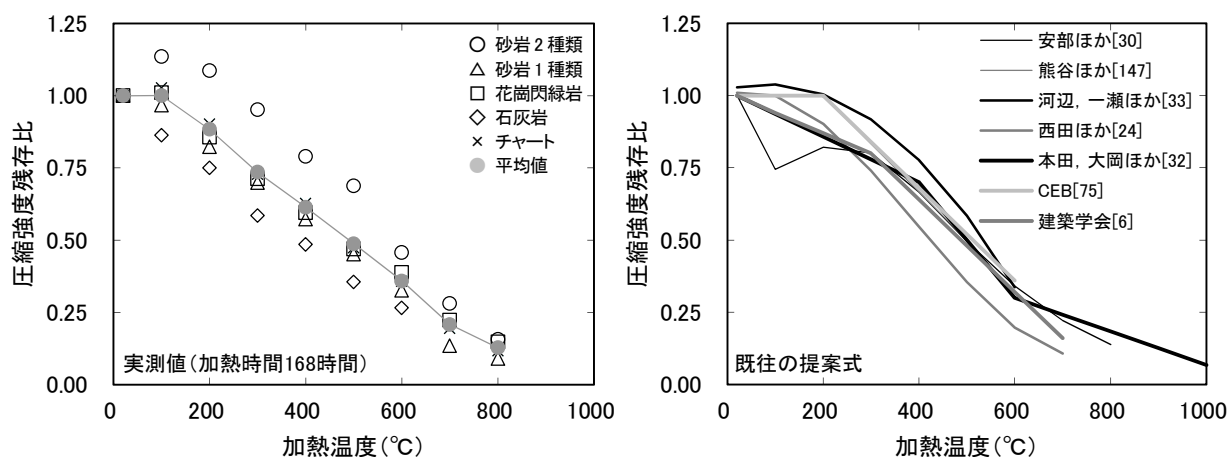


図 6.2 圧縮強度残存比と加熱温度の関係

以上のことを考慮し、高温加熱の影響を受けたコンクリートの圧縮強度残存比を式 6.1 のように表す。実験定数 α は、加熱温度 100℃における圧縮強度により得られる定数であり、本研究においては粗骨材に砂岩 1 種類を用いた場合 0.97、花崗閃緑岩を用いた場合 1.01、石灰岩を用いた場合 0.86、チャートを用いた場合 1.02 となった。なお、平均値は 1.00 である。

$$rF_c(T) = -0.13 \left(\frac{T - 100}{100} \right) + \alpha \quad \dots \quad 6.1$$

ここに、 $rF_c(T)$ ：加熱温度 T における圧縮強度残存比

T ：加熱温度（℃） $\{100 \leq T \leq 800\}$ α ：実験定数（平均値は 1.00）

図 6.3 に加熱時間 168 時間におけるコンクリートの圧縮強度残存比および式 6.1 による計算結果（ $\alpha = 1.00$ ）と加熱温度の関係を示す。実測値（平均値）と計算値はの関係が良いことがわかる。

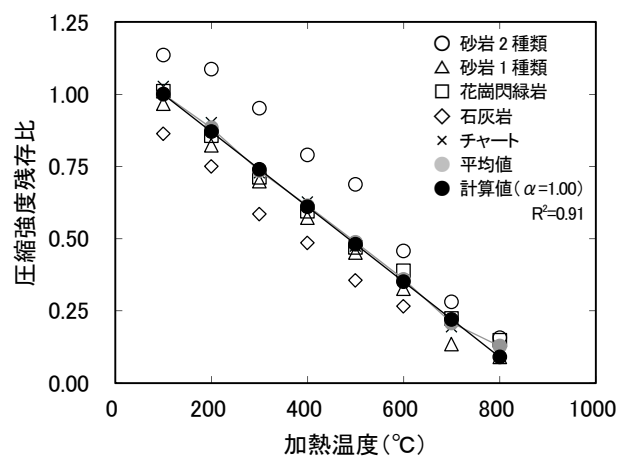


図 6.3 コンクリートの圧縮強度残存比に関する実測値および計算値と加熱温度の関係

6.2.2 ヤング係数

図 6.4 に 2～5 章および 7 章で得られた各供試体の 20℃に対するヤング係数残存比と加熱温度の関係を示す。加熱温度の上昇とともにヤング係数は低下し、加熱温度 600℃から低下が緩やかになっている。

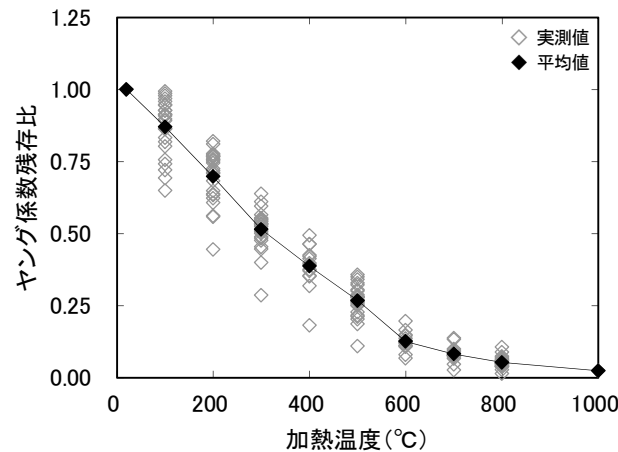


図 6.4 ヤング係数残存比と加熱温度の関係

図 6.5 に加熱時間 168 時間のコンクリート供試体の 20℃に対するヤング係数残存比と加熱温度の関係および既往の研究[6][24][30][33][75][147]によるヤング係数残存比と加熱温度の関係式を示す。既往の研究では、多直線、指数関数、直線近似が示されている。これらを見ると、ヤング係数は加熱温度の上昇とともに低下している。加熱時間 168 時間では、図 6.4 と同様の傾向となっている。しかし、その低下は加熱時間 168 時間の方が大きい。

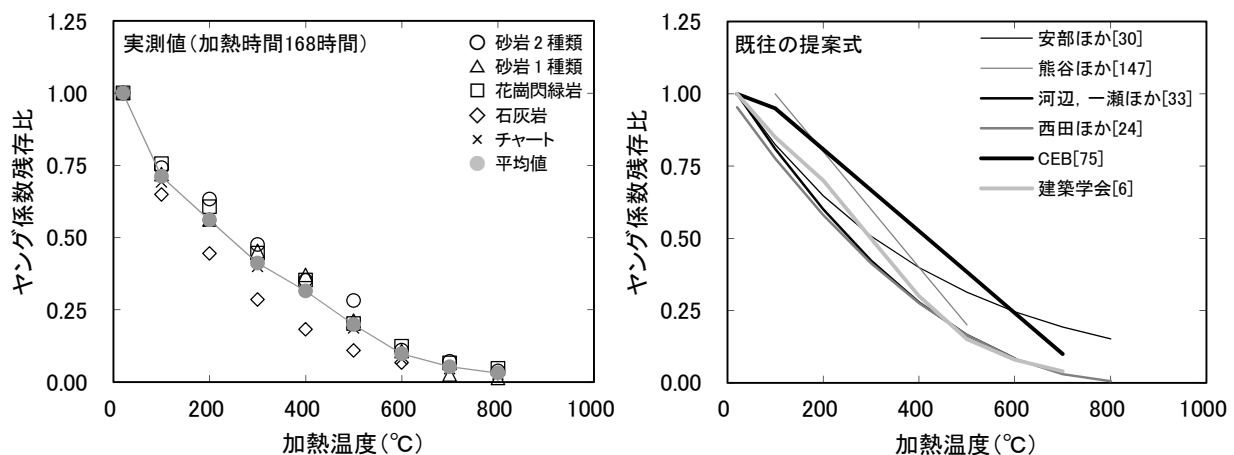


図 6.5 ヤング係数残存比と加熱温度の関係

以上のことを考慮し、高温加熱の影響を受けたコンクリートのヤング係数残存比を式 6.2 のように表す。実験定数 α は、加熱温度 100℃におけるヤング係数により得られる定数であり、本研究においては粗骨材に砂岩 1 種類を用いた場合 0.72、花崗閃緑岩を用いた場合 0.76、石灰岩を用いた場合 0.65、チャートを用いた場合 0.69 となった。なお、平均値は 0.71 である。

$$rE_c(T) = 0.01 \left(\frac{T-100}{100} \right)^2 - 0.17 \left(\frac{T-100}{100} \right) + \alpha \quad \dots \quad 6.2$$

ここに、 $rE_c(T)$ ：加熱温度 T におけるヤング係数残存比

T ：加熱温度（℃） $\{100 \leq T \leq 800\}$ α ：実験定数（平均値は0.73）

図 6.6 に加熱時間 168 時間におけるコンクリートのヤング係数残存比および式 6.2 による計算結果（ $\alpha = 0.71$ ）と加熱温度の関係を示す。実測値（平均値）と計算値はの関係が良いことがわかる。

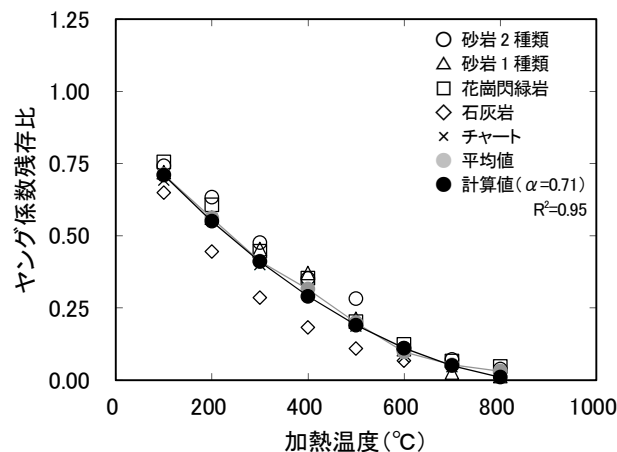


図 6.6 コンクリートのヤング係数残存比に関する実測値および計算値と加熱温度の関係

6.2.3 初期結合応力

図 6.7 に 2～5 章および 7 章で得られた各供試体の 20℃に対する初期結合応力残存比と加熱温度の関係を示す。初期結合応力は加熱温度 200℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下している。

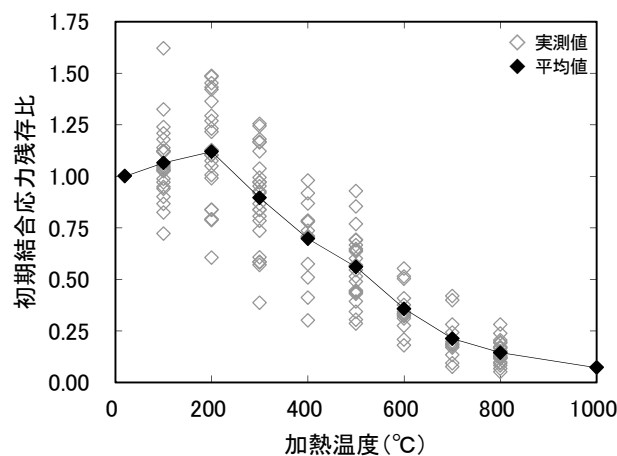


図 6.7 初期結合応力残存比と加熱温度の関係

図 6.8 に加熱時間 168 時間のコンクリート供試体の 20℃に対する初期結合応力残存比と加熱温度の関係、既往の研究[32][33][75]による引張強度残存比と加熱温度の関係式を示す。既往の研究では、加熱温度の上昇とともに引張強度は低下している。加熱時間 168 時間では、図 6.7 と比較して、加熱時間が長くなるにともない初期結合応力が最大となる加熱温度が 100℃、または、20℃（加熱なし）となっている。また、加熱時間 168 時間の初期結合応力は、加熱温度 100℃で上昇、一定、低下と傾向が供試体により異なっているが、加熱温度 100℃以上では低下している。

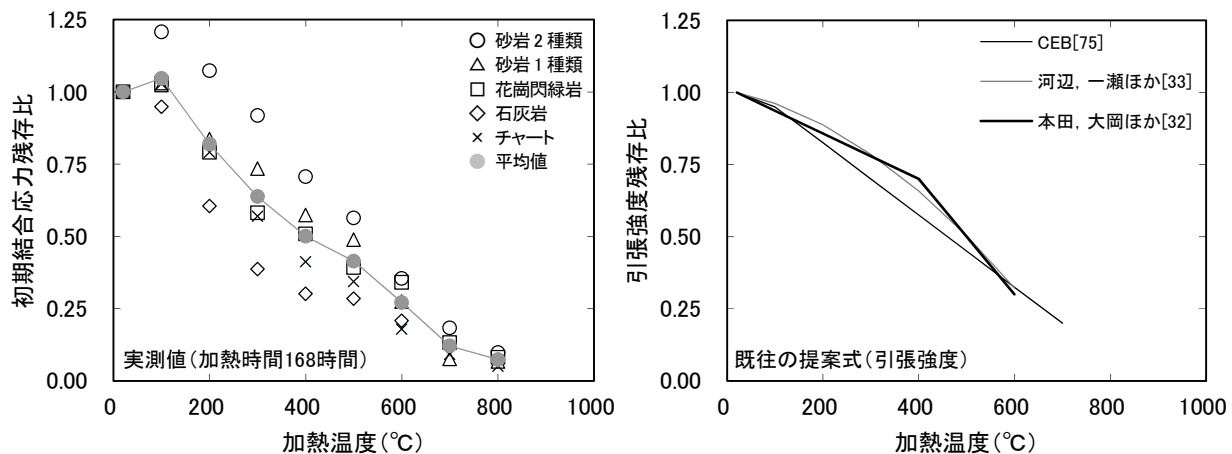


図 6.8 初期結合応力残存比と加熱温度の関係

以上のことを考慮し、高温加熱の影響を受けたコンクリートの初期結合応力残存比を式 6.3 のように表す。実験定数 α は、加熱温度 100℃における初期結合応力により得られる定数であり、本研究においては粗骨材に砂岩 1 種類を用いた場合 1.02、花崗閃緑岩を用いた場合 1.03、石灰岩を用いた場合 0.95、チャートを用いた場合 1.03 となった。なお、平均値は 1.05 である。

$$rF_t(T) = 0.01 \left(\frac{T - 100}{100} \right)^2 - 0.21 \left(\frac{T - 100}{100} \right) + \alpha \quad \dots \quad 6.3$$

ここに、 $rF_t(T)$ ：加熱温度 T における初期結合応力残存比

T ：加熱温度 (°C) {100 ≤ T ≤ 800} α ：実験定数 (平均値は 1.05)

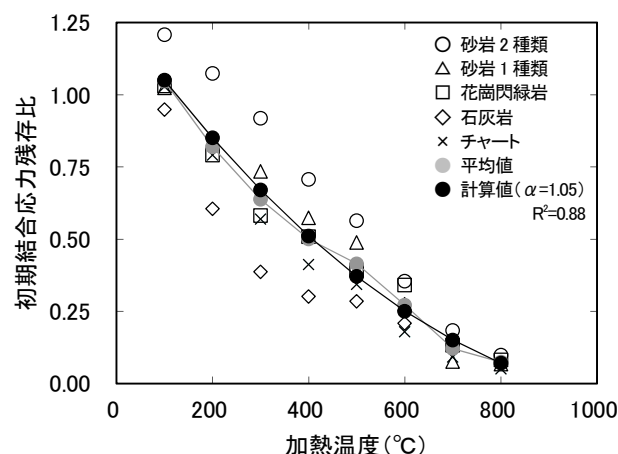


図 6.9 コンクリートの初期結合応力残存比に関する実測値および計算値と加熱温度の関係

図 6.9 に加熱時間 168 時間におけるコンクリートの初期結合応力残存比および式 6.3 による計算結果 ($\alpha = 1.05$) と加熱温度の関係を示す。実測値 (平均値) と計算値の関係は概ね良いことがわかる。

6.2.4 破壊エネルギー

図 6.10 に 2～5 章および 7 章で得られた各供試体の 20℃に対する破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係を示す。破壊エネルギーは加熱温度 400℃まで増加し、その後は低下している。

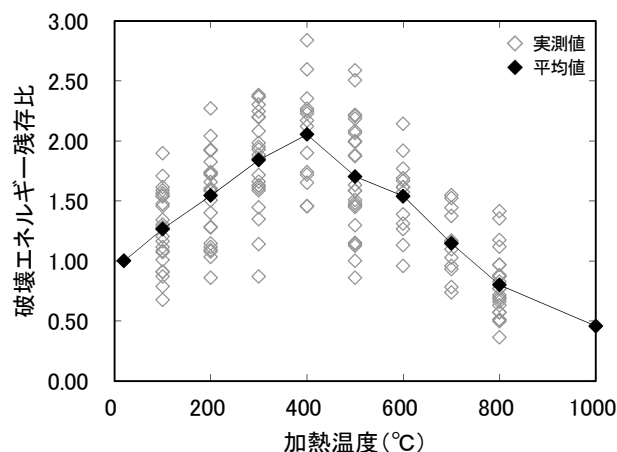


図 6.10 破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係

図 6.11 に加熱時間 168 時間のコンクリート供試体の 20℃に対する破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係を、既往の研究[75][117]で提案されている圧縮強度と破壊エネルギーの関係式に、高温加熱後の圧縮強度を代入して得られた破壊エネルギーを示す。既往の研究では、高温加熱により圧縮強度が低下するために破壊エネルギーも低下している。しかし、本研究で得られた破壊エネルギーは、それとは異なる傾向にある。加熱時間 168 時間の破壊エネルギーは、図 6.10 と比較して、最大となる加熱温度が異なっている。加熱時間が長くなるにともない破壊エネルギーが最大となる加熱温度が低温側にシフトし、最大となる加熱温度が 300℃となっている。

