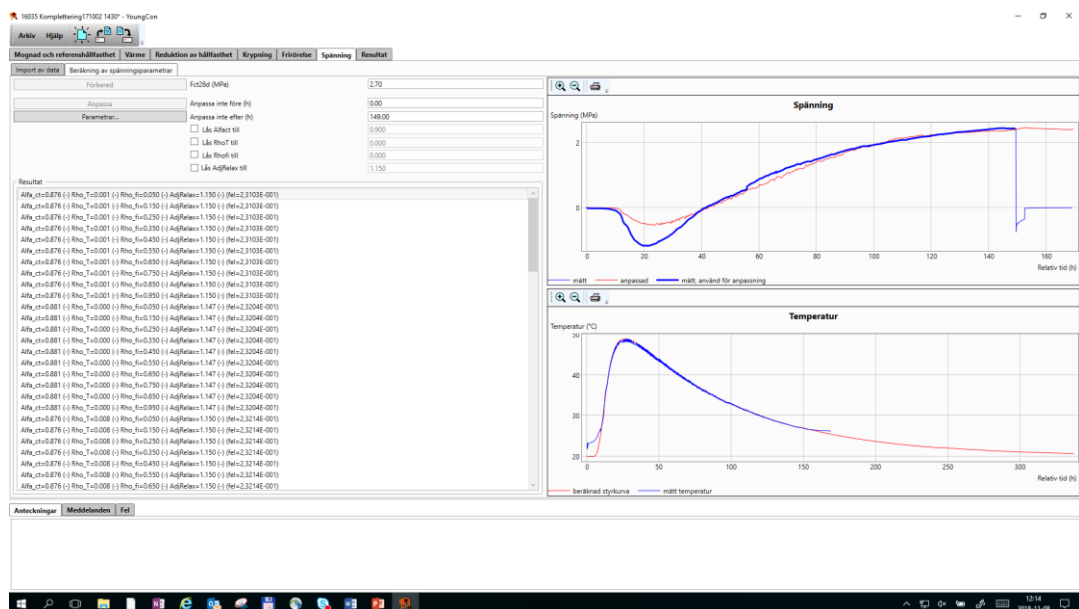


# Kvalitetssäkrad utvärdering av materialdata

## – spänningsanalyser i PPB



Hans Hedlund, Martin Nilsson, Marcin Stelmarczyk  
2018-11-08

# FÖRORD

Utvärderingsprogrammet "YoungCon" har utvecklats inom projektet av följande projektgrupp:

Hans Hedlund, Skanska Sverige AB / SBUF (tillika projektledare)

Marcin Stelmarczyk, The Green Dragon Magic

Jan-Erik Jonasson, LTU

Tomas Forsberg, Complab LTU

Projektet har finansierats av Luleå tekniska universitet, The Green Dragon Magic och SBUF.

Projektgruppen vill uttrycka ett explicit tack till projektets finansiärer och riktar ett speciellt tack till SBUF, som på ett handfast sätt stödjer forskning och utveckling genom projektbidrag. Därutöver vill projektgruppen tacka projektets referensgrupp för värdefull input och goda diskussioner. Projektets referensgrupp har bestått av följande personer utöver projektgruppen:

Martin Nilsson, LTU

Mats Emborg, LTU

Peter Johansson, LTH

Göteborg, 2018-11-08

*Hans Hedlund*

# INNEHÅLL

<b>BAKGRUND</b> .....	<b>3</b>
<b>SYFTE</b> .....	<b>4</b>
<b>GENOMFÖRANDE</b> .....	<b>5</b>
<b>RESULTAT</b> .....	<b>5</b>
<b>MATERIALUTVÄRDERINGSMODUL FÖR MOGNAD, HÅLLFASTHET OCH VÄRME</b> .....	<b>5</b>
<i>Hållfasthetsutveckling och mognad</i> .....	<b>6</b>
<i>Reduktion av hållfasthet</i> .....	<b>7</b>
<i>Värmeutveckling</i> .....	<b>7</b>
<b>MATERIALUTVÄRDERINGSMODUL FÖR KRYPNING</b> .....	<b>9</b>
<b>MATERIALUTVÄRDERINGSMODUL FÖR FRIRÖRELSE</b> .....	<b>10</b>
<b>MATERIALUTVÄRDERINGSMODUL FÖR ICKE-LINJÄRT SAMBAND MELLAN SPÄNNING OCH TÖJNING</b> .....	<b>12</b>
<b>SAMMANSTÄLLNING AV RESULTAT</b> .....	<b>13</b>
<b>MANUAL OCH DOKUMENTATION AV MATERIALBESKRIVANDE EKVATIONER</b> .....	<b>13</b>
<b>SAMMANFATTNING</b> .....	<b>13</b>
<b>BILAGA</b> .....	<b>15</b>

## BAKGRUND

I dag ställs krav från Trafikverket och andra beställare att entreprenörerna skall beräkna och vidta åtgärder för att begränsa risken för temperatursprickor i betongen under gjutning och härdning, se AMA Anläggning EBE.11. Utöver kravet på anläggningskonstruktioner har husbyggnadssidan börjat se fördelarna med sprickbegränsningar i källarkonstruktioner som utsätts för grundvattentryck samt möjligheten att optimera gjutetappernas längd för att undvika eller minimera behovet av aktiva åtgärder som kylning.

Kravens på spricksäkerhet vid gjutning och efterföljande härdning, som ställs enligt AMA Anläggning är kopplade till konstruktionens exponeringsklass, och utgår från att en viss andel av den aktuella draghållfastheten utnyttjas. Nivån på acceptabel spricksäkerhet beror på i vilken omfattning den aktuella betongen har provats se Figur 1.

**Ur AMA Anläggning 07**

Exponeringsklass	Fullständiga materialparametrar	Materialparametrar enligt .422	
		$360 \leq C \leq 430 \text{ kg/m}^3$	$430 < C \leq 460 \text{ kg/m}^3$
XC2	1,05	1,18	1,33
XC4	1,11	1,25	1,42
XD1, XS2	1,18	1,33	1,54
XD3, XS3	1,25	1,42	1,67

Exponeringsklass	Fullständiga materialparametrar	Materialparametrar enligt .422	
		$360 \leq C \leq 430 \text{ kg/m}^3$	$430 < C \leq 460 \text{ kg/m}^3$
Alla	1,42	1,67	2,0

  
$$\eta = \frac{\sigma}{f_{ct}} = \frac{1}{S} = \text{tillåten spänningskvot}$$

t ex:  $S = 1.42 \implies \underline{\underline{\eta_{\max} = 0.70}}$

**Figur 1: Spricksäkerhetskrav enligt AMA Anläggning mht provning av materialdata för aktuell betong.**

I utvecklingsarbete med det branschgemensamma prognosverktyget Produktionsplanering Betong (PPB) i SBUF-projekten 12799, 13057, 13059 och 13064 har det visats på vikten av tillgång till bra materialdata. Förutsättningarna för bra prognoser via alla typer av beräkningsprogram är starkt beroende på kvaliteten på indata.

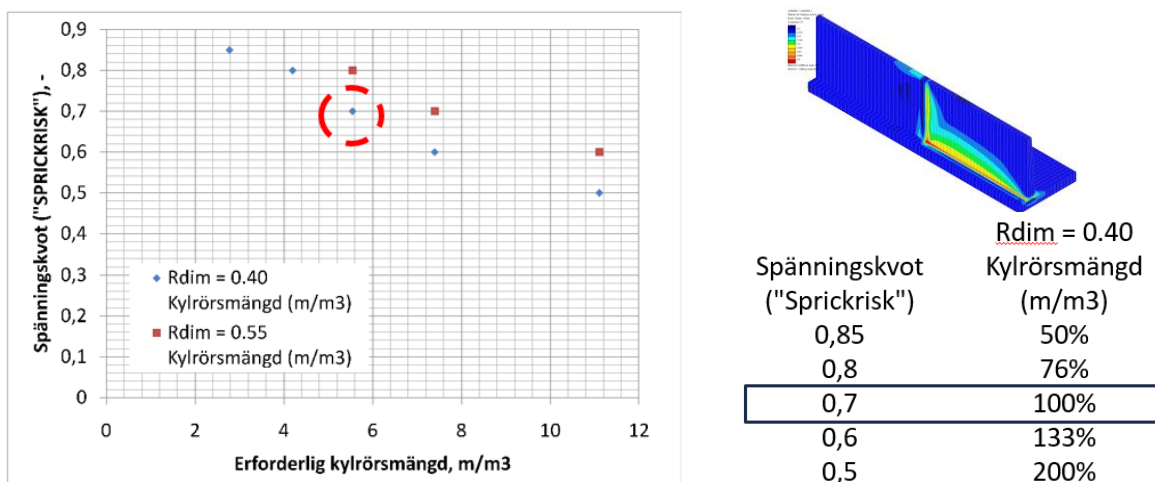
Avseende värme, mognad och hållfasthet anses detta vara löst. Utvärderingen och provningen av temperatur- och hållfasthetsutveckling för en betong är relativt enkel. Likaså är idag tillämpade materialmodellerna som beskriver temperatur- och hållfasthetsutvecklingen för betong enkla att anpassa mot provningsresultaten. Därför togs det i SBUF 12799 fram och implementerades som en del av PPB ett verktyg, Materialkalkylatorn, där användaren ges

möjlighet att själv utföra utvärdering av egna materialdata för temperatur-, hållfasthets- och mognadsutveckling i nygjuten betong.

När det kommer till spänning och sprickriskbedömning i PPB SBUF 13059 har det redan konstaterats att den senaste materialmodelleringen från beräkningsverktyget ConTeSt kommer att användas med smärre justeringar och förbättringar. Idag tas dessa materialdata fram av ett laboratorium i Sverige, Complab LTU. Förfarandet kräver mätutrustning, som i dagsläget endast Complab LTU har. Utvärderingen är också krävande och komplex och det är inom detta område som situationen har blivit akut redan idag.

Entreprenörernas intresse för att ta fram spänningsdata har de senaste åren ökat mycket i framförallt medelstora och stora projekt. Kunskapen om betongenens egenskaper är värdefulla redan i anbudsfasen, men ger en möjlighet till produktivitetssökning vid genomförandet av entreprenaden. Exempelvis kan etappindelningar, gjut- och härdningsåtgärder optimeras ur produktionsaspekt för att nå avsedd kvalitet. Även optimering av erforderliga vattentättningsåtgärder mellan gjutfogar kan bedömas varvid kostnader för extra vattentättningsåtgärder kan reduceras alternativt elimineras.

Effekten av AMA:s spricksäkerhetskrav illustreras i Figur 2 där man ser att för en konstruktion utsatt för ensidigt vattentryck kan den erforderliga mängden kylrör dubblas jämfört med när entreprenören har tillgång till en provad betong och fullständiga materialparametrar.



**Figur 2: Jämförande beräkningar av erforderlig kylrörmängd mht tillåten spänningskvot.**

Flera entreprenörer samt betong- och cementtillverkare önskar att få sina betong testade inför kommande projekt. Utvärderingen av materialdata för branschens behov utgör en klar flaskhals för entreprenörerna.

Med tanke på de allt strängare kraven på att cement och betong skall reducera sin CO2-belastning kommer betongens beteende att förändras och därmed fortsatt stort behov av egenskapsprovning av nya betongsammansättningar.

## SYFTE

Syftet med detta projekt har varit att ta fram en modul för strukturerad materialutvärdering av spänningsdata – *Materialkalkylator Spänning*. Detta kommer att vara en omfattande utökning av dagens Materialkalkylator. Utvärderingen av spänningsdata är både mer omfattande och mer

komplex, men den bygger delvis på utvärdering av mognad och hållfasthet. Detta kommer att säkerställa att:

- Tillgängliga laboratorium, som kan genomföra erforderliga provningar, har ett verktyg för kvalitativ utvärdering av spänningsdata och framtagning av egna materialdata för ung betong.
- SBUF kan låta fler laboratorium få tillgång till verktyget vid behov.

På grund av verktygets komplexitet är tanken att *Materialkalkylator Spänning* inte görs allmänt tillgänglig för PPB:s normala användare utan endast används av kvalificerade laboratorier som förfogar över nödvändig mätutrustning samt kunskap och kompetens inom området.

## GENOMFÖRANDE

I projektet har en revidering av existerande materialmodeller skett. Vidare har en stabilisering av dagens utvärderingsmetodik utförts så att den slutligen kunnat omformas till en repeterbar och stringent process för utvärdering. Slutligen har ett verktyg, liknande den idag existerande materialkalkylatorn, för temperatur, hållfasthet och mognad att utvecklas, *PPB Materialkalkylatorn Spänning*, som innefattar:

- Materialutvärderingsmodul för mognad, hållfasthet och värme enligt dagens PPB Materialkalkylator
- Materialutvärderingsmodul för krypning
- Materialutvärderingsmodul för frirörelse
- Materialutvärderingsmodul för icke-linjärt samband mellan spänning och töjning
- Manual och dokumentation av materialbeskrivande ekvationer

## RESULTAT

Detta projekt har resulterat i ett utvärderingsverktyg som följer den "Svenska sprickmodellen". Utvärderingsverktyget "**YoungCon**" har utgått från den provnings- och utvärderingsmetodik som utvecklats vid Luleå tekniska universitet (LTU) under de senaste 40 åren. LTU är i dagsläget det enda laboratorium som har utrustning för att genomföra en fullständig provning av samtliga relevanta materialparametrar för att möta de krav som exempelvis Trafikverket ställer i sina projekt.

