

Laborversuche zur hydraulischen Risserzeugung in dreiaxial belasteten Granitquadern

Grundlagen, Versuchsentwicklung, -durchführung und Analyse

Von der Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule
Aachen zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von
Philipp Siebert

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Ziegler
Univ.-Prof. Dr. rer. nat. Christoph Clauser

Tag der mündlichen Prüfung: 10.11.2017

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Hochschulbibliothek online verfügbar.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	III
Abbildungsverzeichnis	VII
Tabellenverzeichnis	XIII
Symbolverzeichnis	XV
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Zielsetzung	1
1.2 Gliederung der Arbeit	3
2 Grundlagen zur Hydraulischen Risserzeugung	5
2.1 Allgemeine Grundlagen	5
2.1.1 Was ist hydraulische Risserzeugung?	5
2.1.2 Technische hydraulische Risserzeugung - Verfahrensbeschreibung	5
2.1.3 Randbedingungen und diesbezügliche Annahmen	7
2.1.4 (Hydraulische) Rissbildung und Fluideintritt	8
2.1.5 Hydraulisch getriebene Rissausbreitung	10
2.1.6 Injektionsstopp und Riss schließen	11
2.2 Grundlagen der Bruchmechanik	12
2.2.1 Modellvorstellung und Rissmodi	12
2.2.2 Grundzüge der Linear elastischen Bruchmechanik	13
2.2.3 Kohäsionszonenmodell	15
2.2.4 Stabiles und instabiles Risswachstum	16
2.3 Rissinitiierungs-Prognose	18
2.3.1 Festigkeits-Ansätze	18
2.3.2 Rissmechanische Ansätze	20
2.4 Rissfortschritts-Modelle	22
2.4.1 Vereinfachungen und allgemeine Annahmen	22
2.4.2 Die Modellgleichungen	23
2.4.3 Randbedingungen und Lösbarkeit	27
3 Der Versuchsaufbau	29
3.1 Die Probekörper	29
3.1.1 Probengeometrie	29
3.1.2 Material	30

3.1.3	Einbringung von Risskeimen	32
3.2	Injektion	34
3.2.1	Pumpe	34
3.2.2	Leitungs-/ Injektionssystem.....	35
3.2.3	Packer	36
3.2.4	Injektionsdruckmessung	37
3.2.5	Injektionsfluid und -einstellungen	38
3.3	Belastungsapparat	39
3.3.1	Belastungselemente	39
3.3.2	Widerlagerkonstruktion	43
3.3.3	Erzeugung und Regelung der Belastungsspannung	45
3.4	Mikroseismische Messungen	46
3.4.1	Grundlagen des Messprinzips.....	47
3.4.2	Grundlagen zur verwendeten Messtechnik	48
3.4.3	Verfahrensweise und Auswertung in den Versuchen.....	51
4	Versuchsablauf und -auswertung	53
4.1	Versuchsablauf.....	53
4.1.1	Probenvorbereitung	53
4.1.2	Versuchsaufbau	53
4.1.3	Versuchsdurchführung	56
4.1.4	Versuchsabbau.....	58
4.1.5	Versuchsdokumentation	59
4.2	Auswertung	60
4.2.1	Zusammenfassen der Messdaten	61
4.2.2	Indirekte Zustandsgrößen	62
4.2.3	Bestimmung der charakteristische Druckkurvenpunkte.....	64
4.2.4	Berechnung der Risseintrittsvolumenrate.....	65
4.2.5	Ermittlung der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung	66
4.2.6	Weiterverwertung der 3D-Scans	68
5	Die Versuchsreihen	70
5.1	Referenzserie.....	71
5.1.1	Versuchseinstellungen	71
5.1.2	Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen	71
5.1.3	Dokumentation der Risse	76
5.1.4	Lokalisierte AE.....	80
5.1.5	Zusammenfassung und Interpretation	81
5.2	Versuchsreihe ohne Anrisszyklus	84

5.2.1 Versuchseinstellungen	84
5.2.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen	85
5.2.3 Rissdokumentation	88
5.2.4 Lokalisierte AE	88
5.2.5 Zusammenfassung/Interpretation.....	89
5.3 Versuchsreihe mit verlängerter Injektionsdauer	91
5.3.1 Versuchseinstellungen	91
5.3.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen	92
5.3.3 Rissdokumentation	95
5.3.4 Lokalisierte AE	96
5.3.5 Zusammenfassung/Interpretation.....	97
5.4 Versuchsreihe mit verkürzter Injektion.....	99
5.4.1 Versuchseinstellungen	99
5.4.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen	100
5.4.3 Rissdokumentation	102
5.4.4 Lokalisierte AE	104
5.4.5 Zusammenfassung	105
5.5 Versuchsreihe mit erhöhter minimaler Belastungsspannung.....	106
5.5.1 Versuchseinstellungen	106
5.5.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen	106
5.5.3 Rissdokumentation	109
5.5.4 Lokalisierte AE	111
5.5.5 Zusammenfassung	112
5.6 Versuchsreihe zu bohrlochparallelen Rissen	112
5.6.1 Versuchseinstellungen	112
5.6.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen	113
5.6.3 Rissdokumentation	118
5.6.4 Lokalisierte AE	118
5.6.5 Zusammenfassung/Interpretation.....	119
6 Gesamtbetrachtung und Diskussion	121
6.1 Gesamtbetrachtung: Bohrlochtransversale Risse	121
6.1.1 Zusammenfassende Beschreibung/Interpretation	121
6.1.2 Modellvorstellung zum beobachteten Risswachstum.....	128
6.1.3 Abgleich des Versuchs VV39 mit dem einfachen Kreisschlitzmodell.....	130
6.2 Diskussion & Empfehlungen	134
6.2.1 Zum Vorgehen und zum aktuellen Stand	134
6.2.2 Zur Optimierung des Versuchs	136
6.2.3 Zur Planung zukünftiger Experimente.....	139