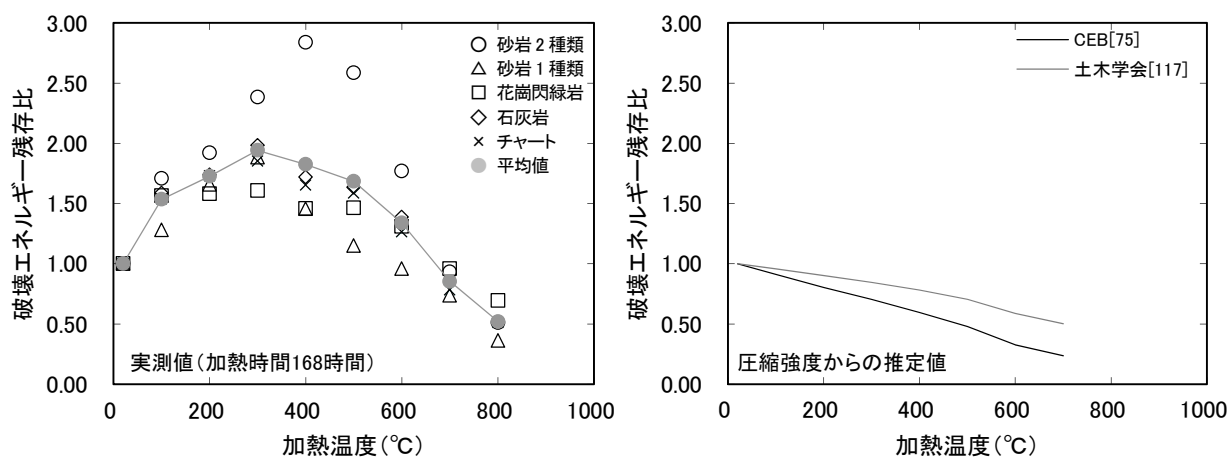


図 6.11 破壊エネルギー残存比と加熱温度の関係

以上のことを考慮し、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊エネルギー残存比を式 6.4 のように表す。実験定数 α は、加熱温度 100℃における破壊エネルギーにより得られる定数であり、本研究においては粗骨材に砂岩 1 種類を用いた場合 1.28、花崗閃緑岩を用いた場合 1.56、石灰岩を用いた場合 1.59、チャートを用いた場合 1.54 となった。なお、平均値は 1.54 である。

$$rG_F(T) = -0.06 \left(\frac{T-100}{100} \right)^2 + 0.28 \frac{T-100}{100} + \alpha \quad \dots \quad 6.4$$

ここに、 $rG_F(T)$ ：加熱温度 T における破壊エネルギー残存比

T ：加熱温度（℃） $\{100 \leq T \leq 800\}$ α ：実験定数（平均値は 1.54）

図 6.12 に加熱時間 168 時間におけるコンクリートの破壊エネルギー残存比および式 6.4 による計算結果（ $\alpha = 1.54$ ）と加熱温度の関係を示す。圧縮強度、ヤング係数、初期結合応力と比較するとばらつきが大きい、実測値（平均値）と計算値の関係は概ね良いことがわかる。

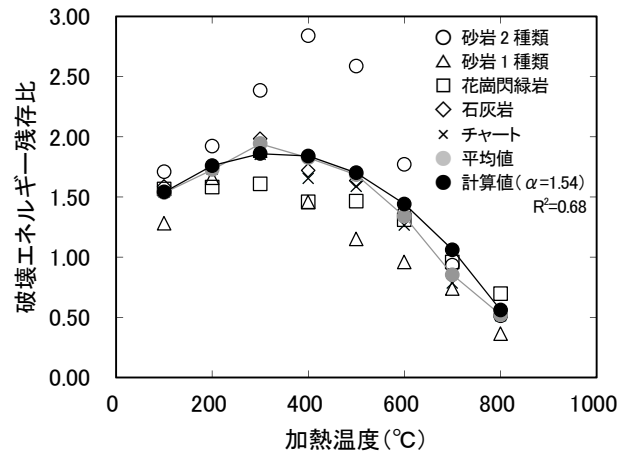


図 6.12 コンクリートの破壊エネルギー残存比に関する実測値および計算値と加熱温度の関係

6.2.5 圧縮強度と破壊エネルギーの関係

コンクリートの非線形解析を行うためには、コンクリートの破壊エネルギーを評価する必要がある。その破壊エネルギーを求めるには、破壊靱性試験を行う必要がある。しかし、破壊靱性試験は、供試体に切欠きを挿入する必要性や、荷重－（開口）変位曲線を精度良く測定できる装置が必要など、試験が容易ではない。そのため、圧縮強度より破壊エネルギーを算出する式が CEB（式 1.14[75]）および土木学会（式 6.5[117]）から示されている。

$$G_F = G_{F0} \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0.7} \quad (\text{CEB 式}) \quad \dots \quad 1.14$$

ここに、 G_F ：破壊エネルギー（N/m） f_{cm} ：圧縮強度（N/mm²）

$G_{F0} = 0.025, 0.030, 0.058 \text{ N} \cdot \text{mm/mm}^2$ （それぞれ $d_{\max} = 8, 16, 32 \text{ mm}$ ）

$$G_F = 10(d_{\max})^{1/3} \cdot f'_{ck} \quad (\text{土木学会式}) \quad \dots \quad 6.5$$

ここに、 G_F ：破壊エネルギー（N/m） d_{\max} ：粗骨材の最大寸法（mm）

f'_{ck} ：圧縮強度の特性値（設計基準強度）（N/mm²）

図 6.11 から明らかなとおり、高温加熱の影響を受けたコンクリートの場合は、既往の関係式から算出した破壊エネルギーと実測値と関係性は低い。そこで、本項では、CEB 式 (式 1.14) および土木学会式 (式 6.5) に高温加熱による影響係数 $\alpha(T)$ (式 6.4) を乗じることで、高温加熱の影響を受けたコンクリートの圧縮強度と破壊エネルギーの関係式を式 6.6 および式 6.7 に示す。

$$G_F(T) = \alpha(T) \cdot G_{F0} \left(\frac{F_c(20)}{10} \right)^{0.7} \quad \dots \quad 6.6$$

$$G_F(T) = \alpha(T) \cdot 10(d_{\max})^{1/3} \cdot F_c(20)^{1/3} \quad \dots \quad 6.7$$

$$\alpha(T) = -0.06 \left(\frac{T - 100}{100} \right)^2 + 0.28 \frac{T - 100}{100} + 1.54 \quad \dots \quad 6.4$$

ここに、 $G_F(T)$: 加熱温度 T における破壊エネルギー (N/m)

$\alpha(T)$: 加熱温度 T における影響係数 (式 6.4) d_{\max} : 粗骨材の最大寸法 (mm)

$F_c(20)$: 20℃における圧縮強度 (N/mm²) T : 加熱温度 (℃) {100 ≤ T ≤ 800}

$G_{F0} = 0.025, 0.030, 0.058 \text{ N} \cdot \text{mm/mm}^2$ (それぞれ $d_{\max} = 8, 16, 32 \text{ mm}$)

図 6.3 に加熱時間 168 時間のコンクリート供試体の破壊エネルギーに関して、 $\alpha(T)$ を考慮した圧縮強度と破壊エネルギーの関係式 (式 6.6, 式 6.7) による関係を示す。実測値と計算値の対応は良い。

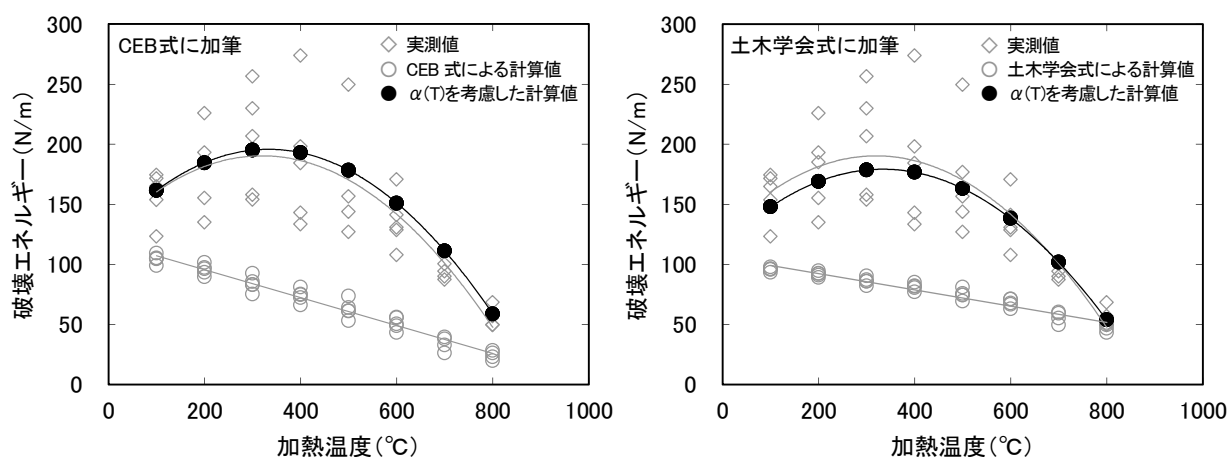


図 6.13 破壊エネルギーに関する実測値および $\alpha(T)$ を考慮した計算値と加熱温度の関係

6.3 まとめ

本章では、加熱時間 168 時間のコンクリートの結果から、高温加熱の影響を受けたコンクリートの力学特性および破壊特性と加熱温度の関係式、また、20℃ (常温時) の圧縮強度から高温加熱後の破壊エネルギーを推定するための関係式について検討を行った。その概要を以下に示す。

- 1) 圧縮強度は、加熱温度 100℃から線形低下となる式により評価した。
- 2) ヤング係数は、加熱温度 100℃から低下し、下に凸となるような 2 次関数により評価した。
- 3) 初期結合応力は、加熱温度 100℃から低下し、下に凸となるような 2 次関数により評価した。
- 4) 破壊エネルギーは、加熱温度 300℃程度で最大となる 2 次関数により評価した。
- 5) 圧縮強度と破壊エネルギーの関係は、既往の関係式 (常温時) に、加熱による影響係数 $\alpha(T)$ を考慮することで、常温時の圧縮強度から加熱後の破壊エネルギーを推定可能となる式を示した。

7 高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性および FEM 解析

7.1 はじめに

本章では、金属系アンカーである芯棒打込み式アンカーおよびアンダーカット式アンカーが埋め込まれたコンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 500, 800, 1000℃に加熱時間 1 時間で加熱を行った後にアンカーの引抜き試験を実施した。そして、アンカーの引抜き特性に及ぼす高温加熱の影響について検討を行った。また、既往の研究により示されているアンカーの引抜き荷重と破壊エネルギーの関係式が、高温加熱の影響を受けた場合に適用可能であるのか検証を行った。

なお、アンカーの引抜き特性に関しては、前章で定式化した評価式から得られた材料モデルを有限要素法（以下、FEM）解析汎用コードに導入した解析を行ない、高温加熱の影響を受けたコンクリートの材料モデルの FEM 解析への適用性を検証した。

7.2 実験概要

7.2.1 供試体概要

写真 7.1 に本研究で用いた金属系アンカー、表 7.1 にコンクリートの使用材料、表 7.2 に調合、表 7.3 に実験の要因と水準を示す。金属系アンカーは、拡張式である芯棒打込み式アンカー、そして、拡張式であるアンダーカット式アンカーの 2 種類（両アンカーとも直径 10mm）を用いた。なお、アンカーの埋込み長さは 30, 40, 50mm とした。コンクリートは、材齢 4 週における 20℃水中養生時の目標圧縮強度（呼び強度）が 27N/mm² とした。

コンクリートは、レディーミクストコンクリート工場（神奈川県相模原市）の 2 軸強制練りミキサ（公称容量 1.7m³）を用いて製造されたもの（コンクリートの目標スランプ 18cm，目標空気量 4.5%）を用いた。なお、製造から打込みまでの時間は約 20 分であった。

供試体は各試験条件につき、アンカーの引抜き試験用供試体（250×250×150mm）3 体、圧縮およびヤング係数測定用供試体（φ100×200mm）3 体、破壊靱性試験用供試体（100×100×120mm）3 体とした。

供試体は打込み後 2 日で脱型し、材齢 13 週まで 20℃水中養生とした後に、加熱および試験を行うこととした。表 7.4 にフレッシュ性状および各材齢での強度試験結果を示す。

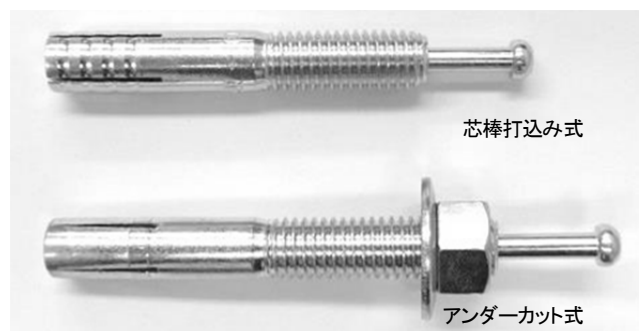


写真 7.1 金属系アンカー（φ10mm）

表 7.1 使用材料

材料	種類	記号	物性
セメント	普通ポルトランドセメント	C	密度 3.16g/cm ³
細骨材	砂岩砕砂	S1	表乾密度 2.63g/cm ³ , 粗粒率 3.00
	砂岩砕砂	S2	表乾密度 2.63g/cm ³ , 粗粒率 3.00
	陸砂	S3	表乾密度 2.56g/cm ³ , 粗粒率 1.60
粗骨材	砂岩碎石	G1	表乾密度 2.66g/cm ³ , 実積率 60.0%
	砂岩碎石	G2	表乾密度 2.66g/cm ³ , 実積率 60.0%
混和剤	高性能 AE 減水剤	Ad	ポリカルボン酸系化合物

表 7.2 調合 (単位 : kg/m³)

G _{max} (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	W	C	S1	S2	S3	G1	G2	Ad
20	18	4.5	56.8	49.0	175	309	351	307	220	463	463	2.78

表 7.3 実験の要因と水準

要因	水準
アンカー種類	芯棒打込み式, アンダーカット式
アンカー埋込み長さ (mm)	30, 40, 50
加熱温度 (°C)	100, 200, 300, 500, 800, 1000

表 7.4 フレッシュ性状および各材齢での強度試験結果

スランプ (cm)	空気量 (%)	圧縮強度 (N/mm ²)		ヤング係数 (kN/mm ²)	
		4 週 20°C水中	13 週 20°C水中	4 週 20°C水中	13 週 20°C水中
17.5	4.9	30.4	34.5	25.2	26.4

金属系アンカーの施工には通常、ハンマーが用いられるが、アンカーに対して垂直方向から衝撃を与えること、荷重を一定に保つことが困難であり、施工誤差が実験結果に与える影響が懸念された。そこで、油圧式万能試験機を用いてアンカーを施工した。施工時には荷重と試験機の変位を測定し、アンカーの拡張が完了点到達後 2kN 増した時点で載荷を終了した。図 7.1 に結果例を示す。芯棒打込み式が 3 段階、アンダーカット式が 2 段階の荷重上昇となっている。これは、拡張構造が異なるためである。また、芯棒打込み式と比較してアンダーカット式の拡張完了時の荷重が低いのは、削孔径が異なるためである。なお、アンカーはコンクリート打込み側面 (250×250mm) 2 面に行った (図 7.2)。

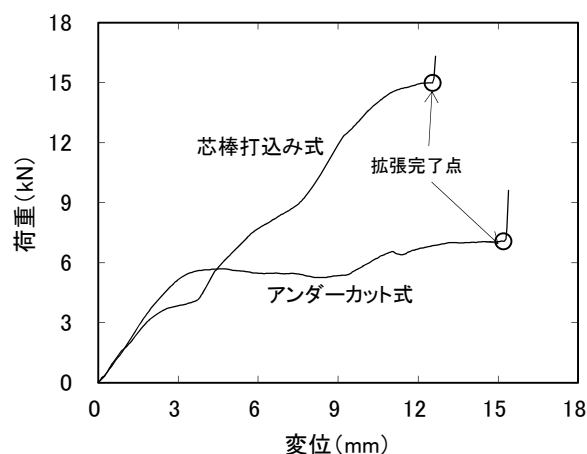


図 7.1 アンカー施工時の荷重－変位曲線

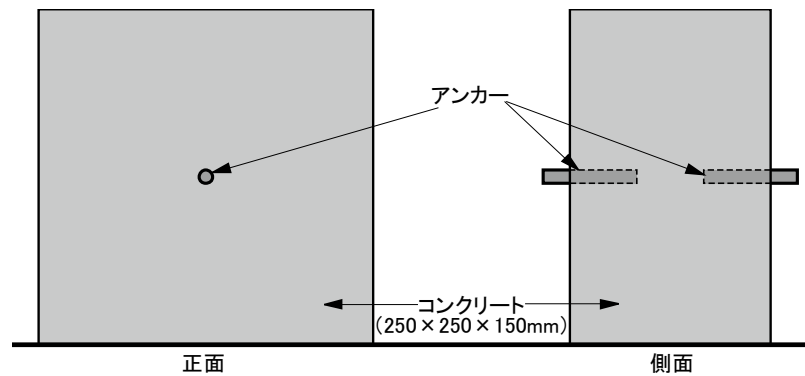


図 7.2 アンカー引抜き試験用供試体

7.2.2 試験方法

(1) 加熱方法

図 7.3 に炉内での加熱履歴を示す。加熱時の炉内における最高温度（加熱温度）は 100, 200, 300, 500, 800, 1000℃とし、比較用として加熱なし（20℃）についても試験を行った。加熱時の最高温度保持時間（加熱時間）は 1 時間とし、供試体は左右のヒーターからの距離が同一になるよう炉内中央に設置した（図 7.4）。なお、加熱方法は前章までと同じである。

図 7.5 にコンクリートの中心および表面、アンカー先端部に K 型熱電対を設置した供試体を昇温速度 0.5℃/min で 1000℃まで加熱した際の各部分の温度変化を示す。内外温度差は、加熱中は最大 20℃程度、徐冷中は最大 50℃程度であった。炉内温度が 1000℃に達してもコンクリート温度は 1000℃には至らず、960℃程度であった。