Utvärderingsverktygets startlogotyp:

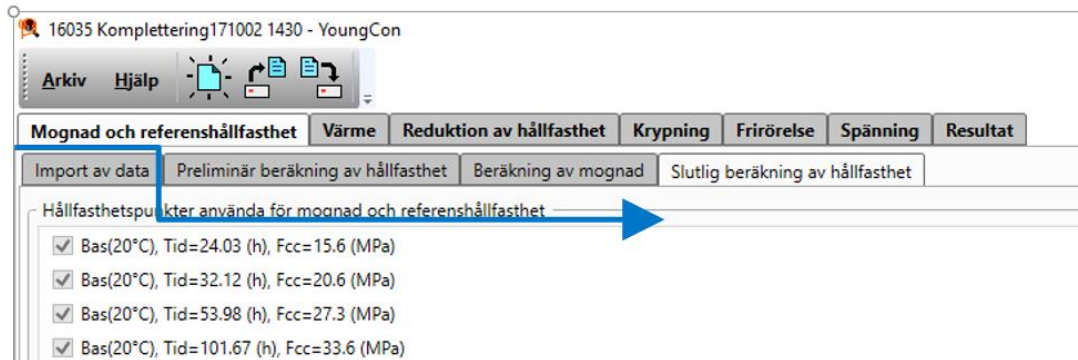


### Materialutvärderingsmodul för mognad, hållfasthet och värme

Utvärderingen av materialparametrar börjar med att hållfasthetsutvecklingen vid olika temperaturer utvärderas för att få tag i den aktuella betongens mognadsfunktion. All utvärdering

utgår från rådata, dvs data som ej blivit behandlad, förenklad eller påverkad av någon i utvärderingskedjan.

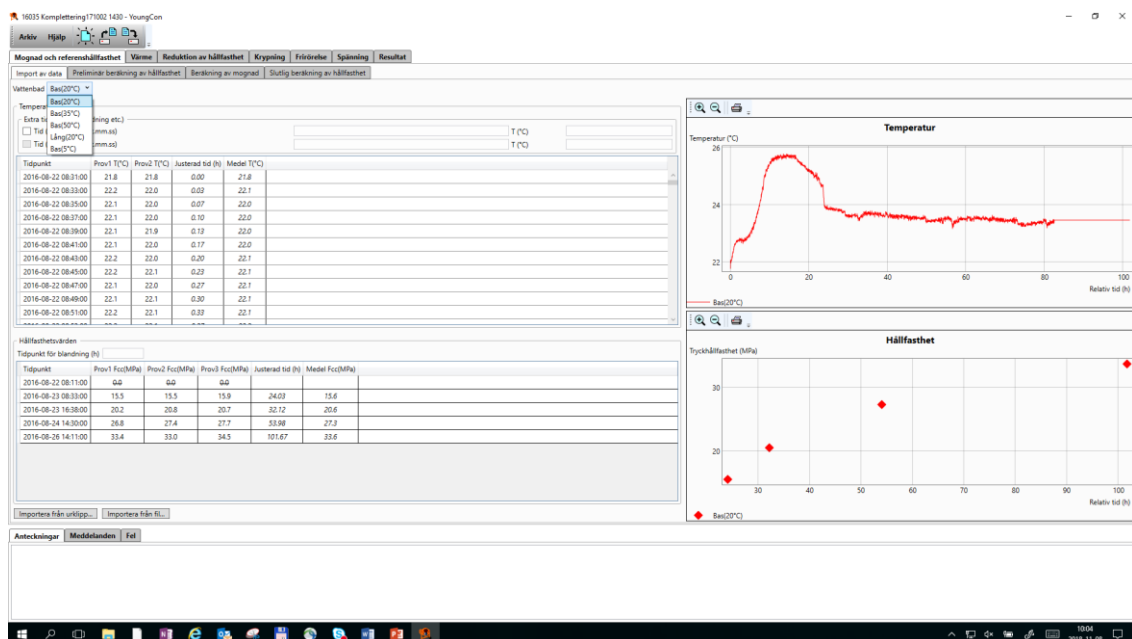
Den principiella arbetsgången för utvärderingsverktyget är baserat på huvudflikar med tillhörande underflikar, se Figur 3.



**Figur 3: Illustration av principiell arbetsgång vid utvärdering av materialparametrar.**

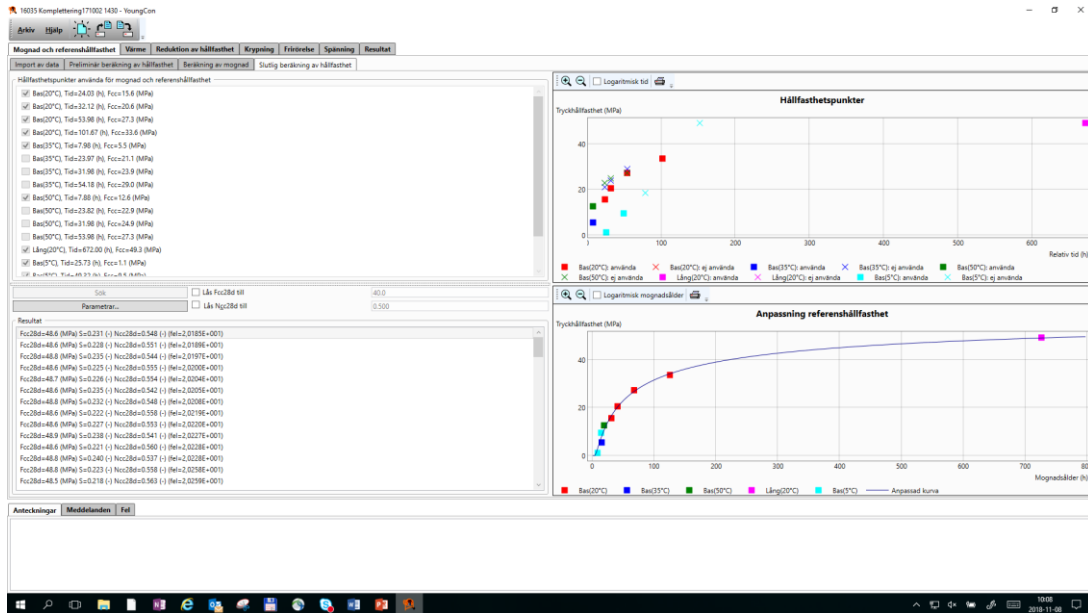
### Hållfasthetsutveckling och mognad

Indata importerar till programmet från exempelvis en textfil, Excel eller anpassat till mätutrustningens dataformat. I Figur 4 ses importerade data från provad hållfasthetsutveckling vid lagring av provkroppar i ca 20°C. För att utvärdera materialparametrar som beskriver hållfasthetsutvecklingen vid olika temperaturer, dvs mognadsfunktionen, importerar fler provresultat från andra lagringstemperaturer (här 5, 35 och 50°C)



**Figur 4: Exempel - Importerade indata från hållfasthetsprovning av provkroppar i ca 20°C.**

Efter import av rådata sker en preliminär beräkning av hållfasthetsutvecklingen baserat på data från prover lagrade i 20°C. Därefter beräknas ett antal möjliga kombinationer av materialparametrar som beskriver den aktuella betongens mognadsfunktion, se Figur 5.

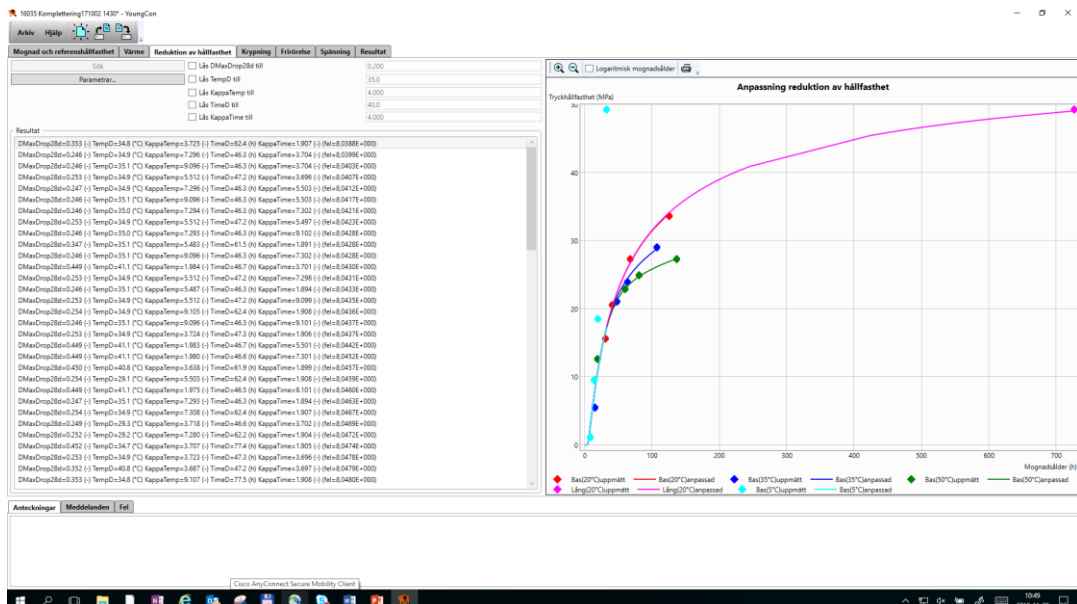


**Figur 5: Resultat av anpassning till referenshållfasthet baserat på hållfasthetsprovning vid olika temperaturer.**

## Reduktion av hållfasthet

Vissa cementsammansättningar är temperaturkänsliga och har en tendens att tappa i hållfasthet vid förhöjd härdningstemperatur under längre tid. I utvärderingsverktyget finns möjlighet att utvärdera och ta fram materialparametrar som beskriver hållfasthetsförlust för temperaturkänsliga cement vid förhöjd härdningstemperatur.

I Figur 6 kan ses hur provresultat från hållfasthetsprovning vid 35 och 50°C (blå respektive grön kurva) avviker markant och är lägre referenshållfasthetsprovning vid 20°C (magenta kurva).

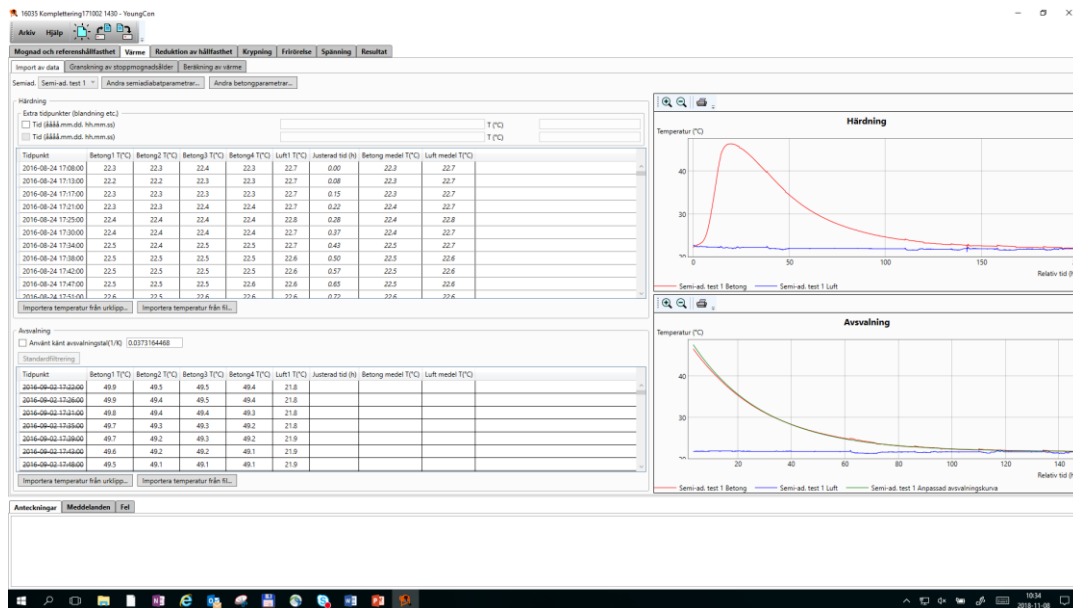


**Figur 6: Resultat av anpassning av hållfasthetsreduktion för ett temperaturkänsligt cement.**

## Värmeutveckling

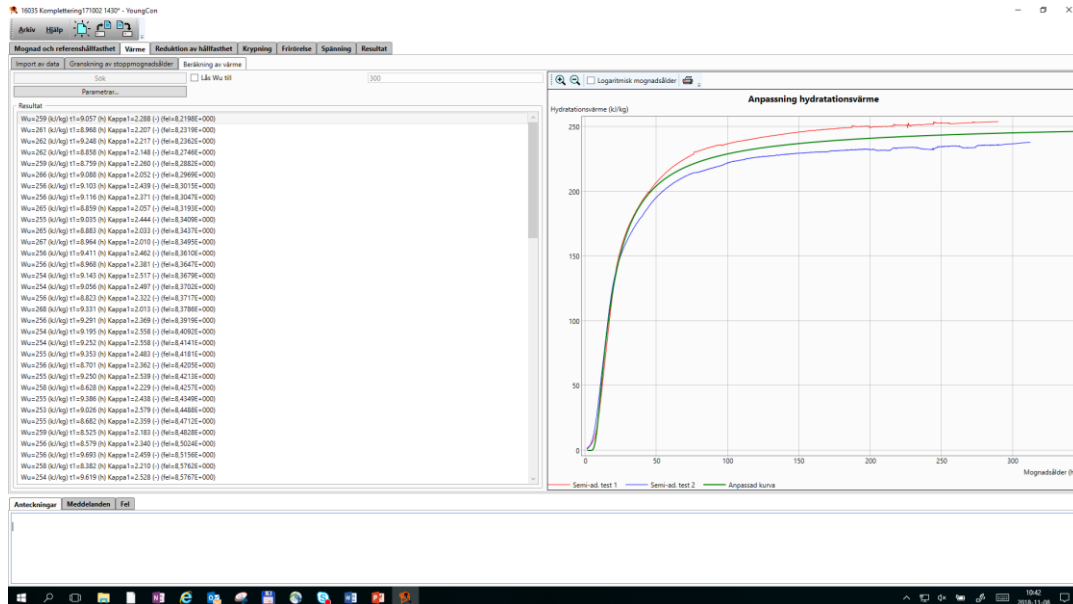


Rådata importerar från en eller flera mätutrustningar (semi-adiabater) där en tid-temperaturvåg registrerat vid kända avsvalningsförhållanden och värmeflöden, se Figur 7.