7 Zusammenfassung	144
Literaturverzeichnis	148
Vorveröffentlichungen	155
Anhang A: Details zur Versuchsentwicklung	157
Anhang B: Details zu den Versuchen	165

Abbildungsverzeichnis

Bild 1.1:	Verschiedene Erschließungskonzepte der Tiefengeothermie im kristallinen Grundgestein (nach: Jung 2013, Shiozowa & McClure 2014).	1
Bild 1.2:	Stimulationsmechanismen: a) Hydraulische Risserzeugung und b) hydraulisches Abscheren (nach Gischig & Preisig 2015).....	2
Bild 2.1:	Schema eines hydraulisch getriebenen Risses.	5
Bild 2.2:	Hydraulisches Aufbrechen: (a) Injektionsintervall und (b) Druck und Injektionsrate.	6
Bild 2.3:	Spannungsregime ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$), zugehörige Faltungsmechanismen und Vorzugsebene der Rissausbreitung (nach Zoback 2007).....	7
Bild 2.4:	Betrachtete Riss-Bohrloch-Konfigurationen: Bohrlochparalleler und –transversaler Riss, beide konform zu σ_3 initiiierend.	8
Bild 2.5:	Bildung eines Makrorisses an einer zugbeanspruchten Kerbe in Gestein (nach Atkinson 1987).	9
Bild 2.6:	Schematisierte Belastung eines Risses durch ein (a) unendlich viskoses und (b) unendlich dünnflüssiges Fluid; (c) Entwicklung der normierten Rissspitzenbeanspruchung K_I/p bei zunehmender Risslänge für beide Fälle (nach Zoback et al. 1977).	9
Bild 2.7:	Einfluss der Viskosität auf den Rissbildungsprozess bzw. den Unterschied zwischen p_i und p_b (schematisch, nach Lhomme 2005).	10
Bild 2.8:	Einzelprozesse beim hydraulisch getriebenen Rissfortschritt (nach Weijers 1995).....	11
Bild 2.9:	Die grundlegenden Rissöffnungsarten o.a. Rissmoden (nach Gross & Selig 2011).	12
Bild 2.10:	Riss im Modus I am Rand (a) und in der Mitte (b) einer Scheibe (nach Gross & Selig 2011).	13
Bild 2.11:	a) Rissspitzenfeld des Kohäsivzonenmodells, b) Schematische „Strain-Softening“-Kurve aus direktem Zugversuch (nach Ingraffea 1987).....	15
Bild 2.12:	(a) Schema zur Nachgiebigkeit des Injektionssystems, (b) Stabilität und Instabilität des hydraulisch getriebenen Rissfortschritts (nach Jung 1986).....	17
Bild 2.13:	Tangentialspannung am Bohrlochrand infolge (a) biaxialer Belastung für verschiedene Verhältnisse σ_H/σ_h und (b) Innendruck p	19
Bild 2.14:	Ermittlung der Spannungsintensität am vertikalen Bohrloch mit parallelen Initialrissen (nach Rummel 1987).	21
Bild 2.15:	Schema des Modells vom (a) kreisrunden und (b) ebenen Riss (nach Adachi et al 2007).....	22
Bild 2.16:	Superpositionsprinzip - Linienriss mit Innendruck in belasteter Scheibe (nach van Dam 1999).	23
Bild 2.17:	Rissöffnung des Kreisschlitzes bei a) konstanter, b) linearer, c) an der Rissspitze negativer Innendruckbelastung p_{net} ($E = 40 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$, $R = 90 \text{ mm}$).....	24
Bild 2.18:	Geschwindigkeitsprofil der Spaltströmung nach Poiseuille.....	25
Bild 3.1:	Probekörper: Abmessungen, Auftragung der Seitenbezeichnung und lokales Koordinatensystem.	29