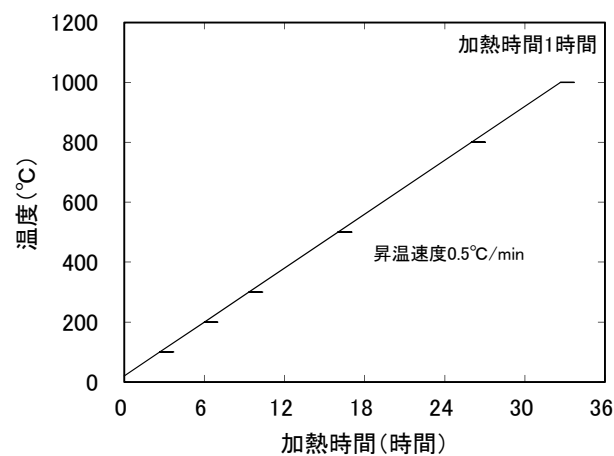


図 7.3 加熱履歴（加熱時間 1 時間）

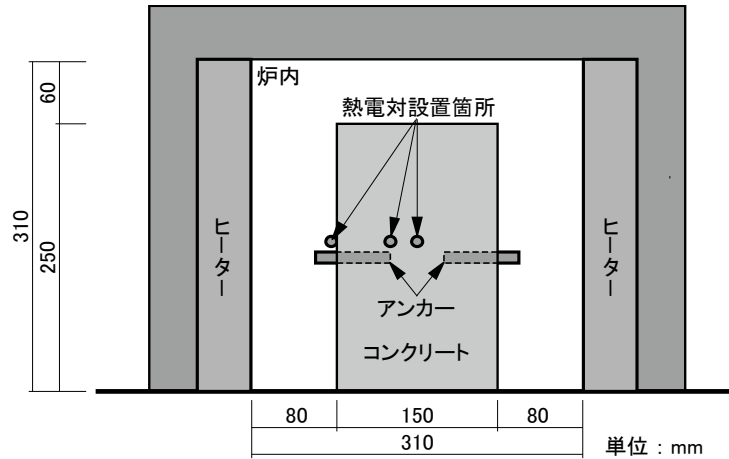


図 7.4 炉内での供試体配置および熱電対設置箇所

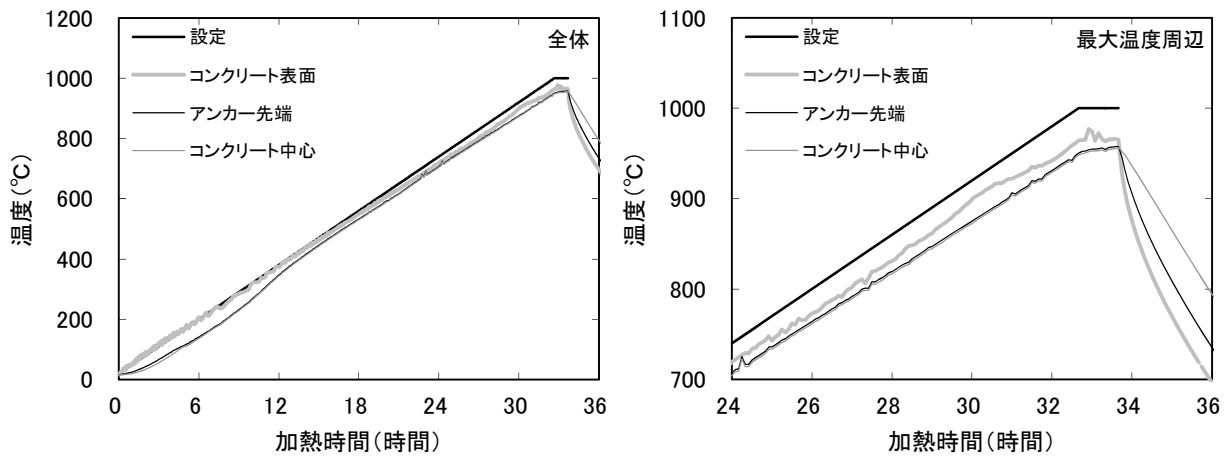


図 7.5 加熱時の供試体各部分の温度変化

(2) 圧縮強度試験方法

圧縮強度試験は JIS A 1108 に準じて行なった。また、同時にコンプレッソメータを用いてヤング係数を測定した (JIS A 1149)。

(3) 破壊靱性試験方法

破壊靱性試験はくさび割裂試験 (1.2.3(1)) によった。試験には、クローズドループシステム型 (閉回路機構) のサーボ・コントロール式油圧試験機 (MTS 社製) を用い、切欠き端部の開口変位の変位速度を 0.02mm/min に設定して試験を行った。

(4) 破壊特性の評価方法

引張軟化曲線の推定方法は、多直線近似法 (1.2.3(3)) により逆解析して求めた。破壊力学パラメータは、初期結合応力および破壊エネルギー (1.2.3(2)) によった。

(5) アンカーの引抜き試験方法

アンカーの引抜き試験には油圧式引張試験機（写真 7.2）を用い、試験時の荷重および変位を測定した。また、アンカーの破壊特性を検討するために、アンカー施工表面の破壊面積、破壊深さ、引抜き後のアンカー拡張部径も測定した。

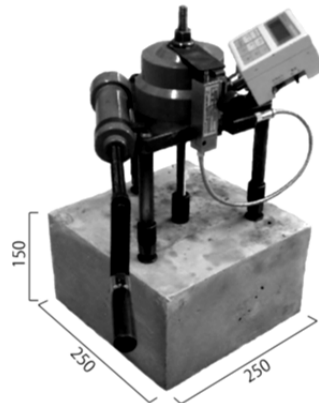


写真 7.2 油圧式引張試験機

7.3 実験結果および考察

7.3.1 コンクリートの力学特性

(1) 圧縮強度

図 7.6 に圧縮強度と加熱温度の関係、図 7.7 に 20℃に対する圧縮強度残存比と加熱温度の関係を示す。圧縮強度は加熱温度 300℃までは同程度であり、その後は、加熱温度の上昇とともに低下している。加熱にともなう未水和セメントの水和促進および供試体表層側の乾燥収縮による内部の拘束 [139][140]により圧縮強度が増加する反応が起こる一方、加熱により C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮、消失により微細ひび割れなどが発生し、圧縮強度が低下する反応も起こり、加熱温度 300℃以上で圧縮強度が低下していると考えられる。

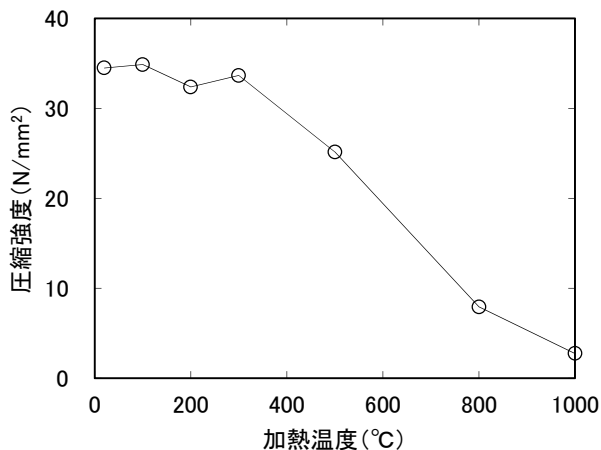


図 7.6 圧縮強度と加熱温度の関係

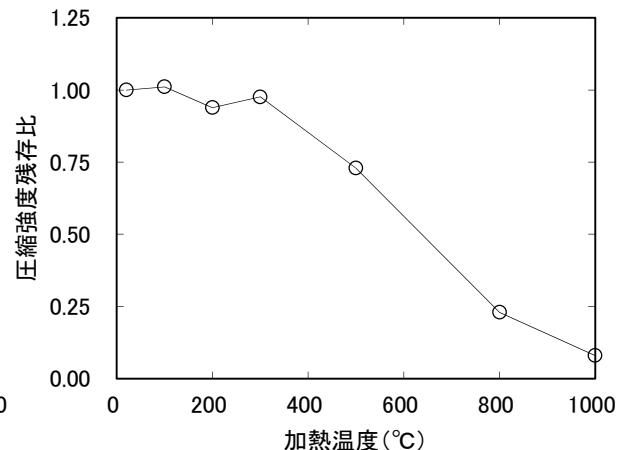


図 7.7 圧縮強度残存比と加熱温度の関係

(2) ヤング係数

図 7.8 にヤング係数と加熱温度の関係、図 7.9 に 20℃に対するヤング係数残存比と加熱温度の関係を示す。ヤング係数は加熱温度の上昇とともに低下している。これは、加熱に伴う自由水や毛管水の逸散、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解に伴う結合水の脱水によるセメント水和物の収縮、消失により生じた水和物と骨材間の隙間や微細ひび割れが圧縮載荷時に閉じていき、そのひずみが弾性ひずみとして現れていると考えられる[141]。

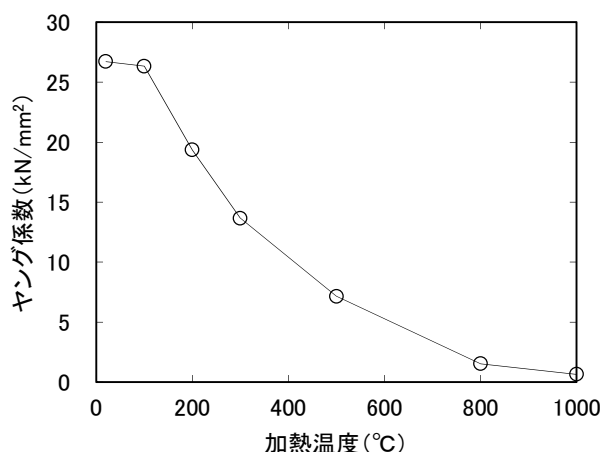


図 7.8 ヤング係数と加熱温度の関係

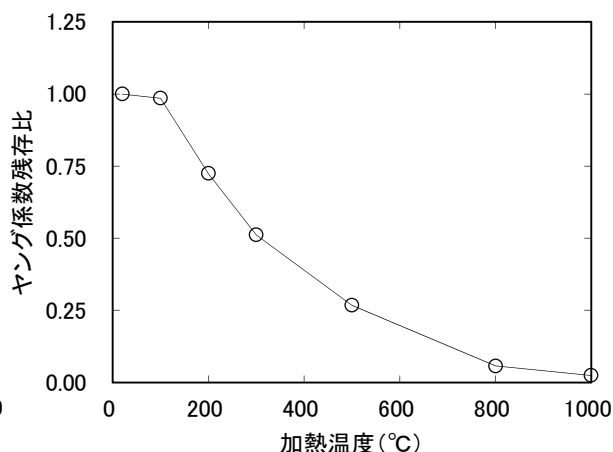


図 7.9 ヤング係数残存比と加熱温度の関係

7.3.2 コンクリートの破壊特性

(1) 荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線

図 7.10 に荷重－開口変位曲線、図 7.11 に引張軟化曲線を示す。なお、図に示す荷重－開口変位曲線および引張軟化曲線は、同一条件での代表的な試験結果である。

荷重－開口変位の最大荷重は、加熱温度 100℃で若干低下した後、200℃で増加して最大となっている。その後は、加熱温度 300℃で 100℃と同程度まで低下し、500, 800, 1000℃と加熱温度の上昇とともに低下している。グラフ形状は、加熱温度が低い場合は、開口変位の増加に伴う荷重増加時の傾きが大きく直線的であり、最大荷重以降の低下も急勾配となっている。しかし、加熱温度が高くなると、次第に荷重増加時の傾きが小さくなり、最大荷重以降の低下も勾配が緩やかになっている。これは、加熱温度が低いときは破壊進行領域に加熱による微細ひび割れなどの欠陥が少ないために、破壊が直線的に進展していると考えられる。しかし、加熱温度が高くなると破壊進行領域に微細ひび割れなどの欠陥が多数存在し、破壊がそれらの欠陥を介して進展するために、荷重低下も緩やかになると考えられる。

引張軟化曲線は、開口変位の増加に伴う結合応力が低下している。しかし、その低下は加熱温度の上昇とともに緩やかになっている。これは、加熱温度の上昇とともに結合応力の低下が緩やかになるのは、加熱温度の上昇とともに、破壊が蛇行するために、開口変位の増加に伴う結合応力の低下が緩やかになっていると考えられる。

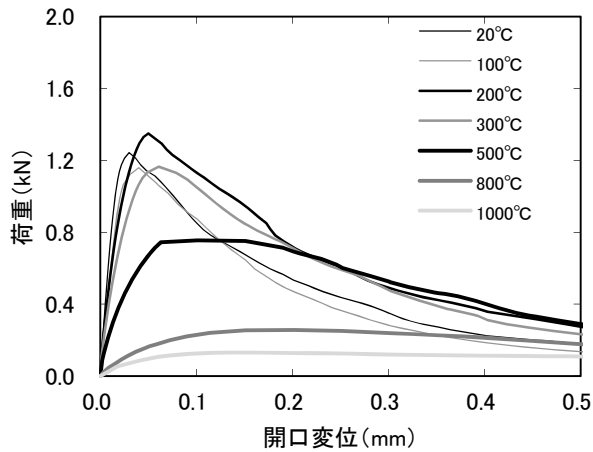


図 7.10 荷重－開口変位曲線

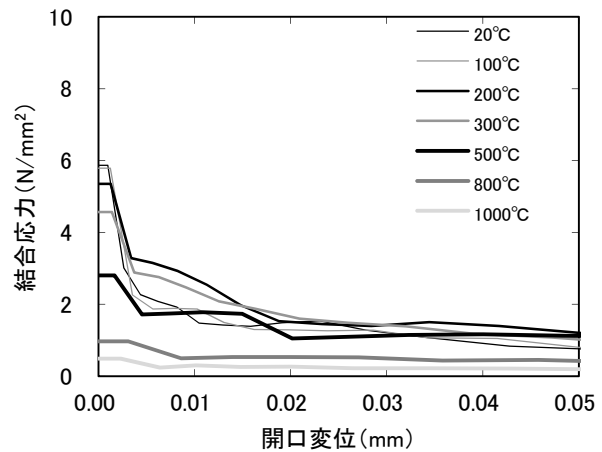


図 7.11 引張軟化曲線

(2) 初期結合応力

図 7.12 に初期結合応力と加熱温度の関係, 図 7.13 に初期結合応力残存比と加熱温度の関係を示す。初期結合応力は, 加熱温度 200°C までほぼ一定で, その後は加熱温度の上昇とともに低下している。加熱温度 200°C までは, 加熱による未水和セメントの水和促進や, 自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮する際に圧縮応力が発生していると思われる。そして, 加熱温度 200°C 以上では C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解にともなう結合水の脱水による水和物の収縮, 消失による微細ひび割れなどの影響が大きくなり, 初期結合応力が低下していると考えられる。

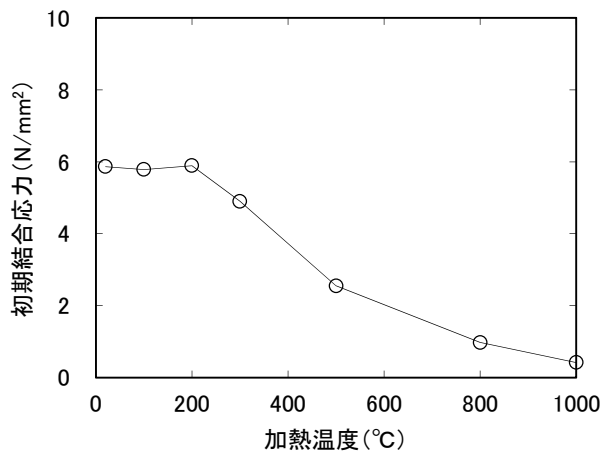


図 7.12 初期結合応力と加熱温度の関係

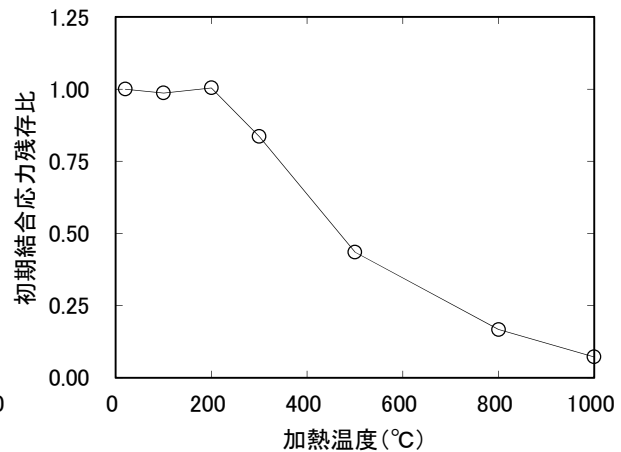


図 7.13 初期結合応力残存比と加熱温度の関係

(3) 破壊エネルギー

図 7.14 に破壊エネルギーと加熱温度の関係, 図 7.15 に破壊エネルギー残存率と加熱温度の関係を示す。破壊エネルギーは, 加熱温度 300°C まで増加し, その後は加熱温度の上昇とともに低下している。未水和セメントの水和促進, 自由水や毛管水などの逸散により C-S-H が収縮する際の圧縮応力による結合応力の増加, また, 加熱による微細ひび割れの発生により破壊進行領域が拡大するため, 破壊に要するエネルギーの増加により加熱温度 300°C までは破壊エネルギーが増加すると考えられる。

その後は、C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解によるセメント水和物の消失，微細ひび割れの影響が大きくなり破壊に要するエネルギーが小さくなるために，破壊エネルギーが低下すると考えられる。

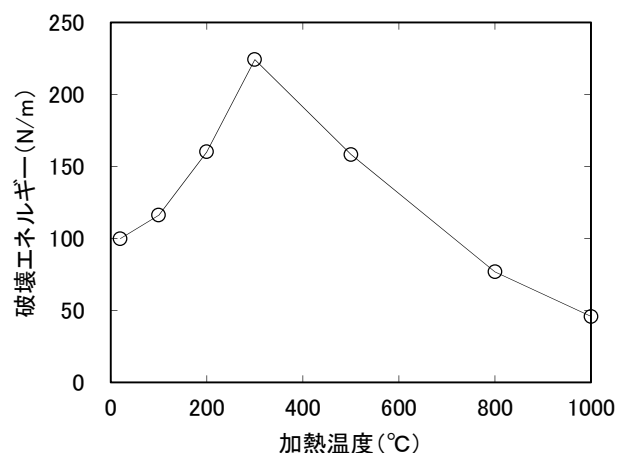


図 7.14 破壊エネルギーと加熱温度の関係

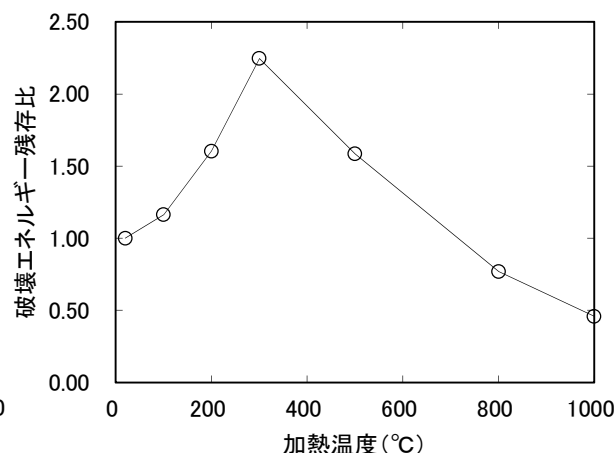


図 7.15 破壊エネルギー残存率と加熱温度の関係

7.3.3 アンカーの引抜き特性

(1) 破壊特性

写真 7.3 および写真 7.4 に各アンカーを埋込み長さ 40mm で施工した供試体の，加熱後の引抜き破壊形状を示す。芯棒打込み式，アンダーカット式ともに，ほとんどがコーン状破壊となったが，加熱温度 200°C 以上では割裂破壊もみられた（写真 7.5）。加熱温度 200°C 以上では，C-S-H や水酸化カルシウムの熱分解による結合水の脱水にともなうセメント水和物の変質や，微細ひび割れの影響によりコンクリートの引張強度が低下するため，破壊が割裂破壊となる場合があると考えられる。コーン側面をみると，両アンカーの破壊が，ほとんどの供試体で拡張部分から始まっている。