**Figur 7: Exempel - Importerade indata från temperaturmätning vid gjutning samt avsvälning i en semi-adiabatisk utrustning.**

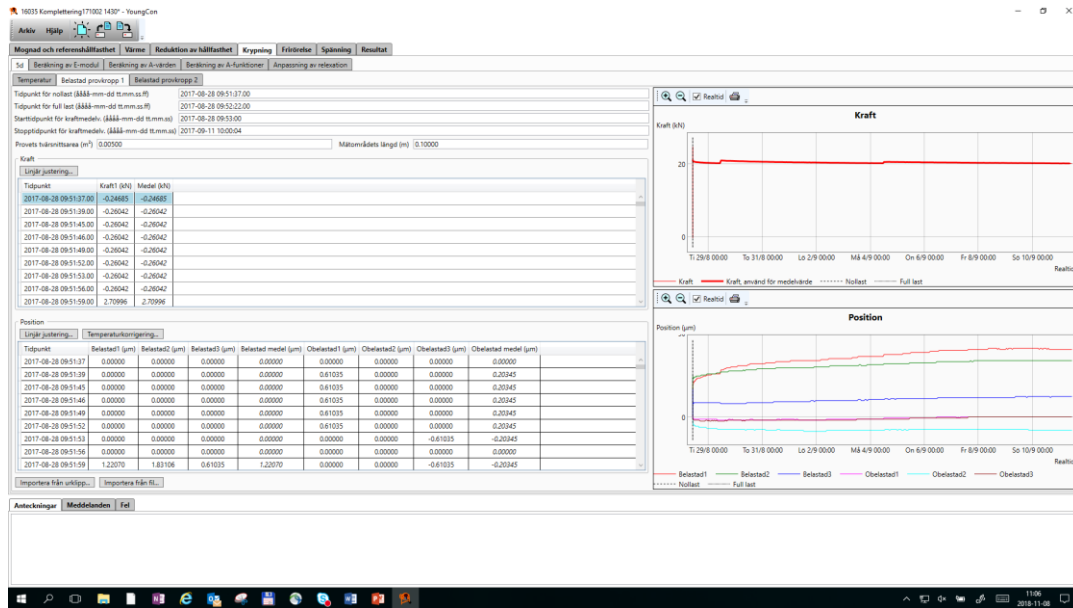
Efter import av rådata beräknas ett antal möjliga kombinationer av materialparametrar som beskriver den aktuella betongens hydratationsvärme, se Figur 8.



**Figur 8: Resultat av anpassning till hydratationsvärmets baserat på semiadiabatisk provning.**

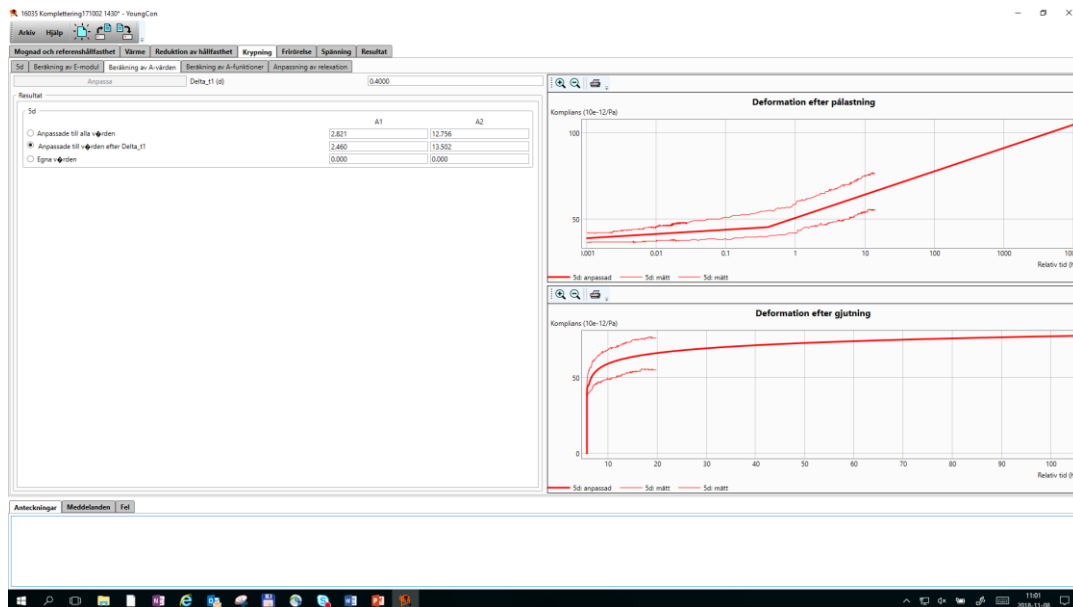
# Materialutvärderingsmodul för krypning

Rådata importereras från en eller flera mätutrustningar där en deformation av provkropp registrerats under tid och temperatur parallellt med en obelastad provkropp, se Figur 9.



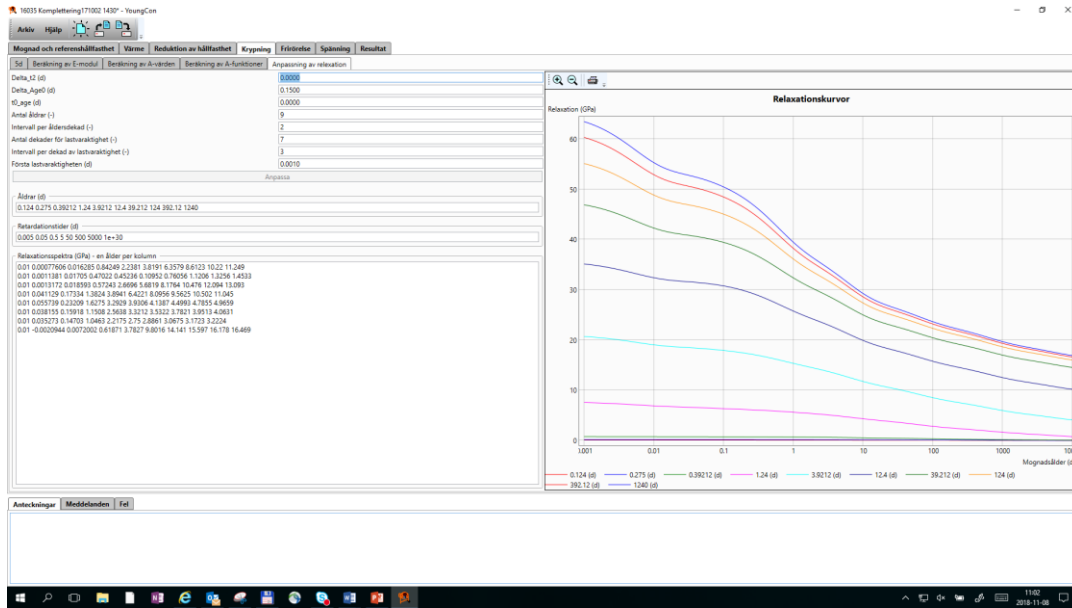
**Figur 9: Exempel - Importerade indata från belastad och obelastad provkropp vid en belastningsålder och en temperaturhistoria.**

Därefter beräknas materialparametrar enligt materialmodell för att beskriva krypdeformation under last (komplians) i betongen, se Figur 10.



**Figur 10: Resultat av anpassning till krypdeformation (komplians) från belastningsförsök.**

Efter att materialparametrar som beskriver betongens complians har utvärderats konverteras dessa till relaxationsdata, se Figur 11. Relaxationsdata beskriver betongens krypningsbeteende vid olika åldrar samt E-modulsutvecklingen (summa av relaxationsdata för en ålder). Relaxationsdata är en av de viktigaste data vid spänningsberäkningarna.

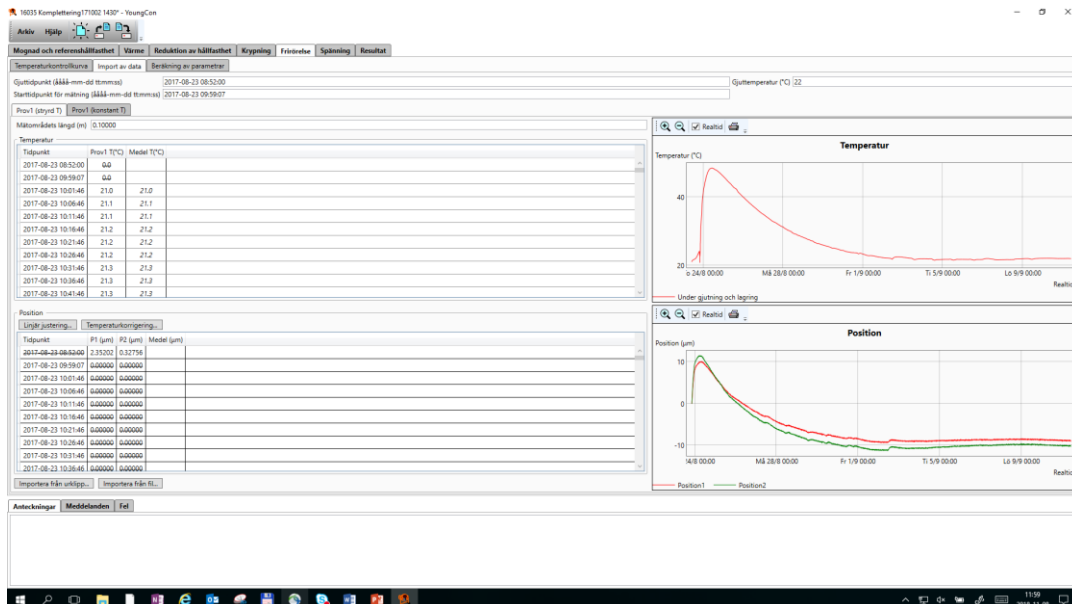


Figur 11: Betongens krypning konverterad till relaxationskurvor för ett antal åldrar.

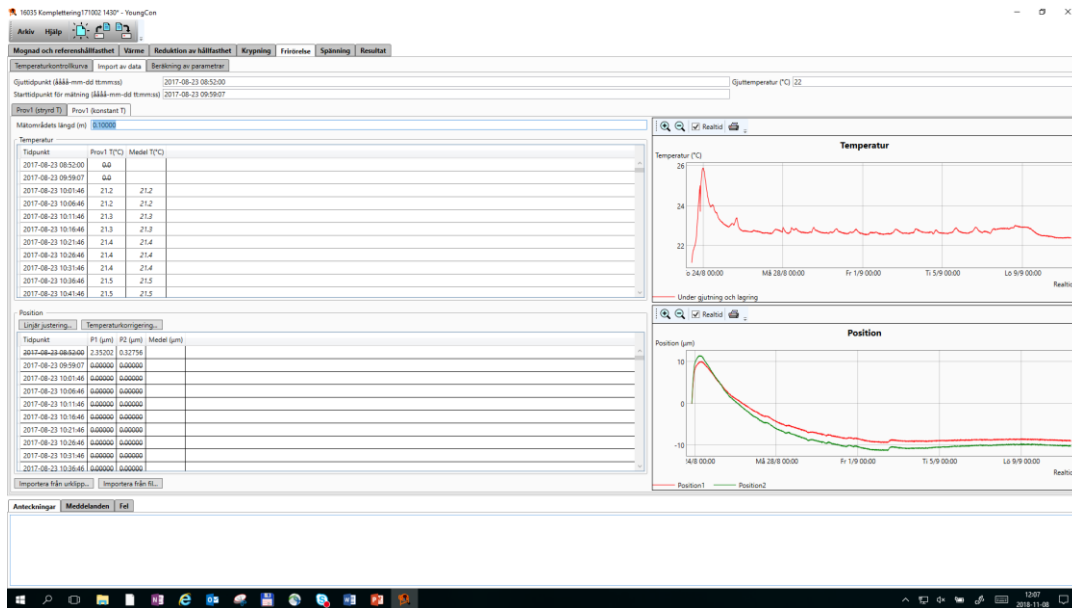
### Materialutvärderingsmodul för frirörelse

Rådata importeras från en eller flera mätutrustningar där en rörelse, till följd av en styrd tid-temperaturhistorik, påverkar provkroppen varvid dess positionsförändring registrerats, se Figur 12. Parallellt sker registrering av en provkropp vid konstant temperatur, se Figur 13.