Bild 3.2:	Tittlinger Feinkorn Granit – (a) Herkunft, (b) Abbau (www.kusser.com) und (c) Gesteinsstruktur.	31
Bild 3.3:	Schema zur Einbringung des transversalen Risskeims (links) und der parallelen Risskeimflügel (rechts) in die Bohrlochwandung.	33
Bild 3.4:	(a) Injektionspumpe vor Belastungsapparat, (b) Injektionssystem aus Pumpe, Ventilen, Leitungen, Druckaufnehmern, Probe und Packer.	35
Bild 3.5:	(a) Schema Packerbauweise und Packer für (b) bohrlochtransversale und (c) bohrlochparallele Risse (gedreht) mit spezifischen Maßen.	37
Bild 3.6:	Lastplatten mit Bemaßung (vgl. Kennzeichnung der Probenseiten in Bild 3.1).	40
Bild 3.7:	Eignungstest an Prototypen der verwendeten Druckkissen: (a) Testaufbau, (b) Blaupause der Kontaktfläche, (c) gleichmäßige Färbung drucksensitiver Folienstreifen.	41
Bild 3.8:	Druckkissenprototyp – Verhältnis zwischen Druckkissendruck p_{Dk} und Belastungsspannung σ	41
Bild 3.9:	Druckkissen zur (a) horizontalen und (b) vertikalen Belastung und Detail der Bauweise.	42
Bild 3.10:	Widerlagerkonzept - (a) Dreiaxial belastete Probe, (b) Horizontales Widerlager, (c) Vertikales Widerlager.	43
Bild 3.11:	Abmessungen der Widerlagerbauteile.	44
Bild 3.12:	(a) Pumpeneinheit aus Handpumpe und Druck-/Volumenregelanlage, (b) Funktionsschema bzw. Hydraulikplan des Belastungssystems.	45
Bild 3.13:	Verläufe der Belastungsspannungen (σ_x , σ_y , σ_z) und der Regelvolumina (V_x , V_y , V_z).	45
Bild 3.14:	Prinzip der Durchschallungsmessungen in ebener Darstellung.	47
Bild 3.15:	Prinzip der der Schallemissionsanalyse - Triggerschwelle, Trigger, Pretrigger, Ersteinsatz.	48
Bild 3.16:	(a) Ultraschallsensor, (b) Aufbau der Ultraschallsensoren.	49
Bild 3.17:	Sensorpositionen am Probekörper in (a) Abwicklung und (b) exakten Koordinaten.	50
Bild 3.18:	(a) Ankopplung der Sensoren auf den Seiten B–E während des Versuchsaufbaus (b) Sensorfixierung in den Lastplattenbohrungen (schematischer Querschnitt).	50
Bild 4.1:	Aufbau des Belastungsapparats in wesentlichen Schritten.	54
Bild 4.2:	Gesamtaufbau: Belastungsapparat, Injektionspumpe, Mikroseismisches Messsystem, Messtechnik.	56
Bild 4.3:	Versuchsablauf (Belastung, Dichtheitstest DT, Injektionszyklen FI1 und FI2 und Entlastung) und mikroseismische Messungen (Durchschallung DS, Schallemissionsmessung AT).	57
Bild 4.4:	(a) Öffnen der Probe mit Patentkeilen bei einem transversal gewachsenen Riss (VV34), (b) Kennzeichnung der Rissebene.	59
Bild 4.5:	(a)-(c) 3D-Streifenlichtscan einer Probenhälfte, (d) 3D-Abbild mit gefärbter Rissfläche.	60
Bild 4.6:	Zeitwerte zur Abgrenzung der verschiedenen Versuchsphasen.	62
Bild 4.7:	Berechnete Werte Versuch VV40 – (a) Druckkurve(n) und Pumprate, (b) Druckrate, (c) Systemkompressibilität und volumetrische Systemkompressibilität.	64
Bild 4.8:	Festlegung der Rissinitiation (t_i , p_i) für Versuch VV40.	65

Bild 4.9:	Gegenüberstellung der Pumprate Q_P und der Risseintrittsvolumenrate Q_e , bzw. der Pumpenzylindervolumenänderung ΔV_P und des Risseintrittsvolumens V_e im FI2 von Versuch VV40.	66
Bild 4.10:	Trennung des Risswachstumseinflusses auf das Regelvolumen V_z bei Versuch VV31.	67
Bild 4.11:	(a) Ermittlung der Größe des gefärbten Rissbereichs, (b) Beschreibung der Lage des gefärbten Rissbereichs (VV40).	69
Bild 5.1:	VV31–VV33, zyklweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_P	72
Bild 5.2:	Aufteilung des Zeitbereichs $t_b < t' < t_{si}$ im Zyklus FI2 in die Phasen I–III anhand der Entwicklung der Anzahl akustischer Emissionen N am Beispiel des Versuchs VV31, ermittelte Werte (schwarz).	73
Bild 5.3:	VV31–VV33, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.	74
Bild 5.4:	VV31–VV33, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z	75
Bild 5.5:	VV31–VV33, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.	76
Bild 5.6:	VV32, (a) Bohrkern durch Rissebene (rot) und (b) Zuschnitt der Plugs und Lage der Dünnschliffe.	77
Bild 5.7:	V32, Entnommener Bohrkern mit Rissspur (Kontrast und Bildschärfe erhöht!).	78
Bild 5.8:	VV32, Verlauf der Rissspur in den Dünnschliffen DS0 bis DS2 (unterschiedliche Polarisationsfilter).	79
Bild 5.9:	VV31–VV33, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.	80
Bild 5.10:	VV34–VV36+VV31, zyklweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_P	85
Bild 5.11:	VV34–VV36+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.	87
Bild 5.12:	VV34–VV36+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z	87
Bild 5.13:	VV34–VV36, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.	88
Bild 5.14:	VV34–VV36, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.	89
Bild 5.15:	VV37–VV40+VV31, zyklweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_P	92
Bild 5.16:	VV37–VV40+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.	94
Bild 5.17:	VV37–VV40+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z	95
Bild 5.18:	VV37–VV40, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.	95
Bild 5.19:	VV37–VV40, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.	96