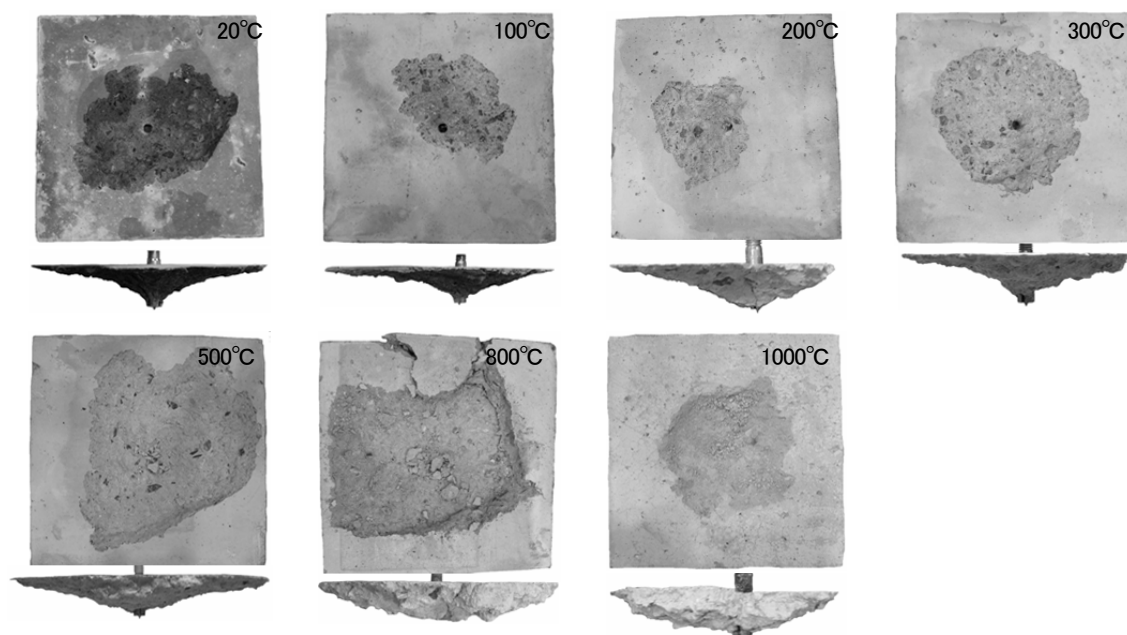


写真 7.3 芯棒打込み式アンカーの引抜き破壊性状（埋込み長さ 40mm）

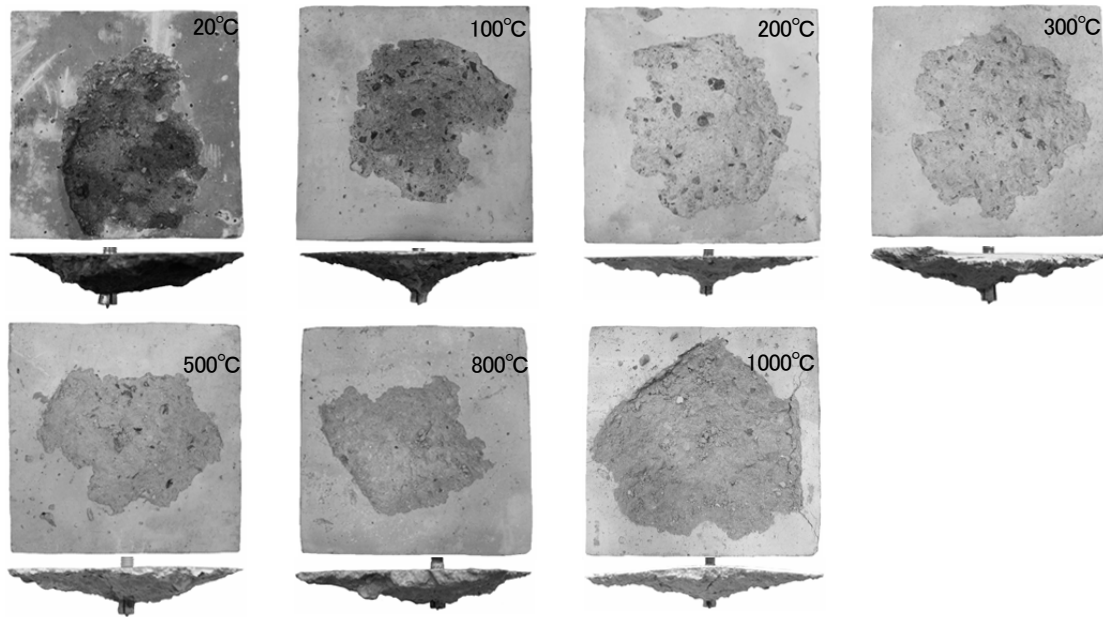


写真 7.4 アンダーカット式アンカーの引抜き破壊性状 (埋込み長さ 40mm)

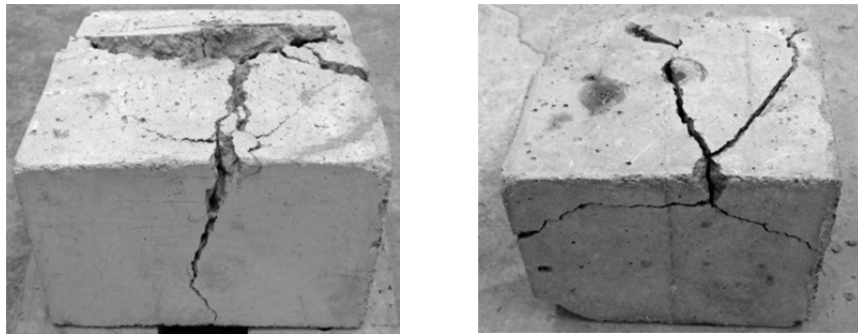


写真 7.5 アンカー引抜き時に破壊した供試体

図 7.16 に各アンカーのコンクリート表面の破壊面積と加熱温度の関係を示す。なお、本研究における破壊面積は、コーン破面の水平投影面積である。また、データが示されていない箇所は、アンカーの引抜き時に供試体が割裂破壊し、破壊面積が計測できなかったためである。

芯棒打込み式、アンダーカット式とも、破壊面積に関する埋込み長さや加熱温度の関係について明確な傾向はみられない。これは、高温加熱によりコンクリートの特性が変化するためであり、特に、表層部は加熱の影響が大きく、表層における破壊が一様にはならないと考えられる。

図 7.17 に各アンカーの破壊長さと加熱温度の関係、図 7.18 にアンカー拡張部の径と加熱温度の関係を示す。なお、本研究における破壊長さは、コンクリートがコーン状破壊した際に、コンクリート塊がアンカーに付着していた部分の長さとした。また、データが示されていない箇所は、破壊面積と同様にアンカーの引抜き時に供試体が割裂破壊し、破壊長さが計測できなかったためである。

芯棒打込み式アンカーは、加熱温度の上昇とともに若干ではあるが破壊長さが長くなる傾向がみられる。これは、加熱によりアンカー拡張部と母材であるコンクリートの界面において、アンカーが引抜ける際にモルタル部分が粉状化しやすく、界面における摩擦が大きくなることでアンカーのすべり量が小さくなっていると考えられる。なお、芯棒打込み式アンカーに関しては、埋込み長さの違いによる影響がほとんどみられない。また、埋込み長さや加熱温度に関係なく、引抜き後のアンカー拡張部の径はほぼ同じであった。

アンダーカット式アンカーは、埋込み長さ 30, 40mm でコンクリートが加熱されても破壊長さはほとんど変化しなかったが、埋込み長さ 50mm では加熱温度の上昇とともに破壊長さが長くなる傾向にあった。アンダーカット式アンカーは、アンカー拡張部に相当する位置に拡張部が適合するような拡大穴を穿孔して定着するため、芯棒打込み式アンカーのような摩擦によるすべりの影響がほとんどないと考えられる。なお、埋込み長さ 50mm に関しては、引抜き時に拡張部が変形しているために、加熱温度 500℃以上で拡張部の径が小さくなっている（図 7.18）。

写真 7.6 に高温加熱の影響を受けたアンカーの例として、埋込み長さ 40mm で施工した供試体の引抜き試験後のアンダーカット式アンカーを示す。加熱の有無によるアンカー自体の大きな変形などは確認されなかった。しかし、加熱温度の上昇とともにアンカー表面に施されているメッキの変色を確認され、加熱温度 800℃以上ではメッキ部分の膨張も確認された。

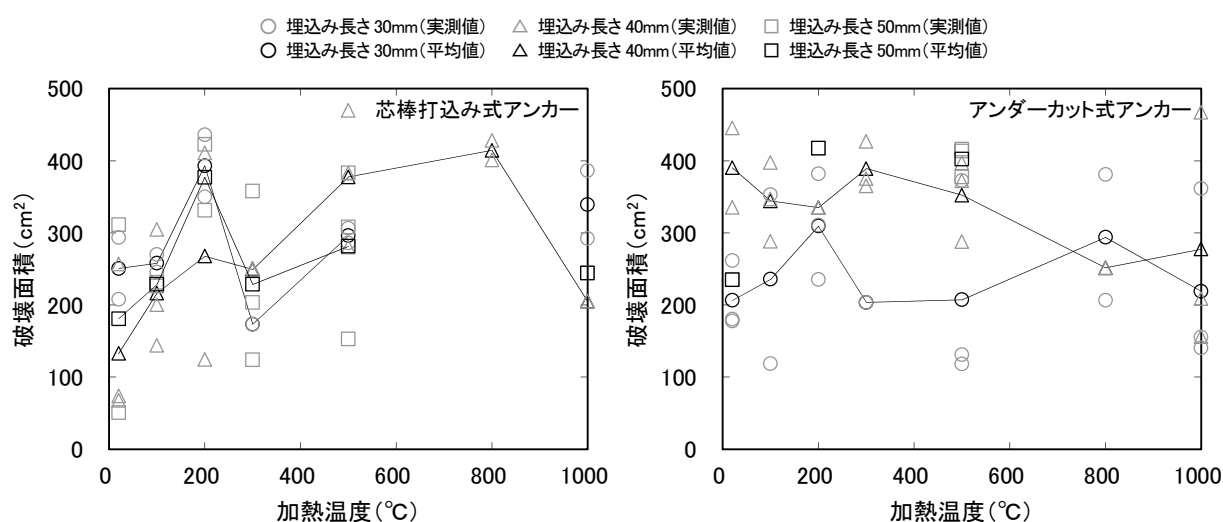


図 7.16 破壊面積と加熱温度の関係

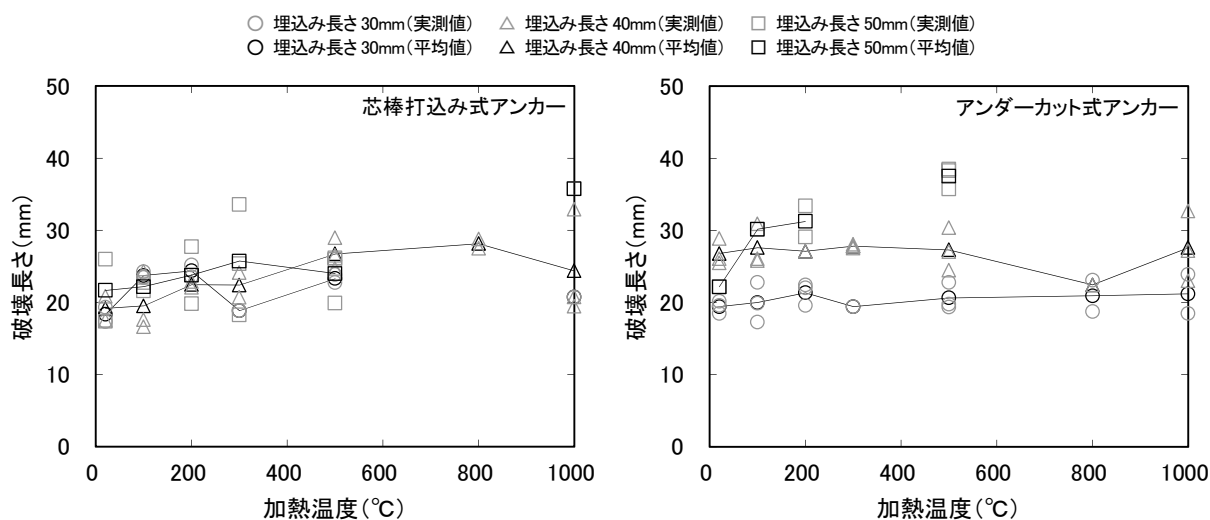


図 7.17 破壊長さと加熱温度の関係

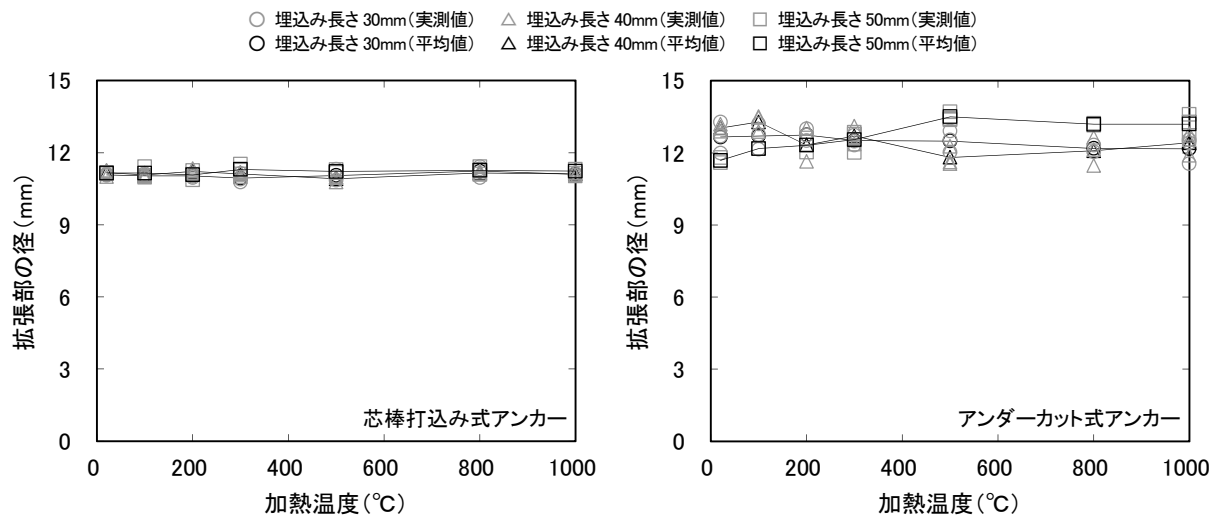


図 7.18 拡張部の径と加熱温度の関係



写真 7.6 加熱および引抜き試験後のアンダーカット式アンカー（埋込み長さ 40mm）

(2) 引抜き特性

図 7.19 および図 7.20 に各加熱温度におけるそれぞれのアンカー引抜き時における荷重－変位曲線を示す。なお、図に示す荷重－変位曲線は、同一条件での代表的な試験結果である。

載荷初期は、芯棒打込み式アンカーの勾配が急であるのと比較して、アンダーカット式アンカーは緩やかである。これは、アンカーの定着方法が異なるためである。芯棒打込み式アンカーは、拡張部がコンクリート削孔部を押し広げるように定着するのに対し、アンダーカット式アンカーは、拡張部が適合するような拡大穴を穿孔して定着するため、アンダーカット式アンカーの方が芯棒打込み式アンカーと比較して、引抜き初期のアンカーの定着力が小さくなっていると考えられる。

荷重上昇後は、芯棒打込み式アンカーの荷重低下が緩やかなのに対し、アンダーカット式アンカーは比較的早く荷重が低下している。アンダーカット式アンカーは最大荷重後にコンクリートの破壊が進行するが、芯棒打込み式アンカーは最大荷重後、その荷重を維持したままアンカーと定着部である程度すべりが生じた後にコンクリートの破壊が進行すると考えられる。

高温加熱の影響に関しては、両アンカーとも加熱温度の上昇とともに、最大荷重後の荷重低下が緩やかになっている。これは、高温加熱によりコンクリートに微細なひび割れが生じたため、引抜きによる破壊が直線的に進展せず微細なひび割れを介して蛇行しながら進展したと考えられる。