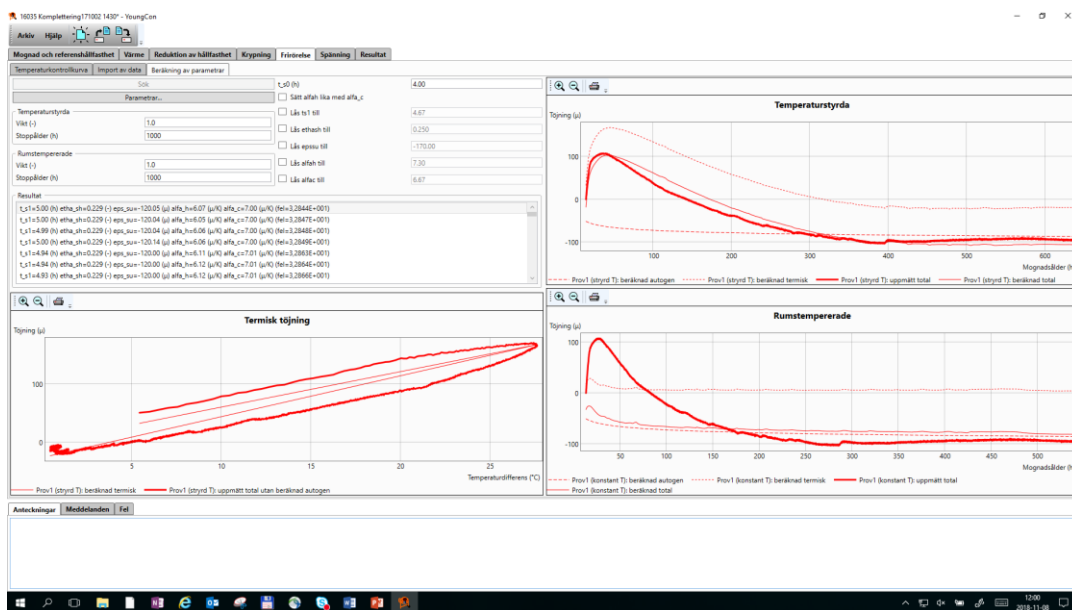
Med kännedom om betongens fria deformation vid konstant respektive styrd temperatur utvärderas materialparametrarna som beskriver betongens frirörelse vid temperaturändring (temperaturrelaxation) samt vid konstant temperatur (autogen krympning).



Figur 12: Exempel - Importerade indata från temperaturstyrd provkropp.



Figur 13: Exempel - Importerade indata från konstant temperaturbelastning på provkropp (dvs autogen krympning).

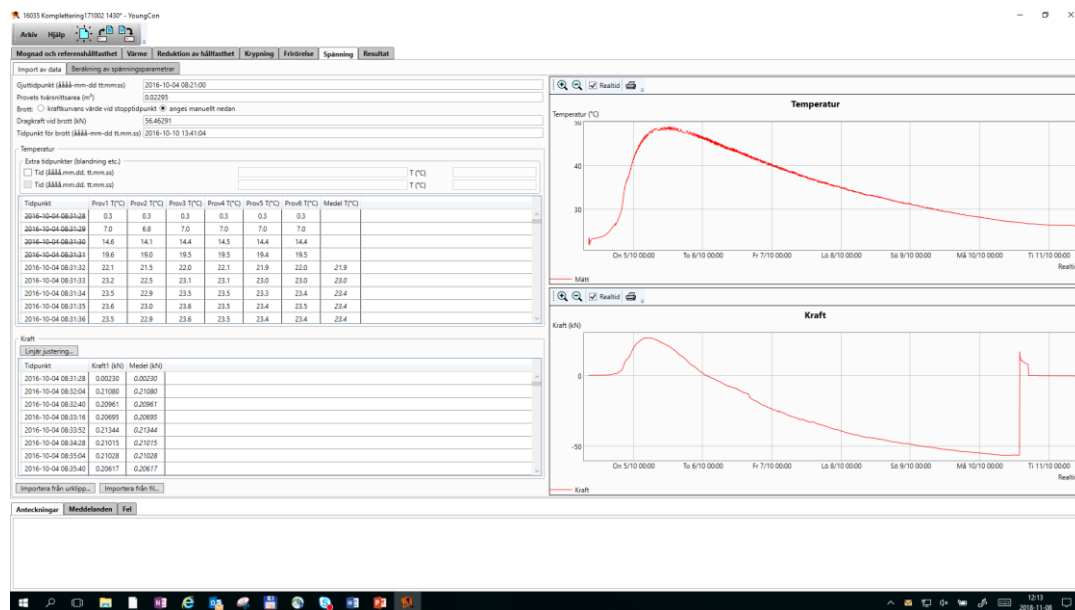


Figur 14: Resultat av anpassning till termisk töjning (temperaturrörelse) efter en tid-temperaturvåg.

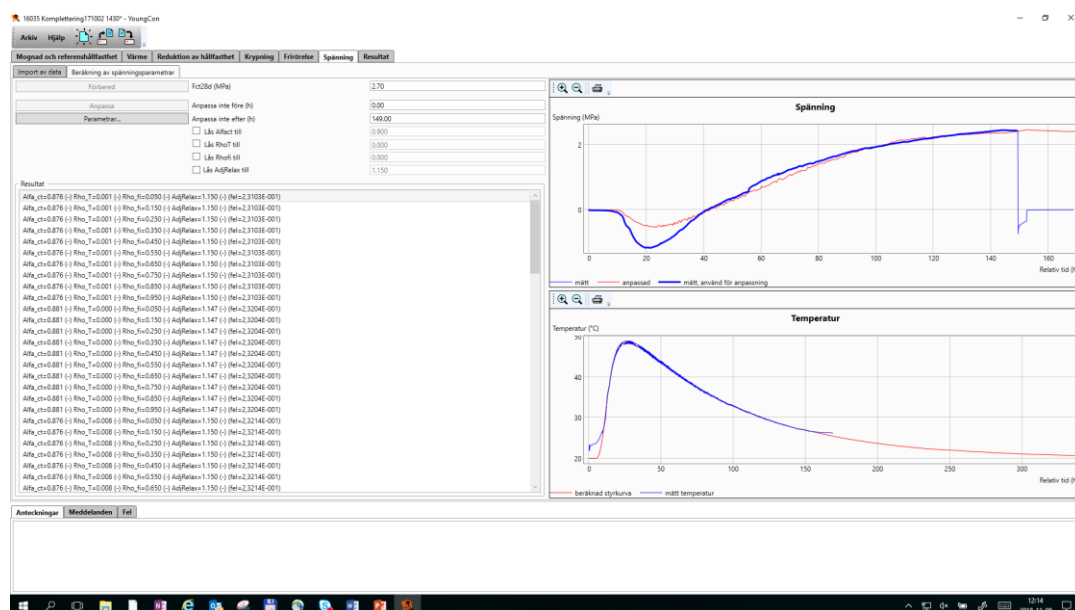
# Materialutvärderingsmodul för icke-linjärt samband mellan spänning och töjning

Rådata importeras från en mätutrustning där en förhindrad rörelse och den kraft som behövs för att bibehålla provkroppens längd oavsett rörelse och deformation vid en styrd tid-temperaturhistorik, påverkar provkroppen varvid dess positionsförändring registrerats, se Figur 15.

Efter import av rådata beräknar och optimerar utvärderingsverktyget ett antal materialparametrar som beskriver spänningsutvecklingen och icke-linjärt beteende hos betongen vid långsam belastningsförändring, se Figur 16.



Figur 15: Exempel - Importerade indata från temperaturstyrd provkropp där rörelsen förhindrats.

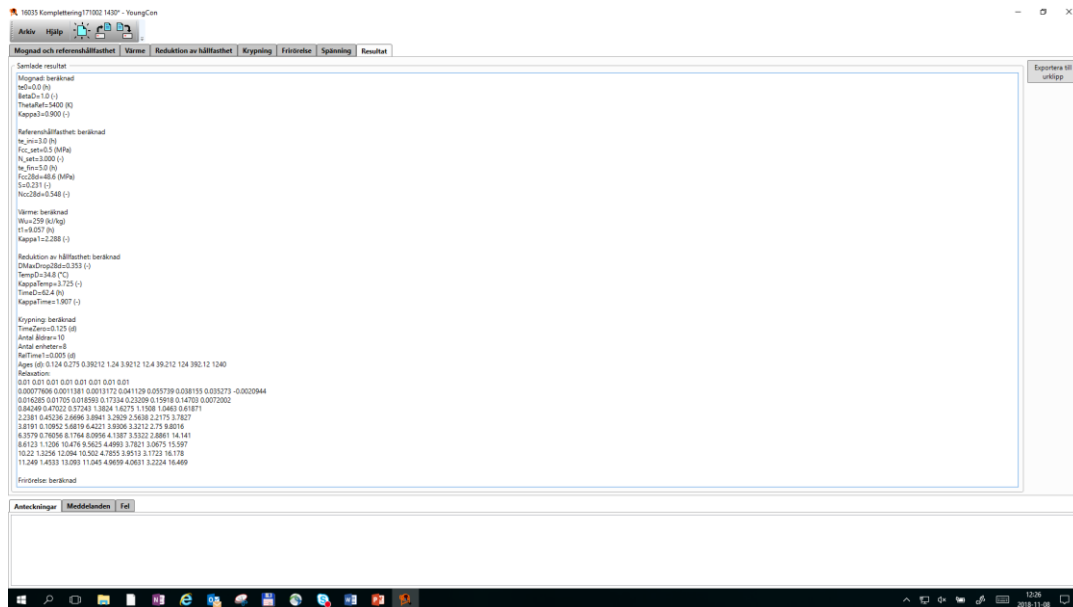


Figur 16: Resultat av anpassning av materialparametrar för icke-linjär spänning och töjning.

## Sammanställning av resultat

Efter att respektive utvärderingssteg genomförts sammanställs alla valda materialparametrarkombinationer som beskriver betongens beteende i en sista resultatflik i utvärderingsprogrammet, se Figur 17.

Export av utvärderade parameteruppsättning kan i dag ske till en textfil, men är förberedd för en direkt export till PPB materialkalkylatorn i en planerad spänningsmodul.



**Figur 17: Sammanställning av samtliga resultat från utvärderingen av respektive materialbeteende.**

## Manual och dokumentation av materialbeskrivande ekvationer

Hantering av utvärderingsverktyget kräver kunskap och kompetens inom området på så väl provningsmetodik, kvalitet och materialmodellering samt strukturbeteende. Denna rapport beskriver metodiken för utvärdering och handhavandet av programmet följer samma principer som PPB (Produktionsplanering Betong, [www.sbuf.se/ppb](http://www.sbuf.se/ppb)).

För dokumentation av materialbeskrivande ekvationer bifogas en utvärderingsrapport från LTU, se bilaga.

## SAMMANFATTNING

Den utvecklade utvärderingsverktyget för framtagande av materialparametrar för spänningsberäkningar av nygjuten betongkonstruktioner används idag vid utvärdering av provningar vid LTU. Byggnadsmaterial vid LTH har deltagit i projektet och om eller när de besitter provningsutrustningar och kompetens inom området kan den utvecklade programvaran användas även där.

Vid LTU har en träningskurs genomförts med medarbetare vid Complab, doktorander samt personal vid Konstruktionsteknik vid LTU.

Erfarenhetsåterföringen till branschen har genom detta projekt löst en mångårig flaskhals där endast ett fåtal personer har haft tillräckligt med kunskaper inom området för att prova, bedöma relevans och utvärdera en uppsättning materialparametrar för temperaturspänningsberäkningar av hårdnande betongkonstruktioner för en betongsammansättning.

Beräkningsverktyget möjliggör att användaren kan samla all rådata och utvärderade data på ett kvalitetssäkrat och spårbart sätt.

En exekverbar fil av programmet tillhandahålls till SBUF, vilket endast bör finnas tillgänglig för eventuell distribution via SBUF:s kansli och i samråd med programutvecklaren.

# BILAGA



# Project 16035 Skanska - Tests at early ages for two concretes C35/45 with binder denoted ANL-FA

**Jan-Erik Jonasson**

**Luleå University of Technology**

Content	sid
Preface	2
Concrete mix parameters	3
Temperature sensitivity and reference strength growth	3
Hydration heat	5
Creep	7
Free movements	9
Stress at full restraint	10
Obtained model parameters	11
Underlying model expressions	12
Reference strength at 20°C	12
Strength reduction due to elevated curing temperatures	12
Heat of hydration	13
Free movements	14
Creep	14
Stress at full restraint	15
References	17

## Preface

This report comprises measurement and evaluation of material properties for hardening concretes with binder ANL-FA. The task is given from Skanska AB to Luleå University of technology.

Every concrete is tested within the following five areas:

- Temperature sensitivity and strength growth
- Heat of hydration
- Creep
- Free movements
- Stress at full restraint

The developed parameters give the basis to study the following properties for hardening concrete:

- Temperature development for young concrete
- Degree of maturity in relation to calculated concrete temperatures
- Strength growth in relation to calculated concrete temperatures

The temperature evolution is governed mainly by three factors:

- Concrete's inherent property to produce heat energy exothermically during the hydration process
- Ambient air and adjacent structures temperature
- Which workplace measures are taken, such as coverage, cooling and / or heating.