Bild 5.20:	VV41–VV43+VV31, zyklweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_p	100
Bild 5.21:	VV41–VV43+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_p ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_p im Zyklus FI2.	102
Bild 5.22:	VV41–VV43+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z	102
Bild 5.23:	VV41–VV43, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.	103
Bild 5.24:	VV41–VV43, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.	104
Bild 5.25:	VV48–VV50+VV31, zyklweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_p	106
Bild 5.26:	VV48–VV50+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_p ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_p im Zyklus FI2.	108
Bild 5.27:	VV48–VV50+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z	109
Bild 5.28:	VV48–VV50, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.	109
Bild 5.29:	VV48–VV50, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.	111
Bild 5.30:	VV44–VV47, zyklweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_p	113
Bild 5.31:	VV44–VV47, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_p ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_p im Zyklus FI2.....	115
Bild 5.32:	Entwicklung der Regelvolumina während der Last-Halte-Phase im Versuch VV47 und Schema zur Bestimmung der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_x	116
Bild 5.33:	VV44–VV47, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_x	117
Bild 5.34:	VV44–VV47, Spaltebene der Probenhälften mit gefärbtem Rissbereich (+y bei Versuch VV45 gedreht, bzw. andere Probenhälfte).	118
Bild 5.35:	VV44–VV47, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. y-z-Ebene (Orientierung von y bei Versuch VV45 in y-z-Ebene geändert).	119
Bild 6.1:	Injektionsdruck p über dem Systemvolumen V_{sys} (a (mit Abschätzung des Restluftgehalts), c) Systemkompressibilität κ_{sys} über dem Injektionsdruck p (b, d).....	122
Bild 6.2:	VV43+VV31+VV39, Direkte Gegenüberstellung: Druck p , Risseintrittsvolumenrate Q_e , Risseintrittsvolumen V_e , risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z , kumulierte Anzahl N akustischer Emissionen und Größe des final gefärbten Rissbereichs $A_{R,f}$	123
Bild 6.3:	VV43+VV31+VV39, Entwicklung der AE in x-y-Projektion in drei Zeitbereichen.	127
Bild 6.4:	Schematische Darstellung des Wachstumsprozess der bohrlochtransversalen Risse in den Experimenten.	129
Bild 6.5:	Abgleich: Vorgabe verschiedener Rissvolumenentwicklungen V_R aus Versuch VV39 und errechnete zeitliche Verläufe des Drucks p , des Rissradius R und der mittleren	

Rissweite w_m aus Kreisschlitzmodell mit konstant verteiltem Innendruck; Druckkurve VV39 und Ersatzradien R' aus den gefärbten Rissbereichen der Versuche VV43, VV31, VV39.....	132
---	-----

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1:	Materialkennwerte des „Tittlinger Feinkorn Granit“	31
Tabelle 4.1:	Übersicht der aufgenommenen Messwerte.	61
Tabelle 5.1:	Übersicht der betrachteten Versuchsserien.	70
Tabelle 5.2:	Versuchseinstellungen der Referenzserie.	71
Tabelle 5.3:	VV31–VV33, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.	72
Tabelle 5.4:	VV31–VV33, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.	74
Tabelle 5.5:	VV31–VV33, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.....	77
Tabelle 5.6:	VV31–VV33, Beschreibung der Punktelwolke der akustischen Emissionen.	81
Tabelle 5.7:	Versuchseinstellungen der Versuchsreihe ohne Anrisszyklus.	84
Tabelle 5.8:	VV34–VV36, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.	86
Tabelle 5.9:	VV34–VV36, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.	86
Tabelle 5.10:	VV34–VV36, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.....	88
Tabelle 5.11:	VV34–VV36, Beschreibung der Punktelwolke der akustischen Emissionen.	89
Tabelle 5.12:	Versuchseinstellungen der Versuchsreihe mit verlängerter Injektionsdauer.....	91
Tabelle 5.13:	VV37–VV40, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.	92
Tabelle 5.14:	VV37–VV40, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.	93
Tabelle 5.15:	VV37–VV40, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.....	95
Tabelle 5.16:	VV37–VV40, Beschreibung der Punktelwolke der akustischen Emissionen.	97
Tabelle 5.17:	Versuchseinstellungen der Versuchsreihe mit verkürzter Injektionsdauer.	99
Tabelle 5.18:	VV41–VV43, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.	100
Tabelle 5.19:	VV41–VV43, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.	101
Tabelle 5.20:	VV41–VV43, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.....	103
Tabelle 5.21:	VV41–VV43, Beschreibung der Punktelwolke der akustischen Emissionen.	105
Tabelle 5.22:	Versuchseinstellungen VV48–VV50.....	106
Tabelle 5.23:	VV48–VV50, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.	107
Tabelle 5.24:	VV48–VV50, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.	107
Tabelle 5.25:	VV48–VV50, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.....	110
Tabelle 5.26:	VV48–VV50, Beschreibung der Punktelwolke der akustischen Emissionen.	111
Tabelle 5.27:	Versuchseinstellungen in der Serie VV44–VV47.....	113
Tabelle 5.28:	VV44–VV47, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.	114
Tabelle 5.29:	VV44–VV47, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.	115