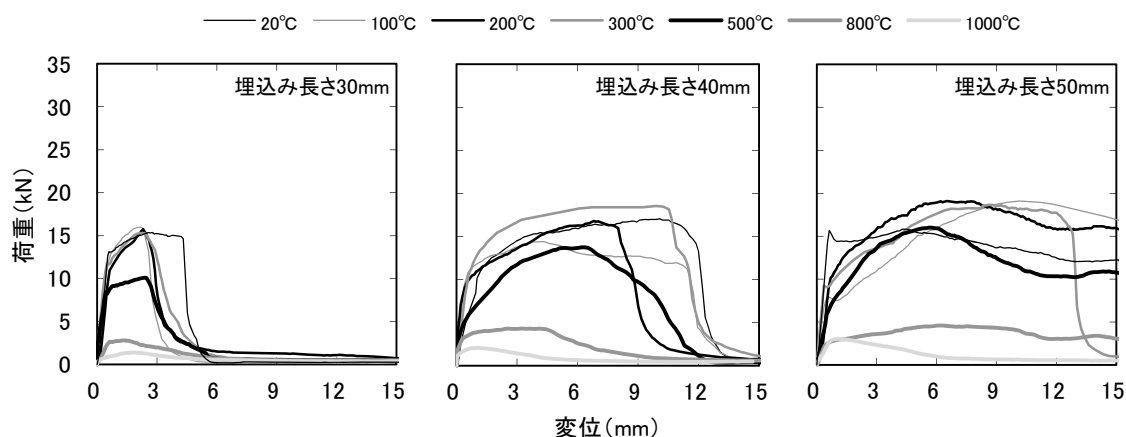


図 7.19 各加熱温度における芯棒打込み式アンカーの荷重－変位曲線

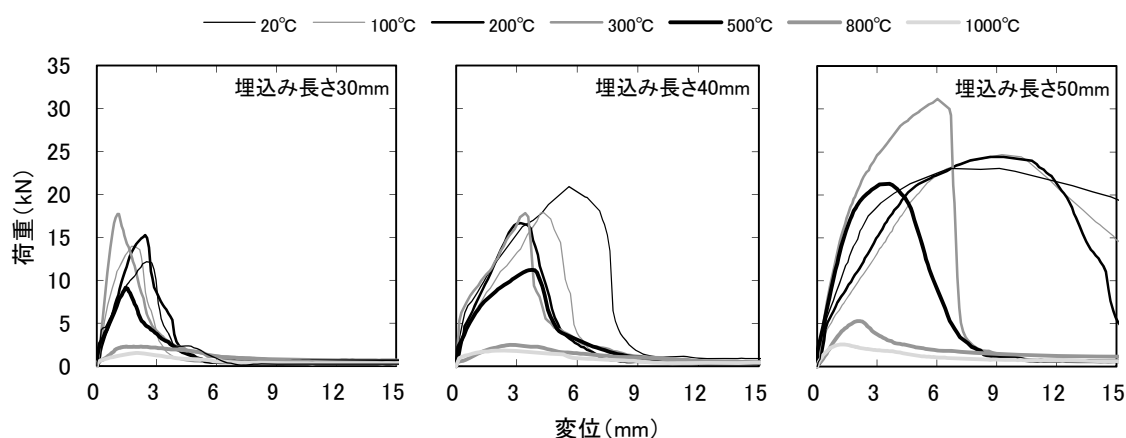


図 7.20 各加熱温度におけるアンダーカット式アンカーの荷重－変位曲線

(3) 引抜き荷重

図 7.21 に引抜き荷重と加熱温度の関係を示す。芯棒打込み式アンカーは、埋込み長さに関係なく加熱温度 300℃までの引抜き荷重の変化が±10%と小さいが、加熱温度 300℃以上で低下し、加熱温度 500℃で 60～90%，加熱温度 800℃で 20～30%，また、加熱温度 1000℃では 10～20%に低下している。なお、埋込み長さが長いほど、加熱温度の上昇にともなう荷重低下は小さい。

アンダーカット式アンカーは、埋込み長さ 40mm では加熱温度 200℃まで引抜き荷重が低下し、加熱温度 300℃で再び増加している。一方、埋込み長さ 30mm および 50mm では 300℃まで増加している。アンカーの引抜き荷重は、埋込み長さにより加熱温度 300℃までは挙動が異なるが、加熱温度 300℃以上で芯棒打込み式アンカーの場合と同様に低下し、加熱温度 500℃で 55～95%，加熱温度 800℃で 14～24%，加熱温度 1000℃で 9～12%となっている。なお、アンダーカット式アンカーの埋込み長さ 50mm の引抜き荷重と加熱温度の関係に関しては、加熱温度 300℃までの荷重上昇が大きい。

コンクリートは加熱により破壊特性が変化し、破壊エネルギーは養生条件や加熱時間によって異なるものの、加熱温度 300～500℃で最大となっている[102][105][108]。本研究においても破壊エネルギーは加熱温度 300℃で最大であり（図 7.14）、アンカーの引抜き荷重とコンクリートの破壊エネルギーには相関があると考えられる。

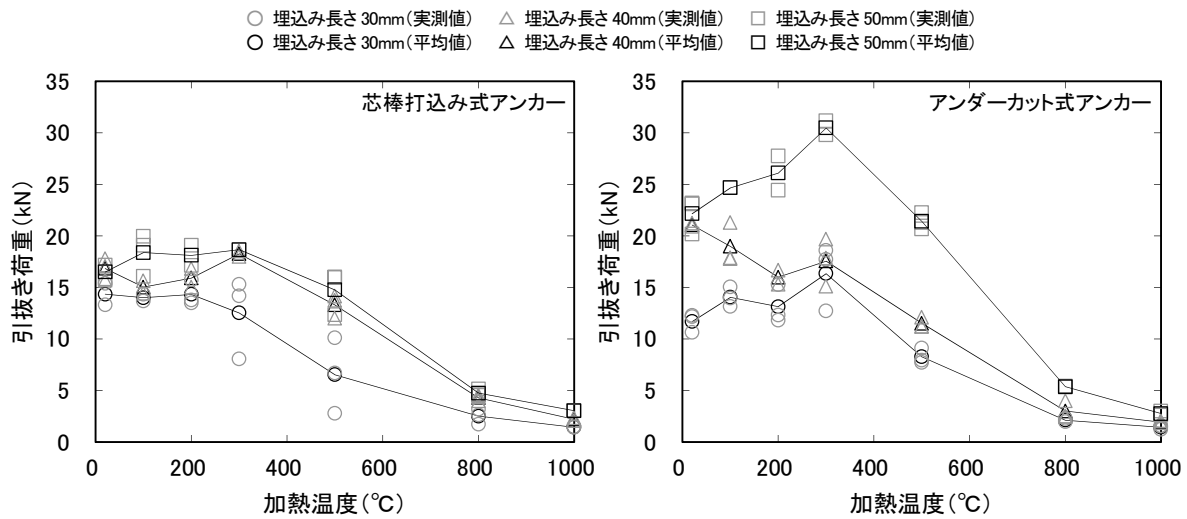


図 7.21 引抜き荷重と加熱温度の関係

(4) アンカーの引抜き荷重とコンクリートの破壊エネルギーの関係

アンカーの引抜き荷重とコンクリートの破壊エネルギーの関係については、前述 (1.3.1 (3) 2)) のとおり Eligehausen ら[124]が検討を行っている。そして、アンカーの引抜き時の最大荷重と破壊エネルギーの関係を式 1.41 で示している。

$$N_u = 2.1(E \cdot G_F)^{0.5} \cdot h_{ef}^{1.5} \quad \dots \quad 1.41$$

ここに、 N_u : 最大耐力 (N) E : コンクリートのヤング係数 (N/mm²)

G_F : 破壊エネルギー (N/mm) h_{ef} : 埋込み長さ (mm)

そこで、図 7.22 に本研究で得られた実験結果について、実測値と式 1.41 より算出された計算値との関係を示す。なお、ここで用いた埋込み長さ h_{ef} は、施工時の埋込み長さ (30, 40, 50mm) としている。どちらのアンカーを使用した場合でも、実測値と計算値は概ね比例関係にあることがわかる。また、本研究では母材に関して、高温加熱の影響を受けたコンクリートを対象としていることから、高温加熱の影響を受けた場合でも、アンカーの引抜き荷重とコンクリートの破壊エネルギーには相関があると判断できる。しかし、実測値と計算値を比較すると、計算値の方が大きくなっている。

Eligehausen ら[124]による検討は頭付きアンカーを用いたものであるため、アンカー引抜き時にアンカーがすべるような現象は起こらない。つまり、頭付きアンカーの場合は、アンカー先端の位置から破壊が生じると考えられる。一方、本研究で用いた芯棒打込み式アンカーおよびアンダーカット式アンカーのような金属系アンカーの場合は、図 7.17 より明らかなとおり、埋込み長さがコーンの高さ (破壊長さ) とはならず、アンカーの拡張が始まる部分から引抜き時の破壊が生じ、アンカー引抜き時に、ある程度のすべりを生じる。そのため、埋込み長さ h_{ef} にアンカー拡張部の長さ、すべりを考慮する必要があると考えられる。そこで、埋込み長さ h_{ef} を破壊長さ (図 7.17) とした場合の、アンカーの引抜き荷重の実測値と計算値の関係を図 7.23 に示す。図 7.22 と比較すると、実測値と計算値の対応が良くなっていることが確認できる。

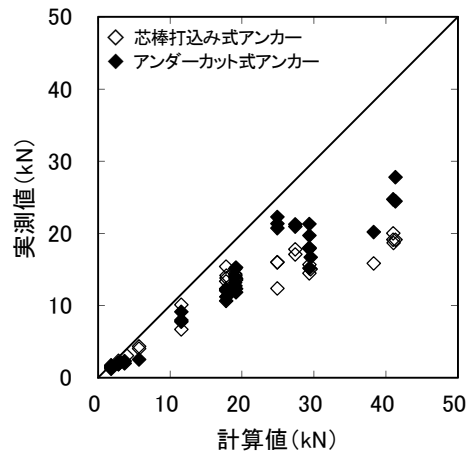


図 7.22 アンカーの引抜き荷重の実測値と計算値の関係（埋込み長さ=埋込み長さの場合）

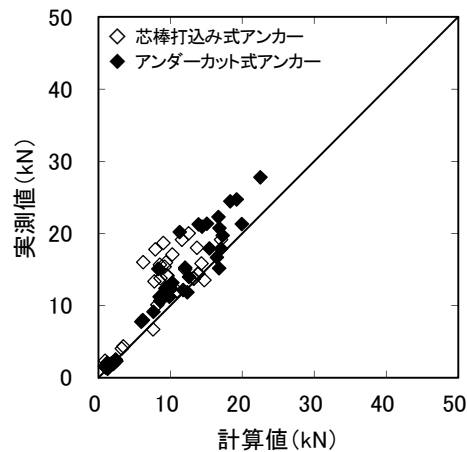


図 7.23 アンカーの引抜き荷重の実測値と計算値の関係（埋込み長さ=破壊長さの場合）

7.4 解析概要

7.4.1 モデル化および解析方法

本研究では、アンダーカット式アンカーが施工されたコンクリート供試体からの、アンカーの引抜き試験を対象とした 3 次元 FEM 解析を実施した。供試体寸法は、実験と同様に $250 \times 250 \times 150\text{mm}$ とし、その中心部にアンダーカット式アンカーが埋込み長さ 30, 40, 50mm として施工されている。

図 7.24 に例として埋込み長さ 50mm の解析モデルを示す。解析モデルは 1/4 モデルとし、各要素は 8 節点アイソパラメトリックソリッド要素とした。なお、アンダーカット式アンカーは、アンカー拡張部に相当する位置に予め拡大穴を穿孔し、アンカー拡張部を拡大穴に適合させて拡張させるという構造のため、芯棒打込み式アンカーなどと異なり、拡張部を拡大させたときにコンクリートに圧力をかけるということが少ない。そのため、解析におけるアンカー拡張部とコンクリートとの接着面には付着要素などは設けなかった。

解析方法は、図中のアンカー先端部に矢印方向に強制変位を漸増的に加えることとした。また、解析コードには汎用構造解析プログラム DIANA9.4.4（TNO DIANA 社）を使用した。

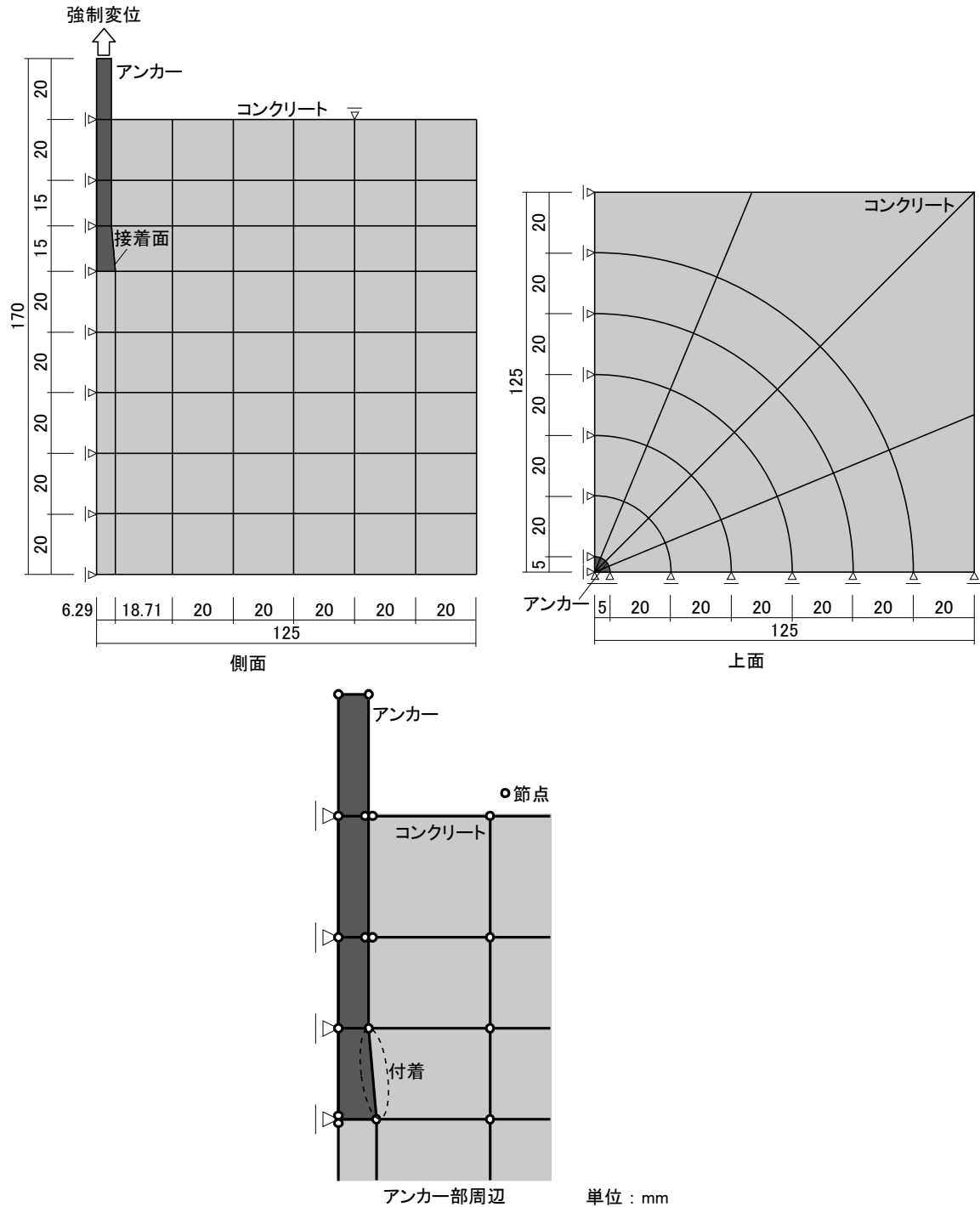


図 7.24 解析モデル例（埋込み長さ 50mm）

7.4.2 材料構成則

表 7.5 に解析に用いた材料特性を示す。本研究では、コンクリート部分の破壊現象を扱うため、コンクリートの圧縮側および引張側に全ひずみに基づく構成則モデルを適用した。そして、ひび割れに関しては、分布ひび割れモデルとした。なお、解析は、材料特性に材料試験結果（実測）を用いた場合、そして、前章で定式化した評価式より算出した値（計算）を用いたものについて行った。

表 7.5 材料特性

材料	算出方法	加熱温度 (°C)	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (kN/mm ²)	ポアソン比	圧縮破壊 エネルギー (N/mm)	引張強度 (N/mm ²)	破壊 エネルギー (N/mm)
コンクリート	実測	20	34.5	26.7	0.25	51.7	5.9	0.10
		100	34.9	26.3	0.25	52.0	5.8	0.12
		200	32.4	19.4	0.25	50.1	5.9	0.16
		300	33.7	13.7	0.25	51.1	4.9	0.22
		500	25.1	7.1	0.25	44.1	2.6	0.16
		800	7.9	1.5	0.25	24.8	1.0	0.08
	計算	1000	2.7	0.6	0.25	14.6	0.4	0.05
		100	34.5	19.5	0.25	51.7	6.2	0.15
		200	30.0	15.2	0.25	48.2	5.0	0.18
		300	25.5	11.5	0.25	44.5	3.9	0.19
アンカー	—	500	16.6	5.6	0.25	35.8	2.2	0.17
		800	3.1	0.8	0.25	15.5	0.4	0.06
アンカー	—	—	—	205	0.28	—	400	—

図 7.25 に圧縮側の応力-ひずみ関係を示す。圧縮側は Parabolic とし、応力下降域で囲まれる面積は圧縮破壊エネルギー G_{Fc} を要素代表長さ L_c で除すこととした。要素代表長さ L_c は、要素体積と等価な体積をもつ球の直径とした。また、本構成則では、Vecchio ら[149]が提案している横拘束による圧縮強度の増大、Collins ら[150]が提案しているひび割れたコンクリートの圧縮強度低減も考慮した。コンクリートの圧縮破壊エネルギー G_{Fc} は、実験で得られたコンクリートの圧縮強度を用い、中村ら[151]が提案している下式により算出することとした。

$$G_{Fc} = 8.8\sqrt{F_c} \quad \dots \quad 7.1$$

ここに、 G_{Fc} ：圧縮破壊エネルギー（N/m） F_c ：圧縮強度（N/mm²）

図 7.26 に引張側の応力-ひずみ関係を示す。応力上昇域は、引張強度（初期結合応力）までを線形弾性、応力下降域は破壊靱性試験結果から得られた引張軟化曲線を 3 直線モデル[88][89]で表すこととした。なお、応力下降域で囲まれる面積は、破壊靱性試験により得られた破壊エネルギー G_F を要素代表長さ L_c で除すこととした。

アンカーの降伏基準は、Von Mises 基準を適用した。アンカーの降伏強度およびヤング係数は、表 7.5 に示すとおりであり、応力-ひずみ関係を 2 直線モデルとした。なお、第 2 勾配の剛性はヤング係数の 1/100 とした。

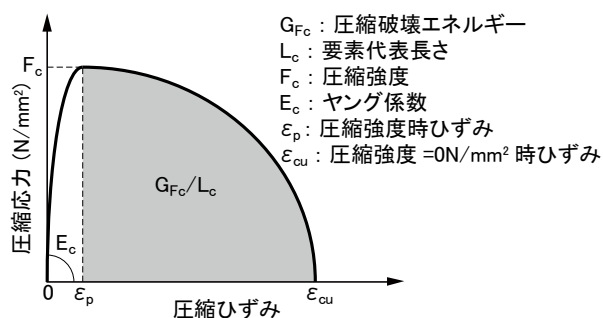


図 7.25 コンクリートの圧縮側構成則

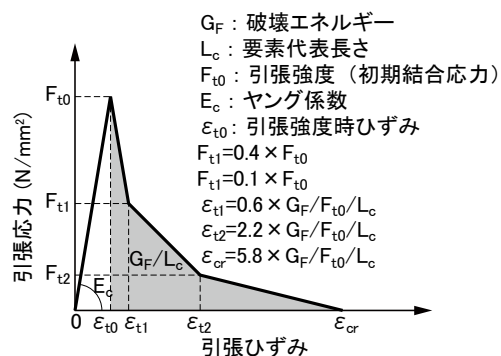


図 7.26 コンクリートの引張側構成則

7.5 解析結果

7.5.1 引抜き特性

図 7.27 および図 7.28 に埋込み長さ 40mm の 20, 300, 500, 800℃における解析時の主応力図およびひずみ分布図を示す。これを見ると、ひずみがアンカー拡張部とコンクリートの界面全体で生じており、実験結果（写真 7.4）と異なっている。これは、アンカー拡張部とコンクリートの界面が完全付着となっているためである。なお、ひずみ分布をみると、ひずみはコーン状に生じているのが確認できる。