A temperature calculation for the young concrete leads to the state parameters: temperature and pore humidity for arbitrary point in the young concrete. The stress development is dependent on both the variation of the state in the newly poured concrete as well as the temperature and moisture relation to adjoining structures' condition. In addition to these stress-related circumstances, the state of stress in the young concrete is highly dependent on the degree to which the connecting structures counteracts the movements that occur in the newly poured concrete, and this is usually described as the effect of restraint from the environment.

Stress development at full restraint is tested in a TSTM (Temperature Stress Testing Machine) for a wall of thickness 0.7m. This situation is a typical representative case simulating one example of "real structural behaviour", and from the testing the crack sensitivity for each tested concrete mix can be given by the stress/tensile strength ratio at the time of the maximum ratio. Very high risk of cracking means a ratio = 1, where the full restraint results in a "self-cracking" situation. For concretes with lower sensitivity the stress to tensile strength ratio ( $< 1$ ) at time of its maximum ratio is direct a measure on the relative crack sensitivity for the tested concrete.

The properties of concrete are evaluated in such a way that interpolation and cautious extrapolation are suggested to be possible to perform.

The evaluation will create parameters for stress calculation with the computer program ConTeSt 5.1.

Luleå, 4<sup>th</sup> of February 2018



Jan-Erik Jonasson

## Concrete mix parameters

Two mixes, denoted Skanska Normal and Skanska SCC, representing concrete class C35/45 with water-to-cement ratio about 0.39, are tested. Some important mix parameters are given in Table 1, and the mixes are designed by Cementa AB and Skanska AB in co-operation.

Table 1. Mix parameters for the two concretes tested

Guideline values	Skanska Normal C35/45 with AEA		Skanska SCC C35/45 with AEA	
	Batch = 20 litres	Batch = 1 m <sup>3</sup>	Batch = 20 litres	Batch = 1 m <sup>3</sup>
<b>Constituent materials</b>				
Anläggningscement FA , kg				
Limestone Filler (Limus 40), kg				
Water, kg				
SX-A (plasticizer), kg				
SR-N (plasticizer), kg				
Master Air 105 (AEA), kg				
Aggregate 0/8 mm (Järna), kg				
Aggregate 11/16 mm (Vällsta), kg				
<b>Guidelines, consistency and air content</b>				
Slump/Slump flow, mm				
Air content, %				
<b>Adjustment LTU laboratory</b>	Skanska Normal C35/45 with AEA		Skanska SKB C35/45 with AEA	
<b>Constituent materials</b>	Batch = 20 litres	Batch = 1 m <sup>3</sup>	Batch = 20 litres	Batch = 1 m <sup>3</sup>
SX-A (plasticizer), kg				
SR-N (plasticizer), kg				
Master Air 105 (AEA), kg				
<b>Adjustment LTU laboratory</b>				
<b>Consistency and air content</b>				
Slump/Slump flow, mm				
Air content, %				

## Temperature sensitivity and reference strength growth

The specimens for compressive strength testing are 100 mm cubes. The specimens are stored in temperate water. All specimens for each concrete are taken from the same mix in order not to get into unnecessary mixing variations in the measurements. The temperature levels used were 5°C, 20°C, 35°C and 50°C, respectively. Measurement of the cubes compressive strength is performed at each time on three specimens in the wet state, and the 20°C-storage were tested on five occasions, and the 5°C, 35°C and the 50°C-storage were tested on four occasions. The temperature of the concrete is recorded continuously, and then evaluated based on the measured temperature variation for each water bath. Registered temperatures for the stored cubes are presented in Figure 1.

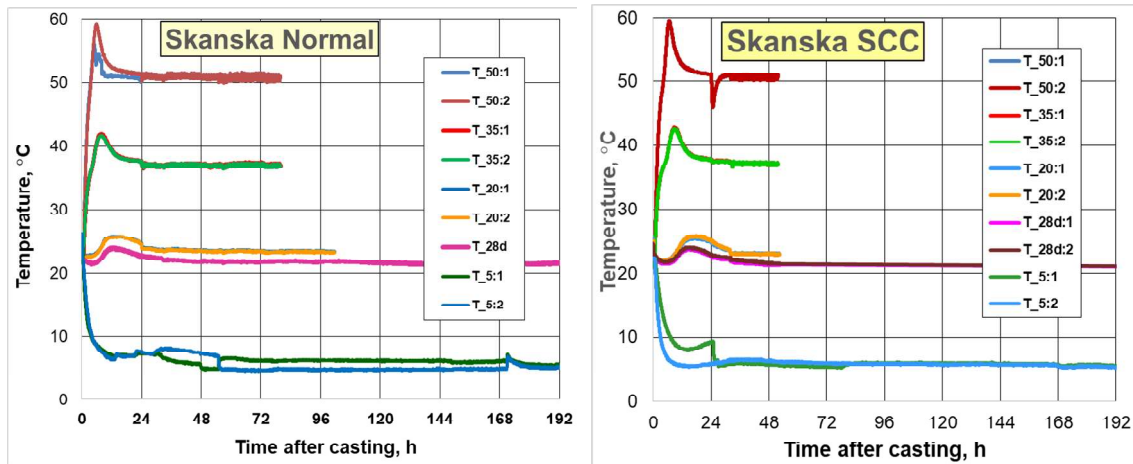


Figure 1. Concrete temperatures for stored cubes with concretes according to Table 1.

By means of the developed temperature factor, see Figure 2, the real time can be translated to temperature equivalent time ( $t_{eT}$ , see Eq. 3). The temperature factor describes the hydration rate factor for the cement reaction in relation to the rate at the chosen reference temperature 20 °C. The temperature factor is also denoted maturity function.

Note that the temperature in Figure 2 is shown as a function of the average temperature for each temperature level, which means that the measured rates may be regarded as a quantitative approximation. If the maturity function has been a linear line as a function of temperature, Figure 2 has directly been representative for the tested rate factors. The “real” checkpoint concerning maturity function with respect to strength development is shown in Figure 3, where an acceptable fit for the reference curve with respect to all temperature levels tested indicates a significant maturity function. The reason is that the calculated equivalent age in Figure 3 is based on the real temperature variations for each time when strength is tested, taking the non-linear maturity function into account.

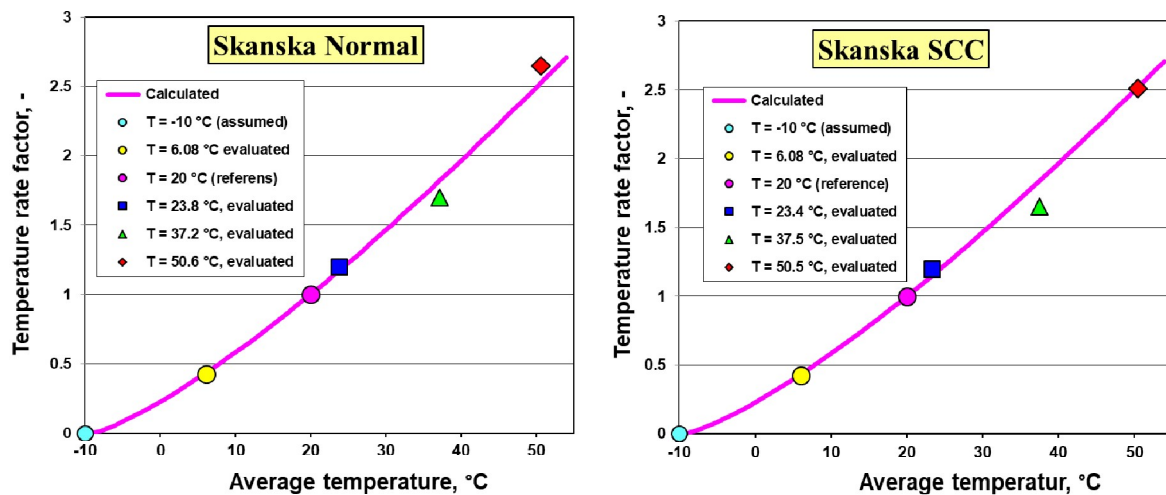


Figure 2. Evaluated temperature factor (maturity function) for studied ANL-FA concretes.

Measured strengths as a function of equivalent time is reported in Figure 3, where each strength value represents an average of three tested cubes. The reference strength development is modelled according to Eq. 1.

Strength reduction at elevated temperatures is a common phenomenon for many cement types, and the concretes tested here show some reduction of strength for recorded temperatures during the test period, and the observed strength reductions are modelled by Eq. 2.

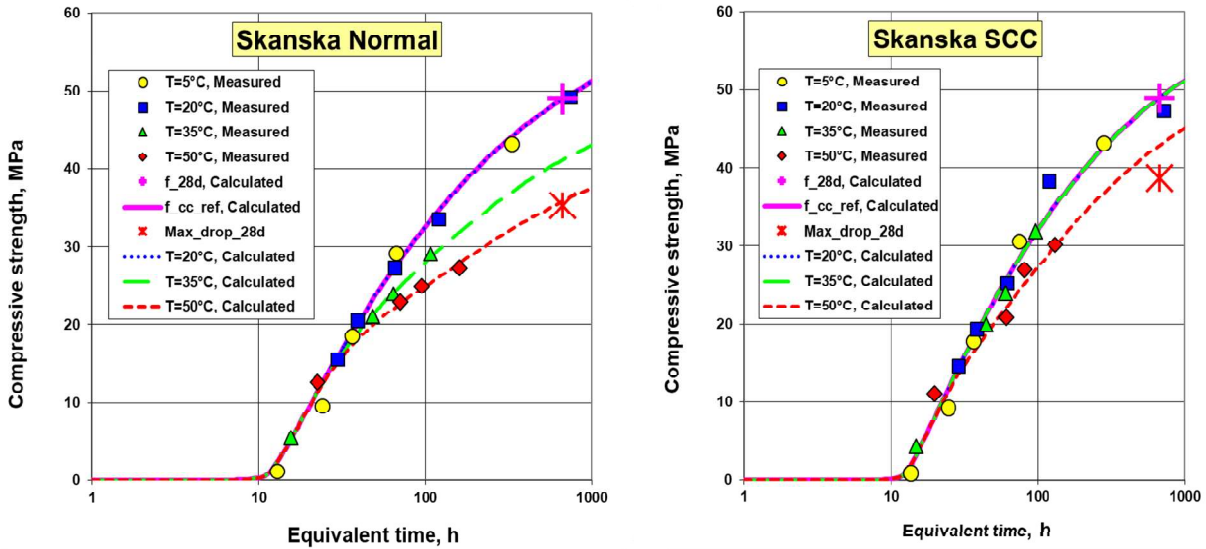


Figure 3. Reference compressive strength for cubes stored in the tempered water baths. Every point shows the average from three tested cubes.

## Hydration heat

Concrete curing is an exothermic process which generates so-called hydration heat. The measurement starts with the registration of air temperature and concrete temperatures in two semi-adiabatic equipments (A and B) per recipe, see Figure 4.

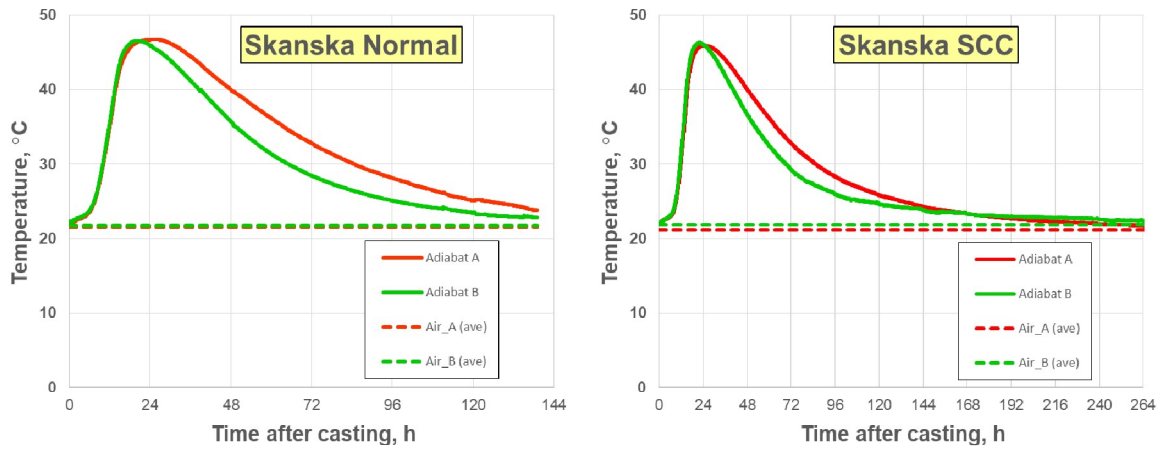


Figure 4. Measurements in two semi-adiabatic equipments (A and B) per recipe.

In addition to the natural temperature development of Figure 4, a cooling period after artificial heating of the concrete is registered, and a so-called cooling factor is determined for each semi-adiabatic equipment, see Figure 5. The adaptations in Figure 5 start at a temperature marked as  $T_{maxA}$  and  $T_{maxB}$ , respectively. This temperature is slightly above the corresponding maximum temperatures in Figure 4.