Symbolverzeichnis

Lateinische Zeichen

A	[m ²]	Fläche
C _{sys}	[ml/GPa]	volumetrische Kompressibilität des (Injektions-)Systems
d	[m]	Dicke ODER Abstand von der Ausgleichsebene
dp/dt	[MPa/s]	Druckrate
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
E'	[MPa]	Elastizitätsmodul im ebenen Verzerrungszustand
H	[m]	Höhe
K	[m ²]	Permeabilität
K _{I/II/III}	[Pa·s·m ^{-1/2}]	Spannungsintensitätsfaktor des Rissmodus I/II/III
K _{IC}	[Pa·s·m ^{-1/2}]	kritischer Spannungsintensitätsfaktor/ Risszähigkeit (im Rissmodus I)
L	[m]	Länge
n	[1/s]	AE-Rate: Anzahl an lokalisierten AE je Zeiteinheit
N	[-]	kumulierte Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen
p	[MPa]	Fluiddruck
p _{net}	[MPa]	Nettodruck oder auch rissöffnender Anteil des Drucks
q	[m ² /s]	Volumenstrom je Einheitsiefe bei ebener Betrachtung
Q	[m ³ /s]	Volumenrate
r	[m]	radiale Polarkoordinate
R	[m]	Radius
R'	[m]	Radius eines flächengleichen, fiktiven Ersatzkreises
t	[s]	Zeit
t'	[s]	Zeit, bezogen auf das Erreichen des Spitzendrucks im Injektionszyklus FI2
u	[m]	Verschiebung
u	[MPa]	Porendruck
v	[m/s]	Geschwindigkeit
V	[m ³]	Volumen
V	[MPa]	Erstbelastungsmodul
V _{sys}	[m ³]	Volumen des Injektionssystems

$\Delta V_{x/y/z}$	[m ³]	risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung in x/y/z-Richtung
w	[m]	Rissweite, Rissöffnung
x/y/z	[mm]	kartesische Koordinaten
z ₀	[m]	(Höhen-)Lage der Ausgleichsebene auf der Bohrlochachse

Indizes

0	Ausgangswert
I/II/II	Rissmodus/ Phasen der Rissausbreitung nach pb im FI2
b	bei Erreichen des Spitzendrucks (engl. breakdown)
c	kritischer (Druck-)Wert
e	bezogen auf den Rissmund/-eingang (engl. entrance)
i	zum Zeitpunkt der Rissinitiierung (engl. initiation)
k	Bezug auf den Risskeim/ die Kerbe
MW	Mittelwert
pr	beim Öffnen/Entlasten des Injektionsstrangs (engl. pressure relief)
P	Bezug auf die Injektionspumpe
R	Bezug auf den Riss
R,f	Bezug auf gefärbten Rissbereich
si	beim Stopp der Pumpe (engl. shut in)
w	Bezug auf das Bohrloch oder das Injektionsintervall
x/y/z	x-/y-/z-Richtung

Griechische Zeichen

α_F	[°]	Einfallrichtung der Ausgleichsebene
β	[°]	Einfallwinkel der Ausgleichsebene
ε	[-]	Dehnung
ϕ	[-]	Porosität
κ_{sys}	[1/GPa]	Kompressibilität des Injektionssystems
μ	[Pa·s]	dynamische Viskosität
σ_v	[MPa]	vertikale Hauptnormalspannung (Überlagerungsspannung)
σ_H	[MPa]	größere, horizontale Hauptnormalspannung

σ_h	[MPa]	kleinere horizontale Hauptnormalspannung
$\sigma_1/\sigma_2/\sigma_3$	[MPa]	größte, mittlere und kleinste Haupt(normal)spannung
$\sigma_x/\sigma_y/\sigma_z$	[MPa]	Normalspannungen im kartesischen Koordinaten
σ_0	[MPa]	Normalspannung auf Rissebene aus äußeren Spannungen