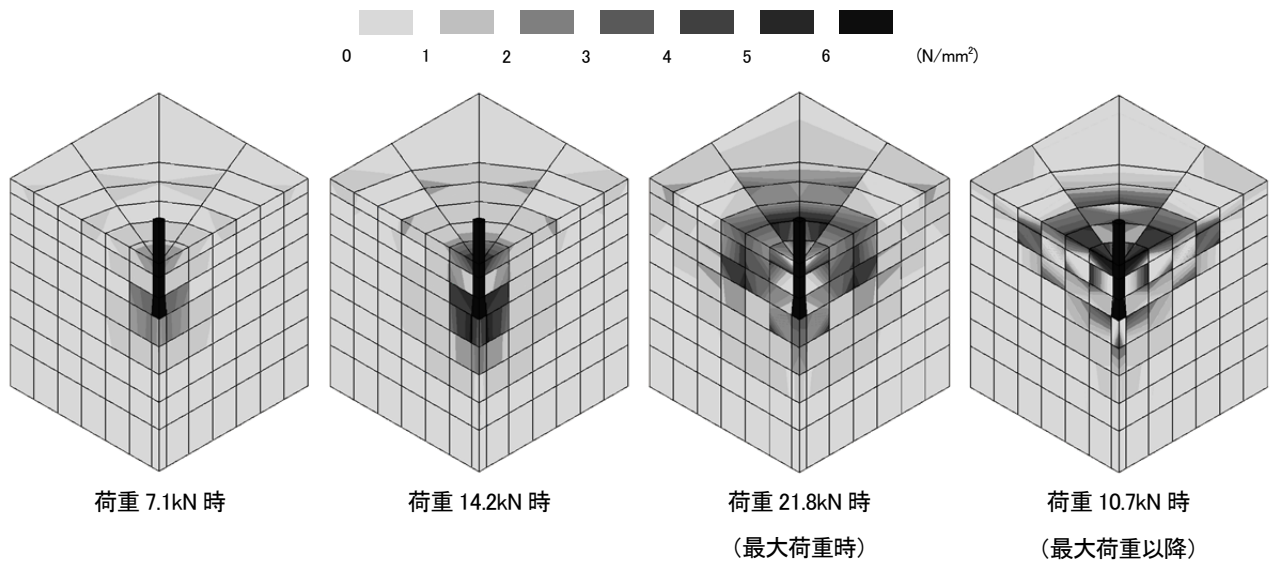


図 7.27 主応力図（埋込み長さ 40mm・20℃）

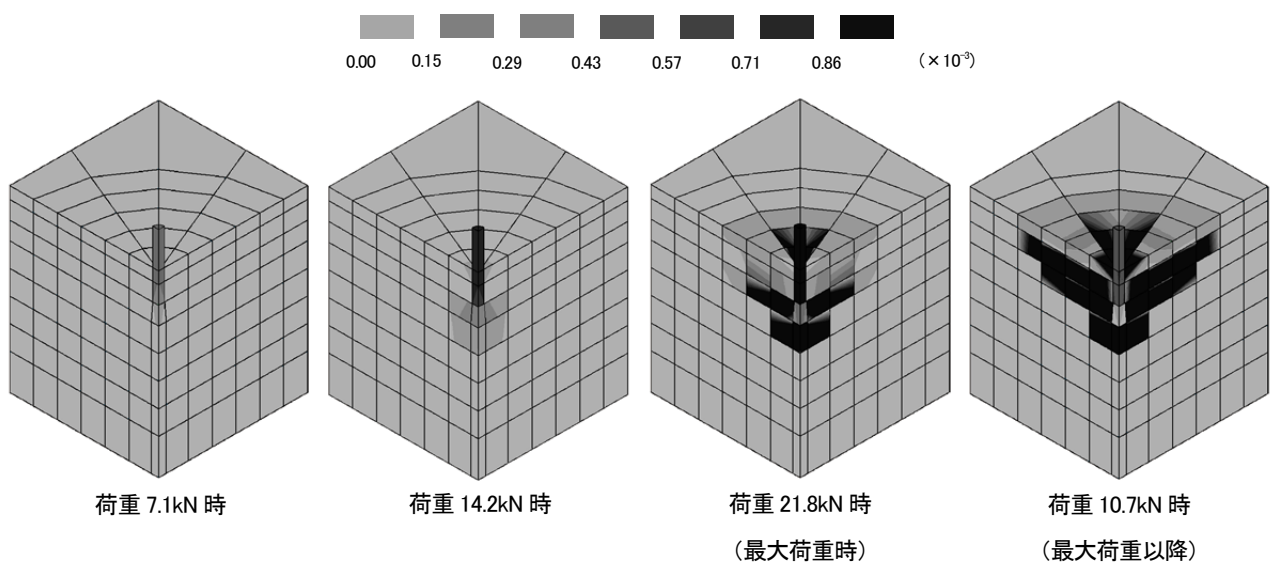


図 7.28 ひずみ分布図（埋込み長さ 40mm・20℃）

図 7.29 に埋込み長さ 40mm の解析により得られた荷重－変位曲線を示す。なお、図 7.20 で示したアンダーカット式アンカーの引抜き試験結果もあわせて示す。荷重－変位曲線は、解析と実測値で同荷重時における変位が異なっている。これは、アンカー拡張部とコンクリートの界面のモデル化に原因がある。今回のモデルでは、アンカー拡張部とコンクリートの界面に付着要素を設けずに完全付着としている。そのため、実測値では引抜き時にアンカーのすべりが生じるが、解析では生じないため、解析による引抜き時の変位が小さくなっている。アンカー拡張部とコンクリートの界面に関しては、今後、アンカーのすべりを考慮した要素の設定が必要である。なお、加熱温度の上昇にともない荷重－変位関係の傾きは緩やかになっており、試験で得られた傾向は概ね再現できていると考えられる。

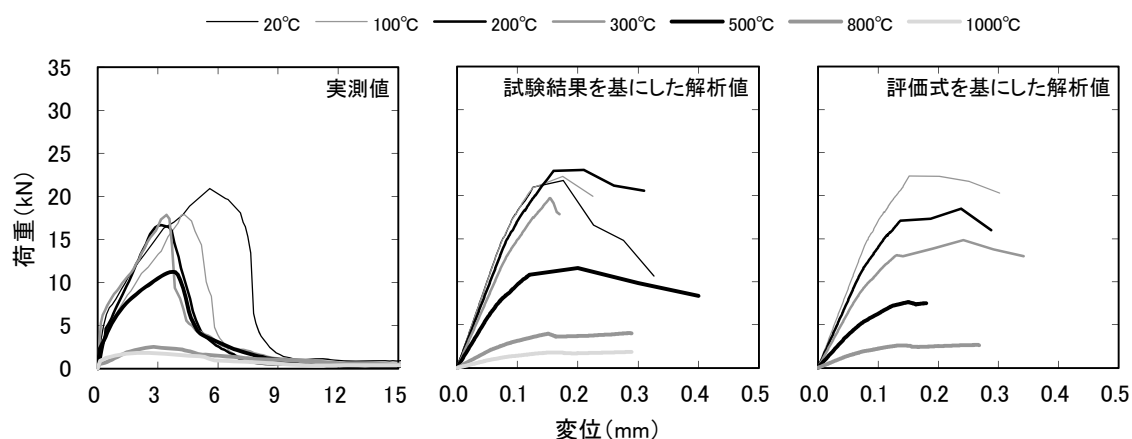


図 7.29 荷重－変位曲線（埋込み長さ 40mm）

7.5.2 引抜き荷重

図 7.30 に解析により得られた最大荷重と加熱温度の関係を示す。なお、図 7.21 で示したアンダーカット式アンカーの引抜き荷重と加熱温度の関係もあわせて示す。実測値では、埋込み長さ 30, 50mm では加熱温度 300°C まで引抜き荷重が増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下しており、埋込み長さ 40mm では加熱温度の上昇とともに引抜き荷重が低下している。しかし、材料試験結果を用いた解析値では、埋込み長さ 30, 50mm で加熱温度 300°C まで引抜き荷重がほとんど変化しないが、その後は低下、埋込み長さ 40mm で加熱温度 200°C まで若干増加した後に低下している。また、評価式を用いた解析値では、埋込み長さに関係なく加熱温度の上昇とともに、引抜き荷重は低下している。

実測値と材料試験結果を用いた解析値は、加熱温度 300°C までは若干の違いがあるものの加熱温度 300°C 以降では解析値が実測値を精度良く再現できている。しかし、評価式を用いた解析値は、実測値および材料試験結果を用いた解析値と比較して、小さい値となっている。これは、アンカーの引抜き試験は加熱時間 1 時間で行われているのに対し、評価式を用いた解析値は加熱時間 168 時間の値を基に定式化されているため、材料特性値が小さくなる傾向にあるためである。なお、最大荷重は小さくなるものの、傾向としては実測値を概ね再現できている。

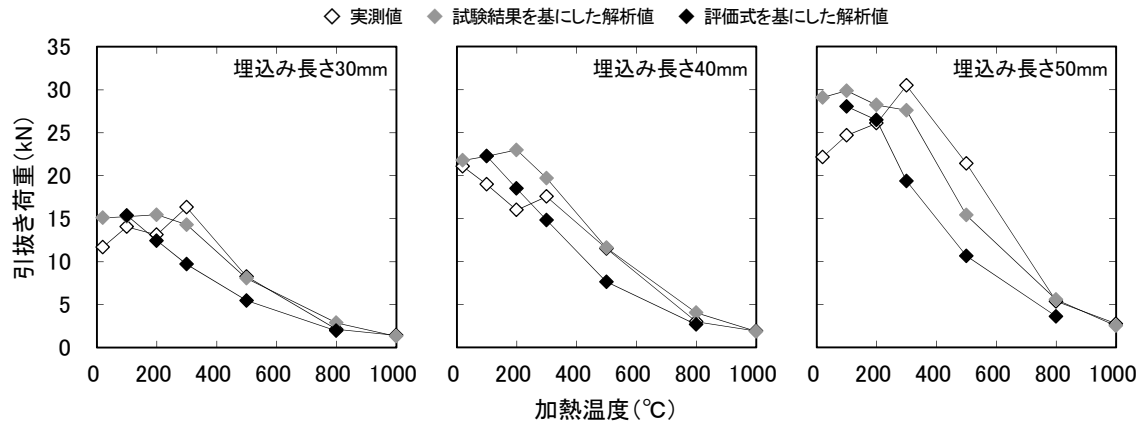


図 7.30 最大荷重と加熱温度の関係

7.6 まとめ

本章では、金属系アンカーである芯棒打込み式アンカーおよびアンダーカット式アンカーが埋め込まれたコンクリート供試体について、加熱温度 100, 200, 300, 500, 800, 1000℃に加熱時間 1 時間で加熱を行った後にアンカーの引抜き試験を実施した。そして、アンカーの引抜き特性に及ぼす高温加熱の影響および既往の研究により示されているアンカーの引抜き荷重と破壊エネルギーの関係式が、高温加熱の影響を受けた場合に適用可能であるのかの検討を行った。そして、アンカーの引抜き特性に関して、前章で定式化した評価式から得られた材料モデルを有限要素法（以下、FEM）解析汎用コードに導入した解析を行ない、高温加熱の影響を受けたコンクリートの材料モデルの FEM 解析への適用性を検証した。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) アンカー引抜き時の破壊形状は、芯棒打込み式、アンダーカット式の両アンカーとも、ほとんどがコーン状破壊となるが、加熱温度 200℃以上では割裂破壊となる場合もある。また、両アンカーとも破壊が拡張部分から生じる。
- 2) アンカー引抜き時の破壊面積は、芯棒打込み式、アンダーカット式の両アンカーとも、破壊面積に関する埋込み長さや加熱温度の関係について明確な傾向はみられない。
- 3) アンカー引抜き時の破壊長さは、芯棒打込み式アンカーは加熱温度の上昇とともに若干ではあるが破壊長さが長くなる傾向がみられる。また、アンダーカット式アンカーは埋込み長さの違いによる影響がほとんどみられない。
- 4) アンカー引抜き後のアンカー拡張部の径は、芯棒打込み式アンカーは埋込み長さや加熱温度に関係なく、引抜き後のアンカー拡張部の径はほぼ同じである。また、アンダーカット式アンカーは、埋込み長さ 30, 40mm でコンクリートが加熱されても破壊長さはほとんど変化しないが、埋込み長さ 50mm では加熱温度の上昇とともに破壊長さが長くなる傾向にある。
- 5) 高温加熱の影響を受けたアンカーは、加熱の有無による大きな変形などは確認されない。しかし、加熱温度の上昇とともにアンカー表面に施されているメッキの変色、加熱温度 800℃以上ではメッキ部分の膨張が生じる。
- 6) アンカー引抜き時における荷重－変位曲線は、载荷初期は芯棒打込み式アンカーの勾配が急であるのと比較して、アンダーカット式アンカーは緩やかとなる。荷重上昇後は、芯棒打込み式アンカーの荷重低下が緩やかなのに対し、アンダーカット式アンカーは比較的早く荷重が低下する。

- 7) アンカーの引抜き荷重は、芯棒打込み式アンカーは埋込み長さに関係なく加熱温度 300℃までの変化が小さいが、加熱温度 300℃以上で低下する。なお、埋込み長さが長いほど、加熱温度の上昇にともなう荷重低下は小さい。また、アンダーカット式アンカーは埋込み長さによって加熱温度 300℃までの挙動が異なるが、加熱温度 300℃以上では低下する。
- 8) 高温加熱の影響を受けたコンクリートからの金属系アンカーの引抜き荷重と、コンクリートの破壊エネルギーの関係は、実測値と計算値は概ね比例関係にあるが、金属系アンカーの場合は、埋込み長さにアンカー拡張部の長さ、すべりを考慮することで対応が良くなる。
- 9) 実験および FEM 解析により得られたアンダーカット式アンカー引抜き時の荷重－変位曲線を比較すると、解析モデルにアンカー拡張部とコンクリート界面に摩擦やすべりが考慮されていないため、解析と実測では同荷重時における変位が異なる。なお、加熱温度の上昇にともない荷重－変位関係の傾きは緩やかになっており、試験で得られた傾向は概ね再現できている。
- 10) 実験および FEM 解析により得られたアンダーカット式アンカー引抜き時の最大荷重を比較すると、実測値と材料試験結果を用いた解析値は、加熱温度 300℃までは若干の違いがあるものの、加熱温度 300℃以降では解析値が実測値を精度良く再現できている。しかし、評価式を用いた解析値は、熱時間 168 時間の値を基に定式化されているため、最大荷重が小さくなる傾向があるが実測値を概ね再現できている。

8 結論

以上の背景より、本研究では、加熱温度 100℃から 800℃までの高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性を明らかにすることを目的とし、コンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式および 20℃（常温時）の圧縮強度から高温加熱後の破壊エネルギーを推定するための関係式についても検討を行った。また、本研究では、高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性およびアンカーの引抜き荷重と破壊エネルギーの関係について検討を行い、本研究で示したコンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式を考慮した、FEM によるアンカーの引抜き解析を実施し、関係式の適用性に関する検討も行った。以下に、本研究で得られた知見を示す。

第 1 章では、コンクリートの破壊特性およびあと施工アンカーの引抜き特性に関する既往の研究を整理し、本研究の背景および目的について述べた。

第 2 章では、3 種類の強度のコンクリートについて、加熱時の最高温度保持時間を 1 時間とした破壊靱性試験により、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす強度および養生の影響について検討を行った。その結果、初期結合応力は水中養生では加熱温度 200℃まで増加し、気中養生では 20℃が最も高く、加熱温度 100℃で低下した後に 200℃で増加すること、そして、加熱温度 200℃以上では、コンクリート強度、材齢、養生に関係なく同程度の割合で低下することが明らかとなった。また、破壊エネルギーは水中養生では加熱温度 100℃で傾向が異なるものの 300℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに低下するが、材齢の影響はほとんどないこと、気中養生は 20℃の破壊エネルギーが高く、加熱温度 100℃で低下した後は 300℃まで増加し、500、800℃では水中養生と同様に低下することが明らかとなった。

第 3 章では、同一水セメント比のモルタルおよびコンクリートについて、加熱時の最高温度保持時間を 1、12 時間とした破壊靱性試験により、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材の影響について検討を行った。その結果、初期結合応力はコンクリートと比較してモルタルの方が大きく、両者とも加熱時間に関係なく加熱温度 200℃まで増加し、その後は加熱温度の上昇とともに加熱時間、粗骨材の有無に関係なく同程度の割合で低下することが明らかとなった。また、破壊エネルギーはモルタルと比較してコンクリートの方が大きく、コンクリートは加熱時間 1 時間では加熱温度 500℃、加熱時間 12 時間では加熱温度 400℃と、加熱時間が長くなるにともない低温側で最大となること、モルタルは加熱時間 1、12 時間ともに加熱温度 400℃まで増加するものの、加熱時間が長くなると加熱温度が低い部分で破壊エネルギーが大きくなることが明らかとなった。

第 4 章では、第 3 章と同一のコンクリートについて、加熱時の最高温度保持時間を 1 時間から 168 時間と変化させた破壊靱性試験により、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす加熱時間の影響について検討を行った。その結果、初期結合応力と加熱温度の関係は、加熱時間 1～12 時間で加熱温度 200℃、加熱時間 24 時間以降は加熱温度 100℃で最大となり、加熱時間が長くなるとともに最大となる加熱温度が低温側にシフトすること、初期結合応力と加熱時間の関係は、加熱時間 24 時間以降は加熱温度に関係なく、初期結合応力は一定となる傾向にあることが明らかとなった。また、破壊エネルギーと加熱温度の関係は、加熱時間 6 時間までは加熱温度 500～600℃、加熱時間 12 時間以降では加熱温度 400℃で最大となり、加熱時間が長くなるとともに最大となる加熱温度が低温側にシフトする傾向にあること、破壊エネルギーと加熱時間の関係は、加熱温度 500℃までは加熱時間によって増減があるが、加熱温度 600℃以上では加熱時間 24 時間以降はほぼ一定となることが明らかとなった。