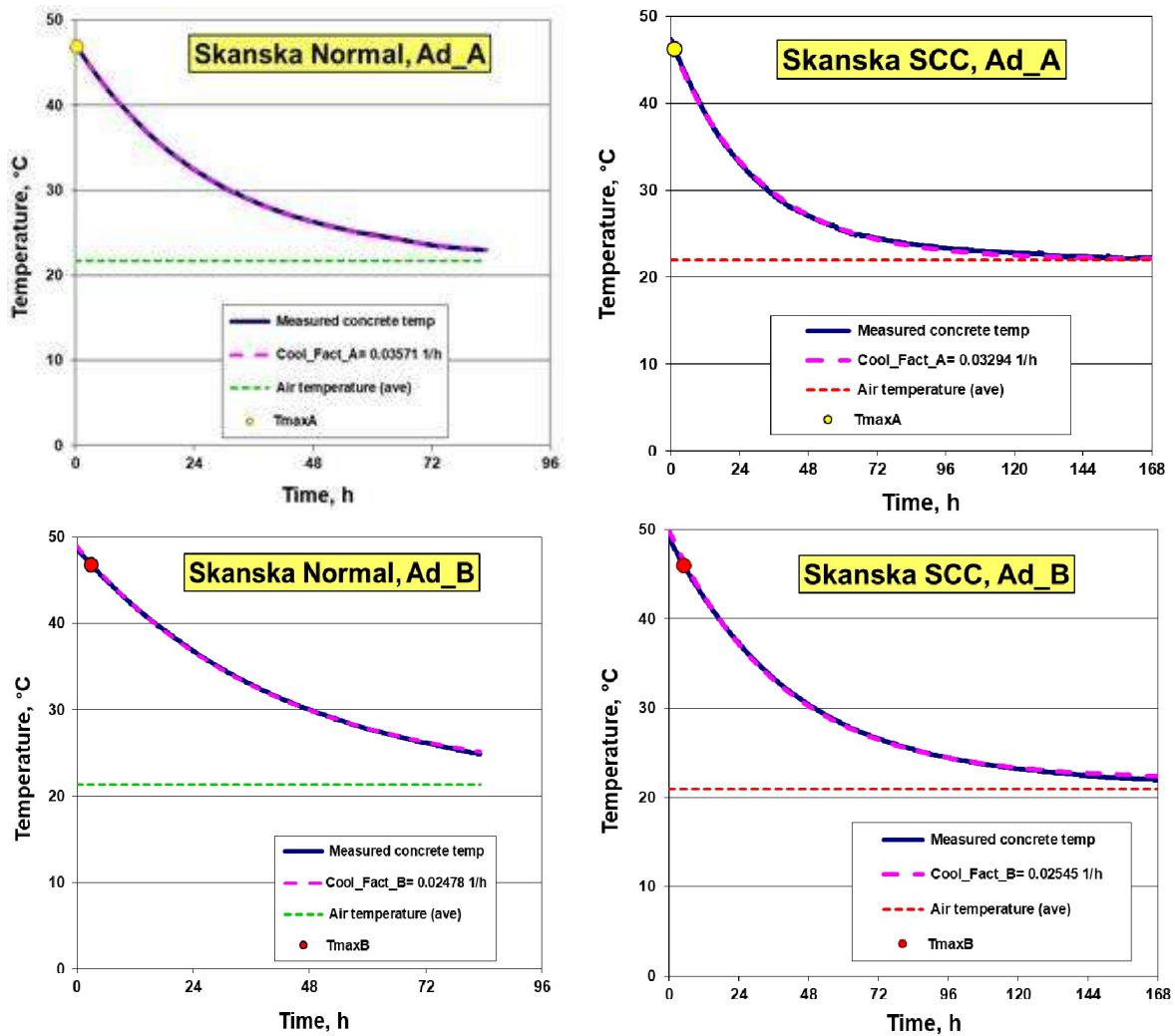


Figure 5. Evaluation of cooling factors for semi-adiabatic equipments A and B for the tested recipes.

Based on the information presented in Figures 4 and 5 the heat of hydration is determined as a function of equivalent time, see Figure 6 and Eq. 4.

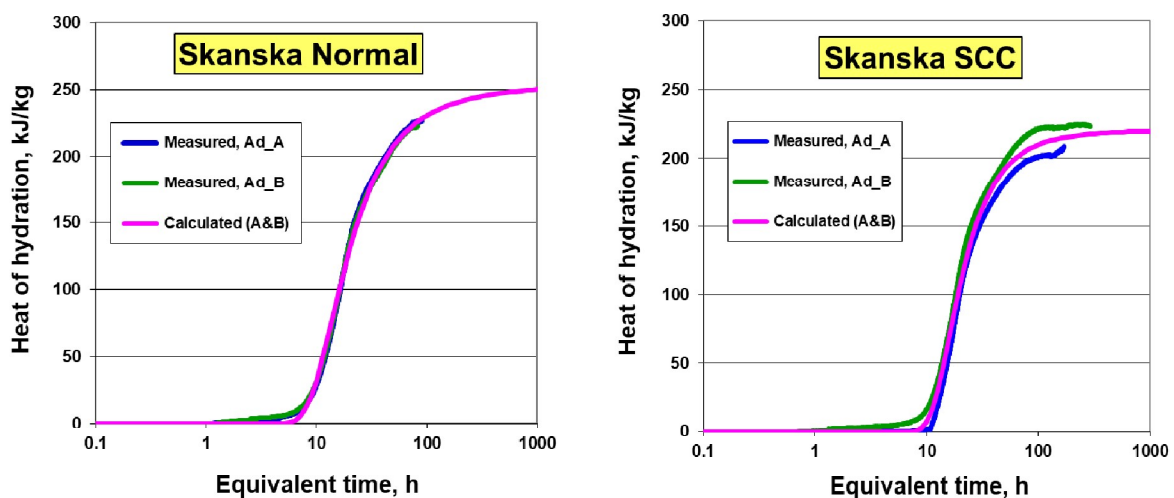


Figure 6. Determination of heat of hydration for tested recipes.

## Creep

The tests concerning creep were performed at loading ages 5d and 14d, respectively. Unfortunately, the original test results at loading for the lower age, 5d, were easily seen to be wrong for the mix Skanska Normal, see test series 5\_1 and 5\_2 1 in left part of Figure 7. Therefore, the creep tests at the loading age 5d for Skanska Normal were repeated. But, again, wrong elastic moduli starting at age 5d were observed, see test series 5d\_repeat\_1 and 5d\_repeat\_2, which now resulted in lower elastic modulus than expected in Figure 7. The reasons to the problems are not known at present, but one contributory circumstance might be that the measuring points have been changed recently before the testing in question, from glued to clamped deformation points. As the absolute deformations are rather small, even a small tentative slip might cause a significant change in the evaluated elastic modulus. For the mix Skanska SCC the loading at age 5d seems to be stable, but one of the elastic modulus at age 14d in the right part of Figure 7 seems to be wrong. Fortunately, the development of the elastic modulus by time is generally known, and the calculated curves in Figure 7 are regarded as representative for the tested mixes.

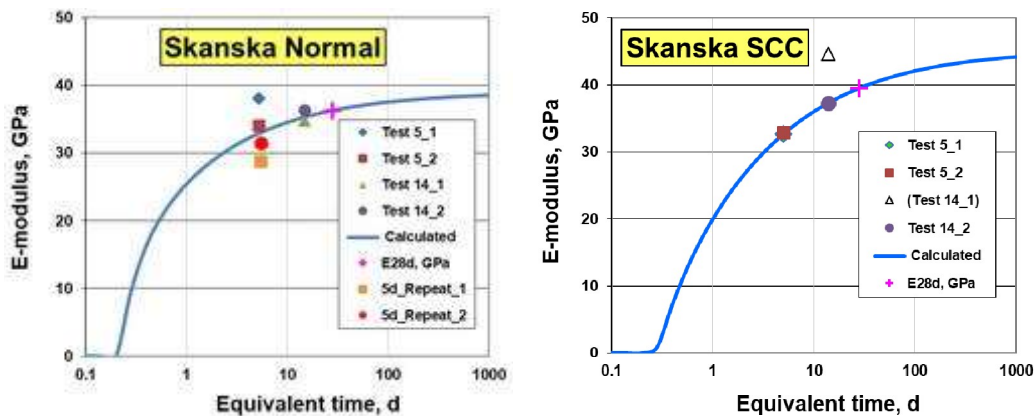


Figure 7. Determination of elastic modulus at time duration = 0.001 d after loading.

The concrete deformation by time, i.e. the creep part, seems to be very stable for all tested loading ages, see preferably Figure 8b. Therefore, the creep part at the tested loading ages seems to reflect a relevant behavior reflected by the straight lines in Figure 8b.

The creep curves in Figure 8 are extrapolated by the technique in Larson (2003), and the result is presented in Figure 9. The raise of the short term creep at lower load durations, see the assumption for lower times of loading (< 5d in Figure) for concrete Skanska SCC is reflecting the result from the stress rig test (Figure 12) that the compression stress is significantly lower for Skanska SCC in comparison with Skanska Normal.

The transformation of the elastic moduli (Figure 7) and the creep curves (governed by Figure 9) into a relaxation spectra for the use in ConTeSt Pro 5.1 is presented in Figure 10. Both these sets of relaxation curves are continuous and show no sign of so called “negative relaxation”.

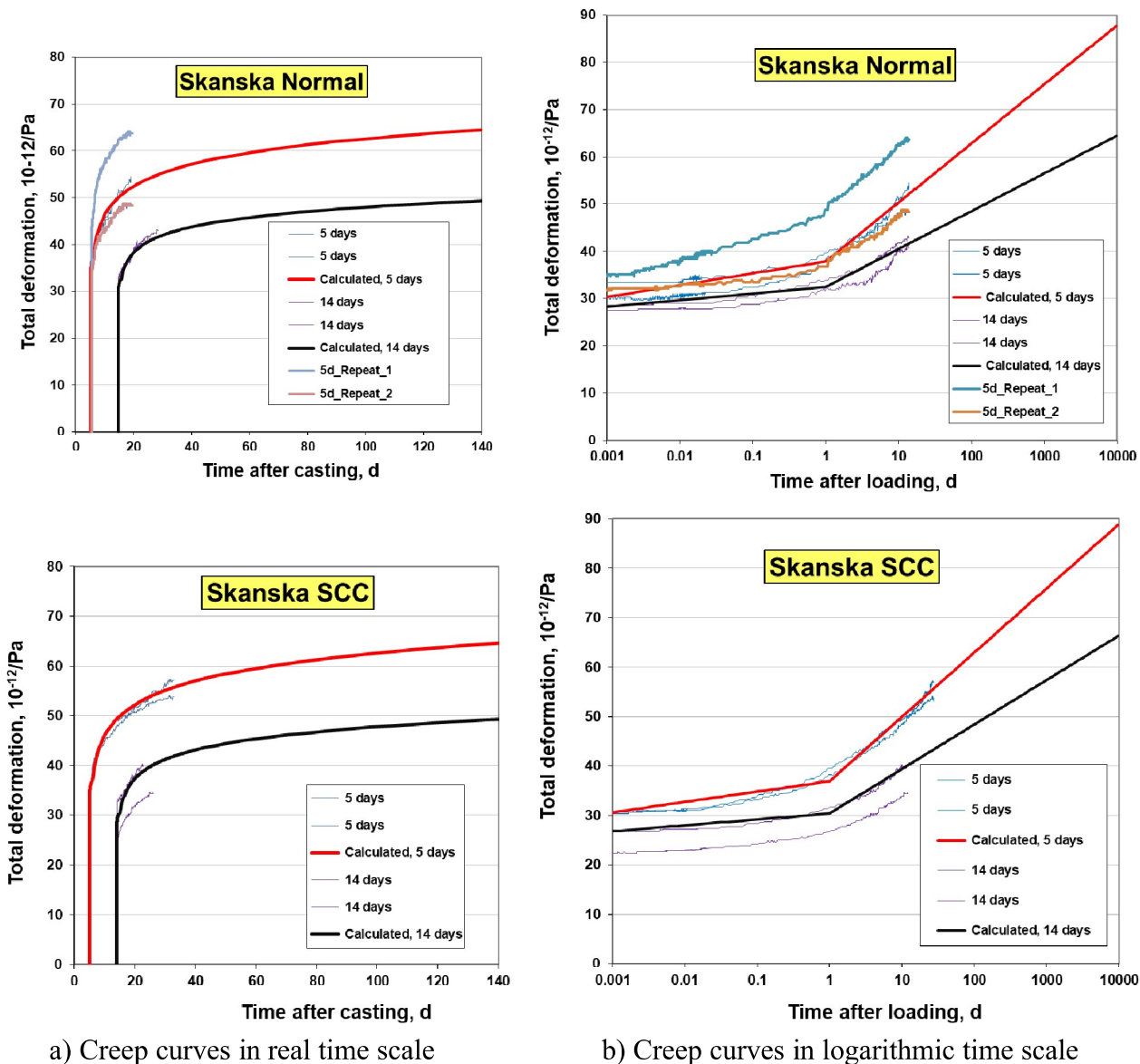


Figure 8. Fitting of creep curves with respect to assumed robust logical behavior both for loading at age 5d and 14d.