Häufige Abkürzungen

AE	Akustische Emission / Akustisches Ereignis
AT	Schallemissionsanalyse (engl. acoustic emission testing)
DMS	Dehnungsmessstreifen
EVZ	Ebener Verzerrungszustand
FI1	(Fluid-)Injektionszyklus 1 („Anrisszyklus“)
FI2	(Fluid-)Injektionszyklus 2 („Rissausbreitungszyklus“)
LEBM	linear elastische Bruchmechanik
VV##	(Vor-)Versuch Nr. ##

Anmerkung: Entsprechend der üblichen geotechnischen Vorzeichenkonvention (und entgegen der klassischen mechanischen Konvention) werden Druckspannungen in dieser Arbeit als positive und Zugspannungen als negative Spannungen angesetzt.

Anmerkung: Die in dieser Arbeit erwähnten Unternehmens-, Produkt- oder Markenbezeichnungen können Marken oder eingetragene Markenzeichen der jeweiligen Eigentümer sein. Die Wiedergabe von Marken- und/oder Warenzeichen in dieser Arbeit berechtigt nicht zu der Annahme, dass diese als frei von Rechten Dritter zu betrachten seien. Alle erwähnten Marken- und/oder Warenzeichen unterliegen uneingeschränkt den länderspezifischen Schutzbestimmungen und den Besitzrechten der jeweiligen eingetragenen Eigentümer.

Kurzzusammenfassung

Bei der hydraulischen Risserzeugung (engl. hydraulic fracturing) werden durch hohen Fluiddruck Risse erzeugt, geweitet und vorangetrieben. Als technisches Verfahren wird die hydraulische Risserzeugung unter anderem zur künstlichen Anlage geothermaler Systeme verwendet – sogenannter Technisch-angelegter geothermaler Systeme. Bei diesen wird durch die im tiefen Untergrund hydraulisch erzeugten Risse ein Fluid gepumpt, um die geothermale Energie fördern und dann über Tage technisch nutzbar machen zu können. Da Technisch-angelegte geothermale Systeme prinzipiell unabhängig von (tiefen-)wasserführenden Schichten und Temperatur-anomalien sind, ist allein von diesen ein wesentlicher Beitrag der Geothermie zur Energieversorgung in Deutschland zu erwarten. Verschiedene internationale Pilotprojekte konnten die prinzipielle Realisierbarkeit Technisch-angelegter geothermaler Systeme bestätigen, ein nach wirtschaftlichen Maßstäben erfolgreicher Energiegewinn ist aber noch nicht gelungen. Für die erfolgreiche Realisierung Technisch-angelegter geothermaler Systeme ist es unter anderem erforderlich, die hydraulische Risserzeugung in kristallinen Tiefengesteinen besser verstehen, beschreiben und dann auch planen zu können.

Vor diesem Hintergrund wird in einem neuen Forschungsverbund an der RWTH Aachen University, unter Federführung des Instituts für Angewandte Geophysik und Geothermie, der Prozess der hydraulischen Risserzeugung in kristallinem Grundgestein experimentell und numerisch untersucht. Dabei sollen die experimentellen Ergebnisse dazu dienen, verschiedene numerische Ansätze überprüfen und verbessern zu können und ein numerisches Werkzeug zu entwickeln, mit Hilfe dessen die hydraulische Risserzeugung für die Geothermie zukünftig geplant werden kann. Da bei entsprechenden Feldversuchen aufgrund der erforderlichen Tiefbohrungen sehr hohe Kosten entstehen, die Veränderung einiger Randbedingungen nur durch Ortswechsel möglich wären und die Versuchsergebnisse aufgrund der natürlichen Heterogenität des Untergrunds nur bedingt reproduzierbar sind, wurden im Projekt zunächst Experimente im Labormaßstab durchgeführt.

Dazu wurde im Rahmen dieser Arbeit ein neuer Versuchsapparat entwickelt. In den hier vorgestellten Versuchsreihen werden quaderförmige Gesteinsproben ($300 \times 300 \times 450 \text{ mm}^3$) aus Tittlinger Feinkorn Granit zunächst mit Druckkissen echt dreiaxial vorbelastet, um den wesentlichen Einfluss des Ausgangsspannungszustands auf die Rissentstehung und –ausbreitung abzubilden. Dann wird mit einer Präzisionshochdruckpumpe gefärbtes Glycerin in einen abgegrenzten Bohrlochabschnitt der zentrisch durchbohrten Proben eingepresst. Erreicht der Fluiddruck einen kritischen Wert, entsteht am belasteten Bohrlochabschnitt ein Riss, der durch die Injektion von weiterem Fluid vergrößert wird. Um das Risswachstum in den Versuchen zu verlangsamen und die Risse innerhalb der Proben zu halten, wird ein spezielles Injektionsverfahren angewendet: In einem sogenannten „Anrisszyklus“ wird bis zum Erreichen des Spitzendrucks Fluid injiziert und dann der Druck schlagartig abgelassen. Im zweiten Injektionszyklus wird dann mit einer sehr geringen, konstanten Injektionsrate von $Q = 0,05 \text{ cm}^3/\text{min}$ der vorab erzeugte „Anriss“ geöffnet und ausgebreitet. Zur Überwachung der Rissausbreitung werden die akustischen Emissionen, die mit dem Rissprozess einhergehen

aufgenommen und nachträglich lokalisiert. Darüber hinaus werden der Druck im Injektionsstrang und die Regelvolumina der Belastungssteuerung der Druckkissen aufgezeichnet. Nach dem Versuchsende wird die Probe in der Rissebene gespalten und mit Hilfe eines 3D-Scanners die „gefärbte Rissfläche“ aufgenommen.