第5章では、粗骨材種類が異なる4種類のコンクリート、そして、粗骨材が混入されていないモルタルについて、加熱時の最高温度保持時間を168時間とした破壊靱性試験により、高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす粗骨材種類の影響について検討を行った。その結果、粗骨材に砂岩を用いたコンクリートは、加熱温度 800℃で一部の供試体にひび割れを生じ、粗骨材に石灰岩を用いたコンクリートは、加熱温度 700, 800℃で供試体が崩壊した。初期結合応力は加熱後にモルタルで大幅に増加し、コンクリートでは砂岩、閃緑岩、チャートで若干増加、石灰岩は低下、そして、加熱温度 100℃以上で全ての供試体で加熱温度の上昇とともに初期結合応力が低下することが明らかとなった。また、破壊エネルギーは加熱後に全ての供試体で加熱温度の上昇とともに破壊エネルギーが加熱温度 300℃まで増加し、その後は低下することが明らかとなった。なお、破断表面積を用いて算出した破壊エネルギーと破断投影面積を用いて算出した破壊エネルギーを比較すると、両者とも加熱温度 300℃で破壊エネルギーが最大となり、グラフ形状もほぼ同じであるが、破壊エネルギー自体は破断表面積を用いて算出した方が小さくなること、また、加熱温度の上昇とともに破断表面積を用いて算出した破壊エネルギーの方が若干小さくなることが示された。

第6章では、第2章から第5章、第7章で得られた高温加熱の影響を受けたコンクリートの試験結果を基に、加熱時間168時間のコンクリートの結果から高温加熱の影響を受けたコンクリートの力学特性および破壊特性と加熱温度の関係式、また、20℃（常温時）の圧縮強度から高温加熱後の破壊エネルギーを推定するための関係式について検討を行った。その結果、圧縮強度は加熱温度 100℃から線形低下となる式、ヤング係数および初期結合応力は加熱温度 100℃から低下して下に凸となるような2次関数、破壊エネルギーは加熱温度 300℃程度で最大となる2次関数により定式化した。また、圧縮強度と破壊エネルギーの関係は、既往の関係式（常温時）に、加熱による影響係数 $\alpha(T)$ を考慮することで、常温時の圧縮強度から加熱後の破壊エネルギーを推定可能となる式を示した。

第7章では、金属系アンカーに関して、拡張式の芯棒打ち込み式アンカー、拡底式のアンダーカット式アンカーが埋め込まれたコンクリート供試体について、加熱時の最高温度保持時間1時間で加熱を行った後にアンカーの引抜き試験を行ない、高温加熱の影響を受けたコンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性について、また、既往の提案式を用いて高温加熱後のコンクリートの破壊エネルギーとアンカーの引抜き特性の関係について検討を行った。そして、第6章で示したコンクリートの破壊特性と加熱温度の関係式を考慮した、FEMによるアンカーの引抜き解析を実施し、関係式の解析への適用性を検討した。その結果、アンカー引抜き時における荷重-変位曲線は、载荷初期はアンダーカット式アンカーと比較して芯棒打ち込み式アンカーの荷重上昇が急勾配であること、荷重上昇後は芯棒打ち込み式アンカーの荷重低下が緩やかなのに対し、アンダーカット式アンカーは比較的早く荷重が低下することが明らかとなった。また、引抜き荷重は芯棒打ち込み式アンカーで埋込み長さに関係なく加熱温度 300℃以上で低下するが、埋込み長さが長いと加熱後の荷重低下が小さいこと、アンダーカット式アンカーも加熱温度 300℃以上では低下することが明らかとなった。既往の提案式による高温加熱の影響を受けたコンクリートからのアンカーの引抜き荷重とコンクリートの破壊エネルギーの関係は、実測値と計算値は概ね比例関係にあるが、埋込み長さにアンカー拡張部の長さ、すべりを考慮することで両者の対応が良くなることが明らかとなった。そして、FEMによるアンカーの引抜き解析では、解析モデルにアンカー拡張部とコンクリート界面に摩擦やすべりが考慮することで荷重-変位関係が再現できる可能性があること、解析による最大荷重は、評価式用いた解析値は実測値より小さくなる傾向にあるが、加熱温度 300℃以上では精度良く再現可能であることが示された。

参考文献

- [1] 日本機械学会：発電用原子力設備規格 コンクリート製原子力格納容器, 2011
- [2] 日本建築学会：原子炉建屋構造設計指針・同解説, 1988.10
- [3] 日本建築学会：原子力用コンクリート格納容器設計指針案・同解説, 1978.8
- [4] 日本建築学会：火災とコンクリート, 2001
- [5] 土木学会：コンクリート技術シリーズ No.63 コンクリート構造物の耐火技術研究小委員会報告ならびにシンポジウム論文集, 2004
- [6] 日本建築学会：構造材料の耐火性ガイドブック, 2009
- [7] 日本コンクリート工学会：コンクリートの高温特性とコンクリート構造物の耐火性能に関する研究委員会報告書, 2012
- [8] U.S.NRC : A Compilation of Elevated Temperature Concrete Material Property Data and Information for Use in Assessments of Nuclear Power Plant Reinforced Concrete Structures, NRC Job Code N6511, 2010
- [9] 日本建築学会：建物の火害診断および補修補強方法指針・同解説, 2015.2
- [10] 岸谷孝一, 嵩英雄, 椎葉大和, 奥野亨：各種セメントモルタルの耐熱性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.157-158, 1971.11
- [11] 岸谷孝一, 嵩英雄, 奥山治也, 奥野亨：20～300℃の高温にさらされたコンクリートの諸性状に関する研究（その1）, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.143-144, 1972.10
- [12] 岸谷孝一, 嵩英雄, 奥山治也, 奥野亨：20～300℃の高温にさらされたコンクリートの諸性状に関する研究（その2）, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.145-146, 1972.10
- [13] 岸谷孝一, 嵩英雄, 押田文雄, 大野定俊：300℃までの高温に長期にさらされたコンクリートの性状に関する実験的研究, セメント・コンクリート, No.444, pp.7-14, 1984.2
- [14] 依田彰彦：10年間100℃の熱を受けたモルタルの強度および重量の変化, セメント技術年報, 37, pp.370-373, 1983
- [15] 金津努, 松村卓郎, 西内達雄：高温下に長期間暴露したコンクリートの力学的性質の変化, 電力研究所報告, U95037, 1996.3
- [16] 河原友純, 原口晃：高温にさらされたコンクリートの力学的性質, コンクリートジャーナル, Vol.7, No.3, pp.12-19, 1969.3
- [17] 立川博之, 竹田仁一：40℃～80℃で長期間養生されたコンクリートの強度的性質について, コンクリートジャーナル, Vol.9, No.9, pp.10-19, 1971.9
- [18] 長尾覚博, 中根淳：高温履歴を受けるコンクリートの物性に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.457, pp.1-10, 1994.3
- [19] 廣永道彦, 蔵重勲, 井元晴丈：セメント硬化体の熱影響に関する検討—温度65℃におけるセメント系材料の変質状況について—, 電力研究所報告, N04013, 2004
- [20] 一瀬賢一：高温加熱を受けた100N/mm²級高強度コンクリートの力学的性質, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.2, pp.97-102, 2007.7
- [21] 松戸正士, 西田浩和, 片寄哲務, 安部武雄：高温加熱後の超高強度コンクリートの力学的性質に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第603号, pp.171-177, 2006.5

- [22] 安部武雄, 古村福次郎, 戸祭邦之, 黒羽健嗣, 小久保勲 : 高温度における高強度コンクリートの力学特性に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 515 号, pp.163-168, 1999.1
- [23] 一瀬賢一, 長尾覚博 : 高温加熱を受けた高強度コンクリートの力学的性質に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.541, pp.23-30, 2001.3
- [24] 西田浩和, 横須賀誠一, 松戸正士, 片寄哲務 : 超高強度コンクリートの構造体強度と高温加熱後の力学的性質, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.1, pp.393-398, 2004.7
- [25] Carlos Castillo and A. J. Durrani : Effect of Transient High Temperature on High-Strength Concrete, ACI Materials Journal, Vol.87, No.1, pp.47-53, 1990
- [26] 安部武雄, 大塚貴弘, 小林裕, 道越真太郎 : 高温度における普通強度コンクリートの力学特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 615 号, pp.7-13, 2007.5
- [27] 宮本圭一, 安部武雄 : 高温度における高強度コンクリートの力学特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 574 号, pp.227-234, 2003.12
- [28] 豊田康二, 松下平祐, 石田良平, 近藤悟, 菊田繁美, 高橋孝二, 井上超, 松戸正士, 中込昭, 吉田正友, 平島岳夫, 上杉英樹 : 火災加熱を受ける超高強度コンクリートの力学的特性に関する実験的研究 (その 1. 定常温度下における高温圧縮試験), 日本建築学会構造工学論文集, Vol.49.B, pp.367-374, 2003.3
- [29] 一瀬賢一, 長尾覚博, 川口徹 : 高温加熱状態における高強度コンクリートの力学的性質に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.557, pp.23-28, 2002.7
- [30] 松戸正士, 西田浩和, 大塚貴弘, 平島岳夫, 安部武雄 : 高温加熱時における高強度コンクリートの力学特性について 高強度コンクリートの耐火性に関する研究 (その 1), 日本建築学会構造系論文集, 第 624 号, pp.341-347, 2008.2
- [31] 一瀬賢一 : 高温下におけるコンクリートの力学的性状, コンクリート工学, Vol.45, No.9, pp.83-86, 2007.9
- [32] 本田義博, 大岡督尚, 藤巻敏之 : 高強度コンクリートの耐火性能に関する実験的研究 (その 1 定常温度の一軸試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, A-2 分冊, pp.23-24, 1996.9
- [33] 河辺伸二, 一瀬賢一, 川口徹, 長尾覚博 : 高温加熱を受けたコンクリートの強度特性に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.25, No.1, pp.377-382, 2003
- [34] 松戸正士, 西田浩和, 片寄哲務 : 高温加熱後の超高強度コンクリートの引張強度と付着強度, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.1, pp.549-554, 2007.7
- [35] Sammy Y. N. Chan, Gai-fai Peng and John K. W. Chan : Comparison between high strength concrete and normal strength concrete subjected to high temperature, Materials and Structures, Vol.29, pp.616-619, 1996.12
- [36] A. N. Noumowe, P. Clasters, G. Debicki, M. Bolvin Y. : High Temperature Effect on High Performance Concrete (70-600C) Strength and Porosity, SP-145 Durability of Concrete, Third International Conference, pp.157-172, 1994
- [37] P. A. Jähren : Fire Resistance of High Strength/Dense Concrete with Particular Reference to the Use of Condensed Silica Fume, SP-114, pp.1013-1049, 1989
- [38] 日本コンクリート工学協会 : コンクリート構造の破壊力学に関するコロキウム, 1990.3
- [39] 日本コンクリート工学協会 : 破壊力学の応用研究委員会報告書, 1993.10

- [40] 日本コンクリート工学協会：コンクリートの破壊特性の試験方法に関する調査研究委員会報告書, 2001.5
- [41] 日本コンクリート工学協会：高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会報告書, 2002.1
- [42] 日本コンクリート工学協会：高靱性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究委員会報告書（Ⅱ）, 2004.5
- [43] 日本コンクリート工学協会：高強度・高靱性コンクリート利用研究委員会報告書, 2009.3
- [44] 広沢雅也, 松崎育弘 編：あと施工アンカー設計・施工読本 ー初歩から応用までー, 建築技術, 1991.11
- [45] 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説（改定）, 2010.11
- [46] 日本建築研究振興協会 他：既存建築物の耐震診断・耐震補強設計マニュアル 2012 年版, 2012.9
- [47] 国土交通省住宅局建築指導課 監修：2001 年改訂版 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針 同解説, 2001.10
- [48] 土木学会：コンクリートライブラリー141 コンクリートのあと施工アンカー工法の設計・施工指針（案）, 2014.3
- [49] CEB：CEB233（CEB226）, Design of fastenings in concrete, Part1-3, 1997
- [50] ACI：ACI318-05, ACI-318R-05, Building Code Requirements for Structural Concrete and commentary, 2005
- [51] Griffith, A. A.：The phenomena of Rupture and Flow in Solids, Phil. Trans. Roy. Soc. of London, Vol.A221, pp.163-197, 1921
- [52] Irwin, G. R.：Fracture Dynamics, Fracturing of Metals, ASM, pp.147-166, 1948
- [53] Orowan, E.：Fracture and Strength of Solids, Reports on the Progress in Physics, Vol.12, pp.185-232, 1949
- [54] 岡本弘之著：線形破壊力学入門, pp.1-13, 培風館, 1976.5
- [55] 三橋博三, 白井伸明, 六郷恵哲：コンクリート構造への破壊力学の応用, コンクリート工学論文集, Vol.30, No.6, pp.5-17, 1992.6
- [56] 堀井秀之：フラクチャープロセスゾーン問題とコンクリート・岩石・セラミックスに対する破壊力学の体系化, 構造工学論文集, Vol.35A, pp.309-320, 1989.3
- [57] X. -Z. Hu and F. H. Wittmann：Fracture Energy and Fracture Process Zone, Materials and Structures, Vol.25, pp.319-326, 1992
- [58] A. Hilleborg, M. Modeer and P-E Petersson：Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by means of Fracture Mechanics and Finite Elements, Cement and Concrete Research, Vol.6, pp.773-782, 1976
- [59] Z. P. Bazant, and B. H. Oh：Crack Band Theory for Fracture of Concrete, Materials and Structures, Vol.16, No.93, pp.155-177, 1983
- [60] 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄共著：数値破壊力学, 実教出版, 1980.5
- [61] M. K. Kaplan：Crack Propagation and the Fracture of Concrete, Journal of ACI, Vol.58, pp.591-610, 1961

- [62] 50 FMC Draft Recommendation : Determination of The Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-point Bend Tests on Notched Beams, Materials and Structures, Vol.18, No.106, pp.286-290, 1985
- [63] 切欠きはりを有いたコンクリートの破壊エネルギー試験方法, JCI-S-001-2003
- [64] V. S. Gopalaratnam and S.P. Shah : Softening Response of Concrete in Direct Tension, ACI Journal, May-June, pp.310-323, 1985
- [65] Y. Wang, V. C. Li and S. Backer : Experimental Determination of Tensile Behavior of Fiber Reinforced Concrete, ACI Materials journal, September-October, pp.461-468, 1990
- [66] 橘高義典 : 引張破壊のモデル化と破壊力学パラメータ, コンクリート工学, Vol.37, No.9, pp25-28, 1999.9
- [67] V. C. Li, C. Chan and C. K. Y. Leung : Experimental Determination of the Tension-Softening Relations for Cementitious Composites, Cement and Concrete Research, Vol.17, pp.441-452, 1987
- [68] F. H. Wittmann, K. Rokugo, E. Brushwiler, H. Mihashi and P. Simonin : Fracture Energy and Strain Softening of Concrete as Determined by means of Compact Tension Specimens, Materials and Structures, Vol.21, pp.21-32, 1988
- [69] V. E. Saouma, J. J. Broz, E. Brushwiler and H. L. Boggs : Effect of Aggregate and Specimen Size on Fracture Properties of Dam Concrete, Journal of Materials in Civil Engineering (ASCE) , Vol.3, No.3, August 1991
- [70] J. R. Rice : A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Transactions of the ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol.35, pp.379-386, 1968
- [71] P. E. Roelfstra and F. H. Wittmann : Numerical Method to Link Strain Softening with Failure of Concrete, Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete, edited by F. H. Wittmann, Elsevier Science Publishers, pp.163-175, 1986
- [72] 橘高義典 : 引張軟化曲線の多直線近似解析によるコンクリートの弾塑性破壊パラメータの評価, 日本建築学会構造系論文集, No, 469, pp17-24, 1995.6
- [73] 橘高義典, 上村克郎, 中村成春 : ハイパーコンクリートの靱性評価方法に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, No.490, pp.7-16, 1996.12
- [74] 橘高義典, 中村成春: 高強度コンクリートの破壊パラメータに及ぼす粗骨材の影響, 日本建築学会構造系論文集, No, 490, pp7-16, 1996.12
- [75] CEB Comite Euro-International du Beton : CEB-FIP Model Code 1990, Bulletin d'Information, No.203, pp.2-1-2-16, July, 1991
- [76] Peterson, P. E. : Crack Growth and Development of Fracture Zone in Plain Concrete and Similar Materials, Report TVBM-1006, Division of Building Materials, Lund Institute of Technology, Sweden, 1981
- [77] Rokgo, K., Iwasa, M., Suzuki, T. and Koyanagi, W. : Testing Methods to Determine Tensile Strain Softening Curve and Fracture Energy of Concrete, Fracture Toughness and Fracture Energy : Test Methods for Concrete and Rock, Edited by Mihashi, H., Takahashi, H. and Wittmann, F. H., Balkema, pp.153-163, 1989