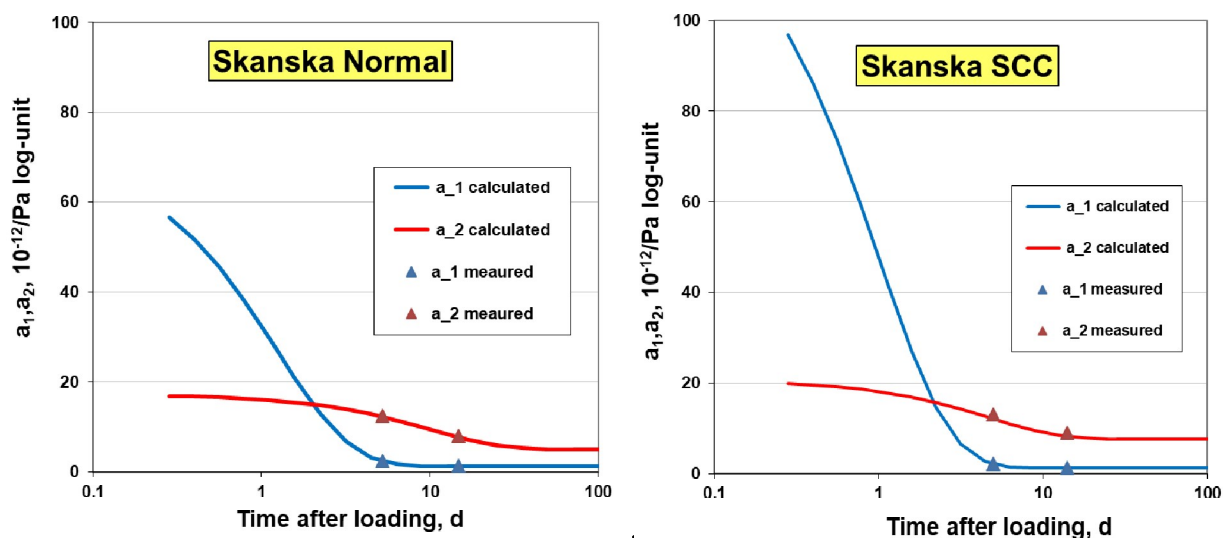


Figure 9. Model fitting of total creep behaviour according to Larson (2003).



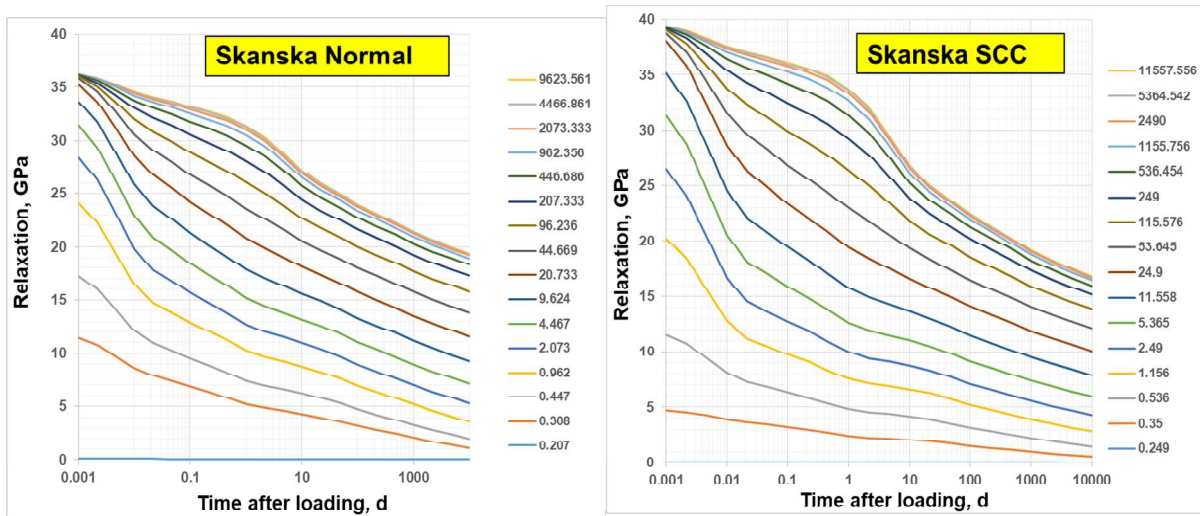


Figure 10. Relaxation curves in accordance with data shown in Figure 9. The figures defining each individual curve is the maturity age, h, at time of loading.

## Free movements

The tests concerning free movements consist of a deformation registration at about constant room temperature and at a temperature time development for a representative structure, the average temperature time curve for a wall of thickness 0.7m.

The evaluation of material data is here done without respect to measured free deformations, as the tests concerning free movements have not been significantly calibrated after the change of parts of the test procedure. Therefore, a reasonable evaluation of the free deformation is performed by fitting the measured stress at full restraint, which is an application of a “backwards fitting” procedure. This can be done, as the measured stress at full restraint is the only ultimate checking point of the total evaluation procedure, and the assumed total free deformations during the regulated temperature time curve in the stress rig have to be correct within a reasonable span when the calculated stresses coincide acceptable with measured stresses, see further section ‘Stress at full restraint’ below. The splitting between thermal dilation and basic (autogenous) shrinkage has to be chosen in advance in a proper manner, and here the following assumptions are stated:

- The thermal dilation coefficient shall be, based on experience from a lot of earlier test procedures of commercial concrete mixes, within the span  $8 - 12 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ , and they should roughly the same for both concrete mixes, as the mix parameters differ only slightly.
- The basic shrinkage shall be approximately in the same size of order for both concrete mixes tested, as the water-to-cement ratios is the same. The mix Skanska SCC also contains limestone filler, see Table 1, which might get a higher basic shrinkage, as the water-to-powder ratio is lower.

The following free deformations were obtained at fitting of stresses shown in section ‘Stress at full restraint’ below:

- Thermal dilation coefficient ( $\alpha_T$ ) =  $11.4 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  for Skanska Normal and  $11.6 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  for Skanska SCC, which are in the span stated above.

- The basic shrinkage curves for the two concrete mixes are shown in Figure 11, and both these shrinkage curves correspond with the assumption above.

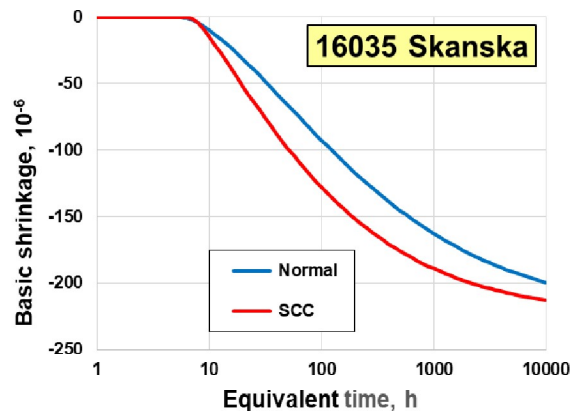


Figure 11. Used basic shrinkage curves for Skanska Normal and Skanska SCC.

### Stress at full restraint

With a temperature load equal to the average temperature for a 0.7 m wall the stress is registered at full restraint (100 % restraint) in a TSTM (Temperature Stress Testing Machine). The registered stress is relevant for assessment of the risk of through cracking at full restraint. Usually the restraint for the typical case wall-on-slab founded at frictional material (not on rock) the restraint in the wall is in the size of order of 50-60 %. The Swedish measuring equipment was originally developed by Emborg (1989) and later modified by Westman (1999). Later updates have included modernization of control, regulation and data collection systems while maintaining the basis of the test method.

Figure 12 shows that the mix Skanska Normal went to failure in the stress rig at 100% restraint about 6 days after casting. At roughly the same time after casting also the mix Skanska SCC was very near failure, as the stress-to-tensile strength ratio was about 95%, but formally the SCC mix was artificially forced to failure about 14 days after casting. So, the mix Skanska SCC seems to be slightly better with respect to risk of cracking than the mix Skanska Normal. All the calculations are performed with the program ConTeSt 5.1.

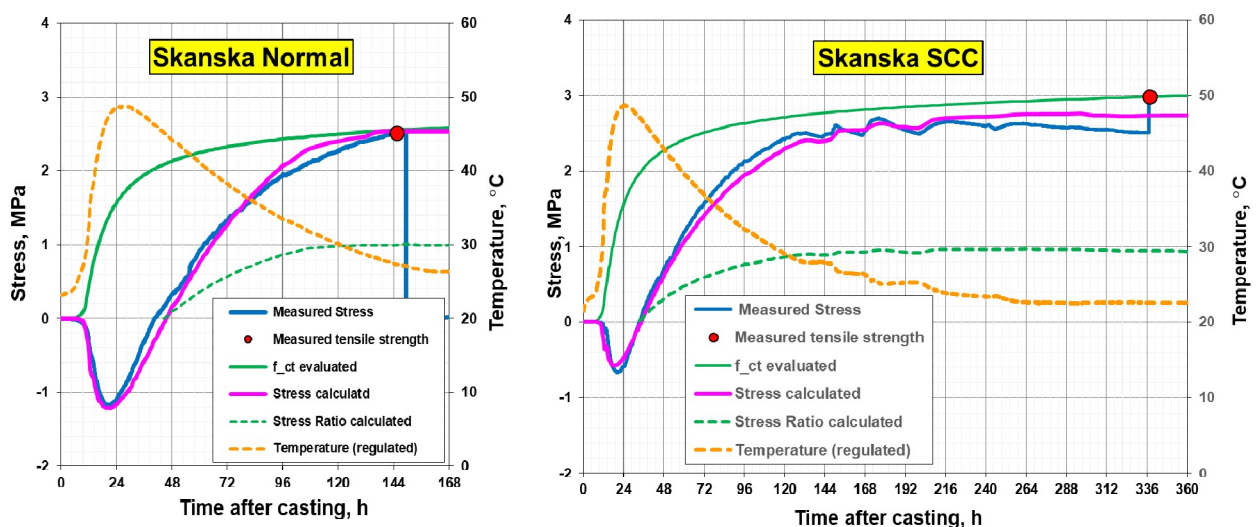


Figure 12. Evaluation of stresses at full restraint for studied concretes with ANL-FA. Calculations are performed with program ConTeSt 5.1.

The comparison between measured and calculated stresses in figure 12 shows satisfactory agreement for the whole testing period, although some model parameters are created



## Underlying model expressions

### Reference strength at 20°C

The reference strength curve at 20 °C is expressed, see Fjellström (2013), for three stages: a) fresh concrete ( $0 \leq t_{eT} < t_S$ ), b) surface treatment period ( $t_S \leq t_{eT} < t_A$ ), and c) hardening period ( $t_{eT} \geq t_A$ ), by:

$$f_{cc}^{ref} = \begin{cases} 0 & \text{for } 0 \leq t_{eT} < t_S \\ f_A \cdot \left( \frac{t_{eT} - t_S}{t_A - t_S} \right)^{n_A} & \text{for } t_S \leq t_{eT} < t_A \\ f_{cc28} \cdot \exp \left( s \cdot \left[ 1 - \left( \frac{672 - t^*}{t_{eT} - t^*} \right)^{n_{cc28d}} \right] \right) & \text{for } t_{eT} \geq t_A \end{cases} \quad (1a)$$

The numerical value of  $t^*$  has no physical meaning, and it is determined to fulfil the condition  $f_{cc}^{ref} \equiv f_A$  for  $t_{eT} = t_A$  by the following calculation

$$\delta_C = \left( 1 - \ln \frac{f_A}{f_{cc28}} \cdot \frac{1}{s} \right)^{1/n_{cc28d}} \quad (1b)$$

and finally

$$t^* = \frac{672 - \delta_C \cdot t_A}{1 - \delta_C}$$

where

$f_A(t_A)$  is usually chosen = 0.5 MPa, representing the finishing of the surface treatment period at  $t_{eT} = t_A$ .

$t_S$ ,  $t_A$  and  $n_A$  are adaption parameters for concrete at very early age, and these parameters are here set to logical reasonable values, which later on can be supplemented, if additional tests are conducted.

$f_{cc28}$ ,  $s$  and  $n_{cc28d}$  are adaption parameters in the period of hardening concrete, where strength measurements are tested in this project.

### Strength reduction due to elevated curing temperatures

The strength reduction due to elevated hardening temperatures is only calculated for the hardening period ( $t_{eT} \geq t_A$ ), see Fjellström (2013), by

$$f_{cc} = f_{cc}^{ref} - \gamma_{drop} \cdot \Delta_{drop}^{max} \cdot f_{cc28} \quad \text{for } t_{eT} > t_A \quad (2a)$$

$$\gamma_{drop} = \frac{\delta_{drop}}{\delta_{ref}} \quad (2b)$$

$$\delta_{drop} = \int_0^{t_{eT}} \gamma_{Temp} \cdot \gamma_{time} \cdot \frac{d\alpha^*}{dt_{eT}} \cdot dt_{eT} \quad (2c)$$

$$\delta_{ref} = \int_0^{672} \gamma_{time} \cdot \frac{d\alpha^*}{dt_{eT}} \cdot dt_{eT} \quad (2d)$$

$$\gamma_{Temp} = \exp\left(-\left[\frac{T}{Temp_D}\right]_1\right)^{-\kappa_{Temp}} \quad (2e)$$

$$\gamma_{time} = \exp\left(-\left[\frac{t_{eT}}{time_D}\right]_1\right)^{-\kappa_{time}} \quad (2f)$$

$$\alpha^* = \exp\left(-\left[\ln\left(1 + \frac{t_{eT}}{t_1}\right)\right]_1^{-\kappa_1}\right) \quad (2g)$$

$$\frac{d\alpha^*}{dt_{eT}} = \frac{\alpha^*}{t_1 + t_{eT}} \cdot \kappa_1 \cdot \left[\ln\left(1 + \frac{t_{eT}}{t_1}\right)\right]_1^{-(\kappa_1+1)} \quad (2h)$$

Note that Eq. 2g is identically the same as the subsequent Eq. 4, and the parameters  $t_1$  and  $\kappa_1$  are identified from the adaption of the heat of hydration.