Auf die Darstellung zahlreicher Vorversuche die zur Entwicklung des Versuchs erforderlich waren, wird in der vorliegenden Arbeit verzichtet. Stattdessen werden die sechs letzten Versuchsserien dargestellt, die aus je drei Einzelversuchen mit gleichen Einstellungen bestehen. In fünf der Versuchsserien sind von einer umlaufenden Kerbe an der Bohrlochwand aus Risse erzeugt und bohrlochtransversal ausgebreitet worden. Die Injektionsdauer, der Injektionsablauf und die Normalspannung auf die Rissebene (σ_z) wurden variiert. In der sechsten Versuchsreihe wurden zudem bohrlochparallele Risse erzeugt.

Die Versuche zeigen, dass die hydraulische Risserzeugung im entwickelten Versuchsstand bezüglich des Injektionsdruckniveaus sowie der Größe und der Form der Risse reproduzierbar möglich ist. Darüber hinaus machen die Beobachtungen deutlich, dass das hydraulische Risswachstum zeitlich variabel von verschiedenen Einflüssen dominiert wird: Direkt nach dem Erreichen des Spitzendrucks bedingt der durch die Dekompression des Fluids gesteigerte Volumenstrom eine zunächst sehr schnelle Rissausbreitung. Mit dem Abbau der überschüssigen elastischen Energie, nimmt der Einfluss von Fluidverlusten zu und das Risswachstum verlangsamt deutlich. In einigen Versuchen wird sogar ein Rissstopp beobachtet, da die Fluidverluste die Injektionsrate zwischenzeitlich übersteigen. Durch den zahlenmäßigen Unterschied zwischen der Regelvolumenänderung des Belastungsapparats (ΔV_z), die mit der Dehnung der Probe korreliert, und dem injizierten Volumen (ΔV_p) kann gezeigt werden, dass ein hoher Anteil des injizierten Glycerins in das teilgesättigte Gestein migriert ohne Rissvolumen zu erzeugen. Der Abgleich der Versuchsergebnisse mit einem einfachen analytischen Modell bekräftigt diese Feststellung. Die im Projekt vorab getroffene Annahme, das Versuchsgestein sei als impermeabel anzusehen, scheint für die Simulation der vorgestellten Versuche mit sehr geringer Injektionsrate sowie dem verwendeten Injektionsfluid und Versuchsgestein nicht gerechtfertigt.

Bei den hier angestellten Versuchen wurde die Frage der Skalierbarkeit bewusst ausgeklammert. Für Folgeuntersuchungen ist zu empfehlen, die Versuchseinstellung von der Feldskala abzuleiten und in den Labormaßstab zu skalieren. Entsprechende Skalierungsansätze wurden durch die „hydraulic fracturing – Forschung“ entwickelt. Deren Übertragbarkeit auf den geothermalen Hintergrund ist zu überprüfen. Auf diese Weise könnte ausgeschlossen werden, dass zukünftig rein laborspezifische Phänomene die experimentellen und numerischen Entwicklungen zur hydraulischen Risserzeugung bestimmen.

Abschließend ist festzuhalten, dass der entwickelte Versuch(-sstand) eine solide Grundlage für die zukünftigen Experimente darstellt. Insbesondere die Weiterentwicklung der hier beschriebenen Dehnungsmessungen über die Volumenveränderung in den Druckkissen und Optimierungen bei der eingesetzten Messtechnik zur akustischen Emissionsanalyse versprechen zusätzliche Erkenntnisse bei der Interpretation der Versuche.

Abstract

In hydraulic fracturing, cracks are generated, opened and propagated by high fluid pressure. Hydraulic fracturing as a technical process is used, among other applications, to install artificial geothermal systems - so-called engineered geothermal systems (EGS). In EGS, a fluid is pumped through the hydraulically generated cracks in the deep subsoil in order to promote geothermal energy. Since EGS are basically independent of water-bearing layers and temperature anomalies, a significant contribution of geothermal energy to Germanys energy supply is expected. Various international pilot projects have confirmed the feasibility of engineered geothermal systems. However, these projects were still inefficient in terms of profitability. For a successful realization of an EGS, it is necessary to improve, inter alia, the understanding and the numerical simulation of hydraulic fracturing in plutonic rock to make it more predictable.