- [78] Cornelissen, H. A. W., Hordijk, D. A. and Reinhardt, H. W. : Experiments and Theory for the Application of Fracture Mechanics to Normal and Lightweight Concrete, Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete, Edited by Wittmann, F. H., Elsevier Science Publishers B. V., pp.565-575, 1986
- [79] Mihashi, H. and Nomura, N. : A method to Determine Bi-linear Softening Diagram as a Material Law of Concrete Under Tension, Advanced in Building Materials Science, Research and Application, edited by Gerdes, A., Aedificatio publishers, pp.59-77, 1996
- [80] 橋高義典, 上村克郎, 中村成春 : コンクリートの引張軟化曲線の多直線近似解析, 日本建築学会構造系論文報告集, No.453, pp.15-25, 1993.11
- [81] 村上聖, 浦野登志雄, 三井宣之, 平居孝之 : 鋼繊維補強コンクリートの引張軟化曲線とその寸法効果則, コンクリート工学論文集, Vol.6, No.2, pp.21-29, 1995.7
- [82] Nanakorn, P. and Horii, H : Back Analysis of Tension-Softening Relationship of Concrete, 土木学会論文集, No.544/V-32, pp.265-275, 1996.8
- [83] Hordijk, P. A. : Local Approach to Fatigue of Concrete, Doctal Thesis, Delft University of Technology, 1991
- [84] 中村成春, 橋高義典, 三橋博三, 内田裕一 : コンクリートの引張軟化特性の標準試験方法に関する基礎的検討, コンクリート工学論文集, Vol.10, No.1, pp.151-164, 1999.1
- [85] V. C. Li and R. J. Ward : A Novel Testing Technique for Post-peak Tensile Behavior of Cementitious Materials, Proc. International Workshop on Fracture Toughness and Fracture Energy, Sendai, pp.139-156, 1988
- [86] 六郷恵哲, 岩佐正徳, 瀬古繁喜, 小柳洽 : J 積分法を用いた曲げ試験によるコンクリートの引張軟化曲線の定量化, セメント・コンクリート論文集, No.43, pp.304-309, 1989
- [87] 内田裕市, 六郷恵哲, 小柳洽 : 曲げ試験に基づく引張軟化曲線の推定と計測, 土木学会論文集, No.426/V-14, pp.203-212, 1991.2
- [88] 大岡督尚 : 短繊維補強コンクリートの靱性評価および壁部材への適用に関する研究, 東京都立大学学位論文, 2000.3
- [89] 大岡督尚, 橋高義典, 渡部憲 : コンクリートの破壊パラメータに及ぼす短繊維混入および材齢の影響, 日本建築学会構造系論文集, No.529, pp.1-6, 2000.3
- [90] 槇谷栄次, 町田恭一, 翁長孝充 : 鋼繊維補強コンクリートの直接引張実験に関する基礎的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.511-512, 1987.10
- [91] 槇谷栄次, 町田恭一, 浅野俊和 : 鋼繊維補強コンクリートのひび割れ後の引張挙動に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A, pp.46-50, 1988.10
- [92] V. S. Gopalaratnam and S. P. Shah : Tensile Failure of Steel Fiber-Reinforced Mortar, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol.113, No.5, pp.635-652, 1987
- [93] V. C. Li, H. Stang and H. Krenchel : Micromechanics of Crack Bridging in Fibre-Reinforced Concrete, Materials and Structures, Vol.26, pp.486-494, 1993
- [94] H. W. Reinhardt, H. A. W. Cornelissen, and D. A. Hordijk : Tensile Tests and Failure Analysis of Concrete, Journal of Engineering Mechanics (ASCE) , Vol.112, No.11, pp.2462-2477, 1986.11
- [95] 松尾豊史, 金津努 : 直接引張試験によるコンクリートの引張軟化特性に関する検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.3, 1998

- [96] A. Carpinteri and G. Ferro : Size Effects on Tensile Fracture Properties : A Unified Explanation Based on Disorder and Fractality of Concrete Microstructure, *Materials and Structure*, Vol.27, pp.563-571, 1994
- [97] 秋田宏, 小出英夫, 外門正直 : 切欠きの無い供試体を用いたコンクリートの直接引張試験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, 1997
- [98] F. H. Wittmann, P. E. Roelfstra, H. Mihashi, Y. Huang, X. Zhang and N. Nomura : Influence of Age of Loading, Water-Cement Ratio and Rate of Loading on Fracture Energy of Concrete, *Materials and Structures*, Vol.20, pp.103-110, 1987
- [99] 村上聖, 浦野登志雄, 三井宜之 : 鋼繊維補強コンクリートの破壊靱性に及ぼす調合因子の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.2, pp.913-918, 1992
- [100] Binsheng Zhang, Nenad Bicanic, Christopher J. Pearce, and Gojko Balabanic : Assessment of Toughness of Concrete Subject to Elevated Temperatures from Complete Load-Displacement Curve-Part I General Introduction, *ACI Materials Journal*, September-October, pp.550-565, 2000
- [101] Binsheng Zhang, Nenad Bicanic, Christopher J. Pearce, and Gojko Balabanic : Assessment of Toughness of Concrete Subject to Elevated Temperatures from Complete Load-Displacement Curve-Part II Experimental Investigations, *ACI Materials Journal*, September-October, pp.556-566, 2000
- [102] B. Zhang, N. Bicanic, C. J. Pearce and G. Balabanic : Residual fracture properties of normal- and high-strength concrete subjected to elevated temperatures, *Magazine of Concrete Research*, 52, No.2, Apr., pp.123-136, 2000
- [103] Binsheng Zhang and Nenad Bicanic : Residual Fracture Toughness of Normal- and High-Strength Gravel Concrete after Heating to 600 °C, *ACI Materials Journal*, May-June, pp.217-226, 2002
- [104] Binsheng Zhang, Nenad Bicanic, Christopher J. Pearce, David V. Phillips : Relationship between brittleness and moisture loss of concrete exposed to high temperatures, *Cement and Concrete Research* 32, pp.363-371, 2002
- [105] Jiangtao Yu, Kequan Yu, Zhoudao Lu : Residual fracture properties of concrete subjected to elevated temperatures, *Materials and Structures*, DOI 10.1617/s11527-012-9823-4, 2012
- [106] Yu Kequan, Lu Zhoudao : Residual crack extension of post-fire wedge-splitting normal strength concrete specimen based on the cohesive force function, *Construction and Building Materials, Structures*, 50, pp.270-281, 2014
- [107] Bazant Z. P., and Prat P. C. : Effect of Temperature and Humidity on Fracture Energy of Concrete, *ACI Materials Journal*, July-August, pp.262-271, 1988
- [108] Graham Baker : The effect of exposure to elevated temperatures on the fracture energy of plain concrete, *Materials and Structures*, Vol.29, pp.383-388, 1996
- [109] A. Menou, G. Mounajed, H. Boussa, A. Pineaud, H. Carre : Residual fracture energy of cement, mortar, and concrete subjected to high temperature, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 45, pp.64-71, 2006
- [110] B. Zhang and N. Bicanic : Fracture energy of high-performance concrete at high temperatures up to 450 °C : the effects of heating temperatures and testing conditions (hot and cold) , *Magazine of Concrete Research*, 58, No.5, June, pp.277-288, 2006
- [111] Binsheng Zhang : Effects of moisture evaporation (weight loss) on fracture properties of high performance concrete subjected to high temperatures, *Fire Safety Journal*, 46, pp.543-549, 2011

- [112] 神山力, 橋高義典, 田村雅紀 : 各種コンクリートの破壊特性の試験方法に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.91-96, 2001
- [113] 橋高義典, 高橋仁智 : 破壊力学手法によるひび割れ分散を考慮した軽量繊維補強コンクリートパネルの曲げ解析, 日本建築学会構造系論文報告集, No.541, pp.37-42, 2001.3
- [114] RILEM AAC13.1 : Determination of the specific fracture energy and strain softening of AAC, RILEM Recommendations for the Testing and Use of Constructions Materials, pp.156-158, 1994
- [115] H. Tada, P. C. Paris and G. R. Irwin : The Stress Analysis of Crack Handbook, Second Edition, Paris Productions Incorporated, pp.2-16, Appendix B, 1985
- [116] G. V. Guinea, M. Elices and J. Planas : Stress Intensity Factors for Wedge-splitting Geometry, International Journal of Fracture.81, pp.113-124, 1996
- [117] 土木学会 : 2012 年制定 コンクリート標準示方書 [設計編] , 2013.3
- [118] 一瀬賢一, 川口徹, 長尾覚博 : 高温加熱を受けた高強度コンクリートにおける粗骨材の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.24, No.1, pp.285-290, 2002
- [119] 尾島一良 : 特許公報からみたアンカーの歴史, ファスナーレポート, 1986.5
- [120] 岡田恒男, 田中礼治, 松崎育弘, 坂本功, 河村壮一 著 : あと施工アンカー 設計と施工, 技術書院, 1990.6
- [121] 田中礼治 : 委員会報告「コンクリート用ファスニング技術研究委員会」, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.2, pp.7-14, 1994
- [122] CEB : Fastenings to Reinforced Concrete and Masonry Structures ; State-of- art reports Part 1 (Bull.206) and Part 2 (Bull.207), 1991
- [123] 松藤康典, 河村博之, 佐治泰次 : コンクリートに定着された鉄筋の引張強度に関する研究, 九州大学工学集, 第 44 巻, 第 6 号, 1969.12
- [124] Eligehausen. R and Sawade. G. : A fracture mechanics based description of the pull-out behavior of headed studs embedded in concrete, RILEM report, Fracture Mechanics of Concrete Structures, Chapman and Hall, pp.281-299, 1989
- [125] 森山智明, 丸山久一, 清水敬二, 山本康之 : 後打ちアンカーボルトの引抜き耐荷機構に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, 13-2, pp.923-928, 1991
- [126] 百瀬光弘, 丸山久一, 清水敬二, 橋本親典 : アンダーカット型アンカーボルトの性状に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, 12-2, pp.801-806, 1990
- [127] Rolf Eligehausen, Rainer Mallee, John F. Silvia : Anchorage in Concrete Construction, Ernst & Sohn, A Wiley Company, 2006.3
- [128] 滝口克己, 橋本純 : 熱を受けるコンクリート埋め込みボルトの引抜き耐力に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.563, pp.131-137, 2003.1
- [129] 橋本純, 滝口克己 : 熱を受けるコンクリート埋め込みボルトの引抜きに関する実験, 日本建築学会構造系論文集, No.568, pp.123-129, 2003.6
- [130] Jun Hashimoto, Katsuki Takiguchi : Experimental study on pullout strength of anchor bolt with an embedment depth of 30 mm in concrete under high temperature, Nuclear Engineering and Design, 229, pp.151-163, 2004
- [131] 斎藤光, 上杉英樹, 太田達見, 丹羽亮, 竹内正博 : ケミカル・アンカーの耐火性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C 分冊, pp.2771-2772, 1983.9

- [132] 斎藤光, 上杉英樹, 太田達見, 丹羽亮 : ケミカル・アンカーの耐火性, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.465-468, 1984.3
- [133] 石川公章, 篠原敬治, 小林行雄, 椎野高行, 今井清史 : 加熱された耐震補強用樹脂アンカーの引張り特性 (その1 概要および材料強度), 日本建築学会学術講演梗概集, pp.333-334, 1989.10
- [134] 今井清史, 篠原敬治, 小林行雄, 椎野高行, 石川公章 : 加熱された耐震補強用樹脂アンカーの引張り特性 (その2 剛性とコーン), 日本建築学会学術講演梗概集, pp.335-336, 1989.10
- [135] 篠原敬治, 小林行雄, 椎野高行, 今井清史, 石川公章 : 加熱された耐震補強用樹脂アンカーの引張り特性 (その3 アンカーの引張り強度), 日本建築学会学術講演梗概集, pp.337-338, 1989.10
- [136] 寺島悟, 沢出稔, 丹羽亮, 秋山友昭, 松崎育弘 : 加熱されたコンクリートの耐火性評価とあと施工アンカーに関する研究, その1, 一面3時間加熱, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, pp.691-692, 1994.9
- [137] 大森正秀, 松崎育弘 : 樹脂系あと施工アンカーの耐火性能評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.745-746, 1995.8
- [138] RILEM TC 129-MIT : Modulus of elasticity for service and accident conditions, Materials and Structures, Vol.37, pp.139-144, 2004.3
- [139] 丸山一平 : 供試体の乾燥状態と強度の関係, セメント・コンクリート, No.775, pp.50-52, 2011.9
- [140] Concrete Manual, Revised 8th Edition, John Wiley & Sons, New York, p.627, 1981
- [141] 山田順治, 友泉昌 編 : わかりやすいセメントとコンクリートの知識, 鹿島出版社, 1976.4
- [142] セメント協会 : C&C エンサイクロペディア [セメント・コンクリート化学の基礎解説], p.246, 1996.7
- [143] 吉本文平 著 : 鋳物工学, 技報堂, pp.107-108, 1959.1
- [144] 原田有 : 建築耐火構法, 工業調査会, 1973
- [145] U. シュナイダー 著, 森永繁, 山崎庸行, 林章二 訳 : コンクリートの熱的性質, 技報堂, 1983.2
- [146] 森実 : 骨材の性質・性能—熱的性質・耐火性, コンクリート工学, Vol.16, No.9, pp.36-40, 1978.9
- [147] 熊谷仁志, 斎藤秀人, 森田武 : 高温を受けた高強度コンクリート部材の力学特性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.2, pp.559-564, 1992
- [148] CEB : Bulletin d'Information, No.208, 1991
- [149] Selby, R. G., and Vecchio, F. J. : Three dimensional constitutive relations for reinforced concrete. Department of Civil Engineering, University of Toronto, Toronto, Ont., Publication No. 93-02, 1993
- [150] Vecchio, F. J. and Collins, M. P. : Compression Response of Cracked Reinforced Concrete, ASCE, pp.3590-3610, 1993.12
- [151] Nakamura, H, and Higai, T. : Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, Seminar on Post-Peak Behavior of RC Structures Subjected to Seismic Loads, pp.259-272, 1990.10

本論文における発表論文

[査読付論文]

- [1] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性, 日本建築学会構造系論文集, No.680, pp.1477-1483, 2012.10
- [2] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす材齢および養生の影響, 日本建築学会構造系論文集, No.688, pp.1027-1034, 2013.6
- [3] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性に及ぼす加熱時間の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, No.1, pp.1318-1323, 2014.7
- [4] 刈田祥彦, 松沢晃一, 橘高義典, 八木沢康衛 : コンクリートに埋め込まれた金属系アンカーボルトの高温加熱後の引抜特性に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, No.1, pp.1354-1359, 2014.7
- [5] 松沢晃一, 橘高義典, 刈田祥彦 : コンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの引抜き特性に及ぼす高温加熱の影響, 日本建築学会構造系論文集, No.707, pp.29-37, 2015.1
- [6] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたコンクリートの引張破壊特性に及ぼす粗骨材の影響, 日本建築学会構造系論文集, No.707, pp.1-7, 2015.1

[国際会議]

- [1] Koichi Matsuzawa and Yoshinori Kitsutaka : Evaluation on the fracture properties of concrete subjected to high temperature heating, Transactions, SMiRT22, 10p, USB, 2013.8
- [2] Akihiko KATTA, Koichi MATSUZAWA, Yoshinori KITSUTAKA, Yasuei YAGISAWA : Study on pull-out properties of mechanical anchor bolt embedded in concrete following high-temperature heating, International Conference on the Regeneration and Conservation of Concrete Structures, 8p, CD-ROM, 2015.6
- [3] Koichi Matsuzawa and Yoshinori Kitsutaka : Influence of heating time on fracture properties of concrete, Transactions, SMiRT23, 9p, USB, 2015.8

[口頭発表]

- [1] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたコンクリートのひび割れ抵抗性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.761-762, 2012.9
- [2] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたコンクリートのひび割れ抵抗性に及ぼす加熱時間の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.293-294, 2013.8
- [3] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたセメント硬化体のひび割れ抵抗性に及ぼす骨材混入の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.401-402, 2014.9
- [4] 刈田祥彦, 松沢晃一, 橘高義典, 八木沢康衛 : コンクリートに埋め込まれた金属系アンカーボルトの高温加熱後の引抜特性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.979-980, 2014.9

- [5] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたコンクリートの破壊特性と質量変化の関係, 第69回セメント技術大会講演要旨, pp.258-259, 2015.5
- [6] 松沢晃一, 橘高義典 : 高温加熱の影響を受けたセメント硬化体のひび割れ抵抗性と質量変化の関係, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.197-198, 2015.9
- [7] 刈田祥彦, 松沢晃一, 橘高義典, 八木沢康衛 : コンクリートに埋め込まれた金属系アンカーの高温加熱後の引抜き特性に及ぼす埋め込み深さの影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.997-998, 2015.9

謝辞

本論文は、筆者が母校である首都大学東京大学院都市環境科学研究科建築学域（学生当時・東京都立大学大学院工学研究科建築学専攻）に 2008 年 8 月に助教として着任した後、2011 年度より実施した研究の成果をまとめたものです。本研究を行うにあたり、懇切丁寧にご指導下さいました首都大学東京大学院都市環境科学研究科建築学域 教授 橘高義典博士に心から感謝致します。橘高義典博士には、筆者が東京都立大学工学部建築学科および東京都立大学大学院工学研究科建築学専攻修士課程に在籍していたときに、著者が建築材料に興味を持つ機会を与えていただくとともに、建築材料に関する研究業務に携わる第一歩を導いて頂きました。筆者が現在、建築材料の研究者としていられるのは橘高義典博士のご指導のおかげです。

本研究を取りまとめるにあたり、首都大学東京大学院都市環境科学研究科建築学域 教授 芳村學博士、首都大学東京大学院都市環境科学研究科建築学域 教授 北山和宏博士、首都大学東京大学院都市環境科学研究科都市基盤環境学域 准教授 上野敦博士には、ご多忙中にも関わらず、論文審査に際し、適切かつ貴重なご意見ならびにご助言、そして、温かい激励のお言葉をを賜りました。ここに深く感謝致します。

本研究のコンクリートの破壊力学に関して、東急建設株式会社技術研究所 大岡督尚博士には、様々なご助言をいただきました。また、大岡督尚博士には、筆者が東急建設株式会社技術研究所に勤務していたときに、上司および研究者としての立場から大学と企業における研究の違い、社会との関係性など、実務としての研究業務に関するご指導頂きました。ここに深く感謝致します。

本研究では高温加熱の影響を受けたコンクリートを研究対象としましたが、元・工学院大学 教授 嵩英雄博士には本研究を取りまとめるにあたり、様々なご意見ならびにご助言をいただきました。そして、金属系アンカーの引抜きに関する FEM 解析を実施するにあたり、東海大学 教授 渡部憲博士、ならびに渡部研究室修士 2 年 大津直人氏、また、アンカーの引抜き実験の際には、サンコーテクノ株式会社 八木沢康衛氏に様々なご助言を頂きました。ここに深く感謝致します。さらに、筆者が学生の頃より多くのご支援を賜っています工学院大学 准教授 田村雅紀博士に感謝致します。

なお、本論文には多くの実験が関わっていますが、これらの実験は橘高研究室の学生の協力なしに実施できるものではありませんでした。特に、2 章の SEM 観察では船越貴恵氏（現・清水建設株式会社技術研究所）、7 章の金属系アンカーの引抜き実験では刈田祥彦氏の多大なる協力を得ました。また、莫大な供試体作製および脱型、破壊靱性試験用供試体への切欠き挿入作業などは、本論文に関する研究期間に橘高研究室に在籍した学生の協力を得ました。ここに感謝致します。

最後に、本論文を取りまとめるにあたり、常に私の支えとなり、励ましの言葉と安らぎを与えてくれるとともに本論文の完成を讃えてくれた妻 有香子、屈託のない笑顔で私を和ませてくれる 3 歳の長男 晃志、何事にも一生懸命な姿で勇気づけてくれる 1 歳の次男 宙樹に心から感謝の言葉を贈るとともに、今後の尽力を誓います。

2016 年 3 月
松 沢 晃 一