Maturity age or equivalent time,  $t_{eT}$ , is expressed by

$$t_{eT} = \beta_\Delta \int_0^t \beta_T \cdot dt + \Delta t_e^0 \quad (3a)$$

where

$$\beta_T = \exp\left(\Theta \left[\frac{1}{293} - \frac{1}{T + 273}\right]_1\right) \quad (3b)$$

$$\text{and } \Theta = \Theta_{ref} \left(\frac{30}{T + 10}\right)^{\kappa_3} \quad (3c)$$

where  $\Theta_{ref}$  and  $\kappa_3$  are maturity parameters, which are determined based on measured strength

levels at different curing temperatures;  $\beta_\Delta$  and  $\Delta t_e^0$  are, as a reference situation, set to:

$\beta_\Delta = 1$  and  $\Delta t_e^0 = 0$ , and they can be adapted to model effects of different admixtures then what is used in a reference mix.

Equivalent time according to Eq. 3a is here denoted with index "eT", since the temperature is explicitly taken into account for the concrete curing via temperature factor,  $\beta_T$ , and a technically correct term for maturity age in Eq. 3a would be "temperature related maturity age" or "temperature equivalent time". For simplicity, in this report, only "age of maturity" and "equivalent time" are used. This approach labeled as "maturity function" is recognized internationally for temperature related hardening.

### **Heat of hydration**

The calculated heat of hydration is formulated as

$$Q = W_u \cdot \alpha^* \cdot C \quad (4a)$$

with

$$\alpha^* = \exp\left(-\left[\ln\left(1 + \frac{t_{eT}}{t_1}\right)\right]^{-\kappa_1}\right) \quad \text{and} \quad \alpha = \alpha^* \cdot \alpha_u \quad (4b)$$

where  $Q$  = heat of hydration per volume unit of the concrete;  $W_u$  = heat of hydration per cement weight after "infinite" time;  $C$  = cement content per volume unit of the concrete;  $\alpha^*$  = apparent degree of hydration;  $\alpha$  = degree of reaction;  $\alpha_u$  = degree of reaction after "infinite" time;  $t_1$  and  $\kappa_1$  are together with  $W_u$  adaption parameters using Eqs. 4a and 4b.

### **Free movements**

The non-elastic thermal dilation at variable temperature (thermal dilation coefficients) is described by

$$\frac{\partial \varepsilon_T^0}{\partial t} = \alpha_T \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

where  $T$  = concrete temperature;  $t$  = real time;  $\varepsilon_T^0$  = the thermal dilation of concrete;  $\alpha_T$  = thermal dilation coefficient of concrete.

The basic (= autogenous) shrinkage,  $\varepsilon_{SH}^0$ , is described, see Hedlund (2000), by

$$\varepsilon_{SH}^0 = \exp\left(-\left[\frac{t_{s1}}{t_e - t_{s0}}\right]^{\eta_{SH}}\right) \cdot \varepsilon_{SH}^{ref} \quad \text{f\"or } t_e > t_{s0} \quad (6)$$

where  $\varepsilon_{SH}^{ref}$ ,  $t_{s1}$  and  $\eta_{SH}$  are adaption parameters;  $t_{s0}$  is set to the "initial setting time", see Eq. 1a.

### **Creep**

Creep is defined as the increase of deformation with time for a loaded concrete body. Creep occurs for both compressive and tensile load of concrete. From a technical perspective, it is common to define elastic and time-dependent deformation for concrete according to Eq. 11:

$$\varepsilon_c(t, t_0) = \varepsilon_{c0}(t_0) + \varepsilon_{cc}(t, t_0) = \frac{\sigma_c(t_0)}{E_c(t_0)} \cdot (1 + \varphi(t, t_0)) \quad (11)$$

where  $t$  = time (concrete age) when the strain is studied;  $t_0$  = time (concrete age) when the loading starts;  $\varepsilon_c$  = total strain of the concrete ;  $\varepsilon_{c0}$  = elastic ("momentaneous") strain of concrete;  $\varepsilon_{cc}$  = creep strain of the concrete;  $\sigma_c$  = applied concrete stress;  $E_c$  = elastic modulus of the concrete;  $\varphi(t, t_0)$  = creep ratio of the concrete.

An alternative way of describing the total strain is to define strain per unit of applied stress, which is defined as the compliance,  $J$  [Pa<sup>-1</sup>], according to Eq. 12:

$$J_c(t, t_0) = \varepsilon_c(t, t_0) / \sigma_c(t_0) = J_{c0}(t_0) + J_{cc}(t, t_0) \quad (12a)$$

with

$$J_{c0}(t_0) = 1 / E_c(t_0) \quad (12b)$$

Eq. 12 is useful when you have so-called linear creep, which means that both elastic strain and creep strain is linearly dependent on the applied stress. For studies of young concrete in this report, compliance is formally defined according to Eq. 12 for an effective modulus of load width =  $t-t_0 = 0.001$  d with the following relationship:

$$E_c(t_0) = \begin{cases} 0 & \text{für } t_{eT} \leq t_S \\ 1 / J(t_0 + 0,001, t_0) = E_{c28} \cdot \left\{ \exp\left(s_E \cdot \left(1 - \sqrt{(28-t_S) / (t_{eT} - t_S)}\right)\right)\right\}^{\eta_E} & \text{für } t_{eT} > t_S \end{cases} \quad (13)$$

where  $t_0 = t_{eT}$ , as the time scale for momentaneous deformation and creep is related to equivalent time.

With known E-modulus the total deformation (compliance) is estimated as “elastic” deformation and one (for  $t-t_0 \leq t_{break}$ ) and two (for  $t-t_0 > t_{break}$ ) straight lines, respectively, in logarithmic time scale dependent on the load width  $t-t_0$  (Larson, 2003) according to:

$$J_c(t, t_0) = \begin{cases} 1 / E_c(t_0) + a_1 \cdot 10^{\log((t-t_0) / 0.001)} & \text{for } 0,001 \text{ d} \leq t-t_0 \leq t_{break} \\ 1 / E_c(t_0) + a_1 \cdot 10^{\log((t_{break}) / 0.001)} + a_2 \cdot 10^{\log((t-t_0) / t_{break})} & \text{for } t-t_0 > t_{break} \end{cases} \quad (14)$$

### Stress at full restraint

The calculations for adaption of the results from the stress rig formally takes place at a point, because the test specimen is considered to have a homogeneous stress state over its cross section. The stress calculation is performed as step-by-step calculations in time, and for the calculation from the time =  $t_i$  to time  $t_{i+1}$ , the stress change from  $\sigma_i$  to  $\sigma_{i+1}$  can directly be expressed by the constitutive equation by:

$$\sigma_{i+1} = \sigma_i + \Delta\sigma_{i+1} \quad (15a)$$

with

$$\Delta\sigma_{i+1} = E_{i+1}^{tot} \cdot (\Delta\varepsilon_{m,i+1} - \Delta\varepsilon_{i+1}^0) \quad (15b)$$

where  $E_{i+1}^{tot}$  = total fictitious elastic modulus including creep during the time step and considering a non-linear stress-strain curve according to Figure 13,

$\Delta\varepsilon_{m,i+1}$  = change of stress related ”material” strain during the time step,

$\Delta\varepsilon_{i+1}^0$  = total non-elastic deformation during the time step, see E. 20.

The fictitious E-modulus is described by

$$E_{i+1}^{tot} = E_{cc,i+1} \cdot (1 + \gamma_d) \quad (16)$$

where  $E_{cc,i+1}$  = effective E-modulus including creep effects calculated from the so called relaxation spectra (Jonasson och Westman, 1999)

$\gamma_d$  = correction factor for non-linear application of the stress-strain relationship, see Figure 11.

For monotonic loading along the virgin curve for  $\sigma / f_{ct} > \alpha_{ct}$  the following is valid

$$\gamma_d = \exp\left(-\left(\frac{\varepsilon_{m,i+1}}{\varepsilon_0} - \alpha_{ct}\right) / (1 - \alpha_{ct})\right) - 1 \quad (17)$$

where  $\varepsilon_{m,i+1}$  =average stress related "material" strain during the time step,

$\varepsilon_0 = f_{ct} / E_{cc,i+1}$  = strain where a thought straight line reaches the tensile strength,

$f_{ct}$  = tensile strength for the concrete,

$\alpha_{ct}$  = limit where the linear relation between stress and strain ceases, see Figure 11.

For all other cases of stress changes the following is valid:

$$\gamma_d = 0 \quad (18)$$

which is equivalent to "slope = 1" in Figure 12.

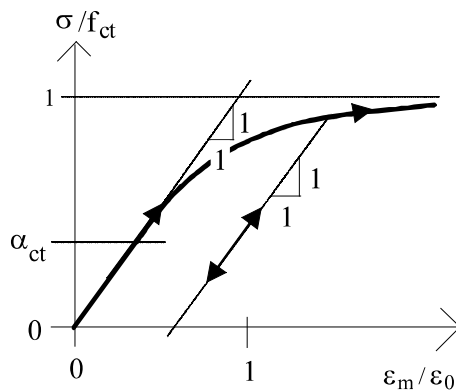


Figure 12. Assumed stress-strain curve for concrete.

The tensile strength of concrete,  $f_{ct}$ , is related to the compressive strength according to

$$f_{ct} = (f_{cc} / f_{cc}^{ref})^{\beta_1} \cdot f_{ct}^{ref} \quad (19)$$

where  $f_{cc}$  = current compressive strength;  $f_{cc}^{ref}$ ,  $f_{ct}^{ref}$  and  $\beta_1$  are adaption parameters.

The total non-elastic deformation during the time step, see  $\Delta\varepsilon_{i+1}^0$  in Eq. 20, is expressed by

$$\Delta\varepsilon_{i+1}^0 = \Delta\varepsilon_{rel} + \Delta\varepsilon_T + \Delta\varepsilon_{SH} \quad (20)$$

where  $\Delta\varepsilon_{rel}$  = formal non-elastic strain change estimated from the relaxation of the concrete during the time step,

$\Delta\varepsilon_T$  = strain change due to temperature change during the time step, see Eqs. 8 and 9

$\Delta\varepsilon_{SH}$  = strain change due to shrinkage during the time step, see Eq. 10

To be able to consider so-called "stress-induced" deformation (Bažant and Chern, 1985 and Jonasson, 1994), the stress dependent temperature and moisture related free strains need to be adjusted according to

$$\Delta\varepsilon_T = \Delta\varepsilon_T^0 \cdot (1 + \rho_T \cdot \frac{\sigma}{f_{ct}} \cdot \text{sign}(\Delta T)) \quad (21)$$

$$\Delta\varepsilon_{SH} = \Delta\varepsilon_{SH}^0 \cdot (1 + \rho_\phi \cdot \frac{\sigma}{f_{ct}} \cdot \text{sign}(\Delta T)) \quad (22)$$

where  $\rho_T$  and  $\rho_\phi$  are adaption parameters.  $\rho_T = 0$  and  $\rho_\phi = 0$  without adjustments due to stress induced free movements.



## References

Bažant Z P and Chern J (1985) *Concrete Creep at Variable Humidity – Constitutive Law and Mechanisms*, Materials and Structures, Vol 18, pp 1-20.

Emborg M (1989) *Thermal Stresses in Concrete Structures at Early Ages*, Luleå University of Technology, Doctoral Thesis 1989:73D.

Fjellström P (2013) *Measurement and Modelling of Young Concrete Properties*, Luleå University of Technology, Licentiate Thesis, Luleå 2013.

Hedlund H (2000) *Hardening Concrete – Measurements and Evaluation of Non-Elastic Deformation and Associated Restraint Stresses*, Luleå University of Technology, Doctoral Thesis 2000:25.

Jonasson J-E (1984) *Slipform construction – calculations for assessing protection against early freezing*, Swedish Cement and Concrete Research Institute, Fo/Research 4:84, Stockholm.

Jonasson J-E (1994) *Modelling of Temperature, Moisture and Stresses in Young Concrete*, Division of Structural Engineering, Luleå University of Technology, Doctoral Thesis 1994:153D.

Jonasson J-E and Westman G (1999) *Conversion of Creep Data to Relaxation Data by the Program RELAX*, Luleå University of Technology, IPACS Document TG 3.2/1.

Larson M (2003) *Thermal Crack Estimation in Early Age Concrete – Models and Methods for Practical Application*, Division of Structural Engineering, Luleå University of Technology, Doctoral Thesis 2003:20.

Westman G (1999) *Concrete Creep and Thermal Stresses – New Creep Models and Their Effects on Stress Developments*, Luleå University of Technology, Doctoral Thesis 1999:10.