Against this background, the process of hydraulic fracturing in crystalline bed-rocks is investigated experimentally and numerically in a new research group at RWTH Aachen University under the leadership of the Institute of Applied Geophysics and Geothermal Energy. The projects approach is to use experimental results to examine and improve various numerical methods in order to develop a numerical tool for planning of hydraulic fracturing for future geothermal applications. Since field-scale experiments are very costly due to the need of deep drilling, a variation of some boundary condition is only possible by changing the location of the experiment and because of the poor reproducibility due to the natural heterogeneity of the subsoil, laboratory-scale experiments were carried out in this project.

For this purpose a new experimental apparatus has been developed. In the presented test series, cuboidal rock samples ($300 \times 300 \times 450 \text{ mm}^3$) made from Tittlinger Feinkorn granite are loaded triaxially with flat-jacks to simulate the influence of the initial stress state on the fracturing process. Then, dyed glycerin is pressed into a delimited borehole section of the centrally drilled samples with a high-pressure precision-pump. When the fluid pressure reaches a critical value, a crack initiates at the loaded borehole section, and is propagated by the injection of further fluid. In order to decrease the speed of fracture growth and to keep the cracks within the specimens, a special injection method is used: in a so-called "pre-fracturing cycle", fluid is injected until the peak pressure is reached. Then the pressure is discharged abruptly. In the second injection cycle, the previously produced "flaw" is opened and propagated with a very low, constant injection rate of $Q = 0.05 \text{ cm}^3 / \text{min}$. Acoustic emissions of the fracturing process are recorded and subsequently localized to monitor the fracture propagation. In addition, the pressure in the injection string and the control volumes of the control-device connected to the flat-jacks are recorded. After the test, the sample is split in the crack plane and the "colored fracture surface" is scanned with a 3D scanner.

The present work does not include a description of the numerous preliminary experiments which were necessary to develop the final experimental procedure. Instead, the six last test series are presented, each consisting of three individual tests with the same settings. In five series, cracks were generated from a circumferential notch on the wall of the borehole and propagated transvers to the borehole axis. The duration of injection, the injection process and the normal stress on the

crack plane (σ_z) were varied. In the sixth series, fractures parallel to the borehole-axis were produced.

The tests show that the hydraulic fracturing in the developed test stand is reproducible with regard to the injection pressure level as well as the size and shape of the created fractures. In addition, the observations show that the hydraulic fracture propagation is dominated by different influences, varying with time: Directly after reaching the peak pressure, the volume flow, which is increased by the decompression of the fluid, causes the crack to propagate very rapid initially. With the reduction of the excess in elastic energy, the influence of fluid losses increases and the fracture propagation slows down significantly. In some experiments, even a crack stop is observed since the fluid losses exceed the injection rate in the meantime. The numerical difference between the control volume change of the loading apparatus (ΔV_z), which correlates with the elongation of the sample, and the injected volume (ΔV_p), shows that a high proportion of the injected glycerin migrates into the partially saturated rock without creation of new crack volume. By comparing the test results with a simple analytical model this conclusion could be confirmed. The preliminary assumption that the experimental rock is to be regarded as impermeable does not appear to be justified for the simulation of the presented experiments with its very low injection rate as well as the injection fluid and the type of rock used.

In planning of the presented experiments, the question of scalability was deliberately ignored. For subsequent investigations it is recommended to derive the experimental setting from the field scale and to scale it into the laboratory scale. Corresponding scaling approaches were developed by "hydraulic fracturing research". Their transferability to the geothermal background has to be checked. Thus, in the future it could be excluded that in the future purely laboratory-specific phenomena will determine the experimental and numerical developments for hydraulic fracturing.

To conclude, it can be stated that the newly developed experiment is a strong foundation for future investigations. Improvements in the described strain measurements by analyzing the volume changes in the flat-jacks and optimizations on the technique for the acoustic emission analysis promise additional insights in the interpretation of the experiments.

1 Einleitung

1.1 Motivation und Zielsetzung

Seit den 1970er Jahren (s. Dash et al. 1983) wird versucht, die enormen Wärmeenergievorräte im kristallinen Grundgestein (Tiefenlage >3000 m) für die Energieversorgung nutzbar zu machen. Der Schlüssel dazu liegt darin, die geringe Permeabilität des Kristallins lokal zu erhöhen, indem durch die Injektion eines Fluids unter hohem Druck von einer Bohrung aus Risse geschaffen, geöffnet und ausgebreitet werden. Die erzeugten Rissoberflächen in einem solchen Technisch-angelegten geothermalen System sollen in der Betriebsphase als unterirdische Wärmetauscherflächen dienen (Clauser & Elsner 2015). Über eine Injektionsbohrung wird ein Fluid als Arbeitsmedium in die Risse eingepumpt. Beim Durchströmen der Risse heizt sich das Fluid auf. Über eine Förderbohrung wird das erhitzte Fluid zu Tage gefördert und dazu genutzt über eine entsprechende Kraftwerksanlage Strom und Fernwärme zu generieren (s. Bild 1.1).

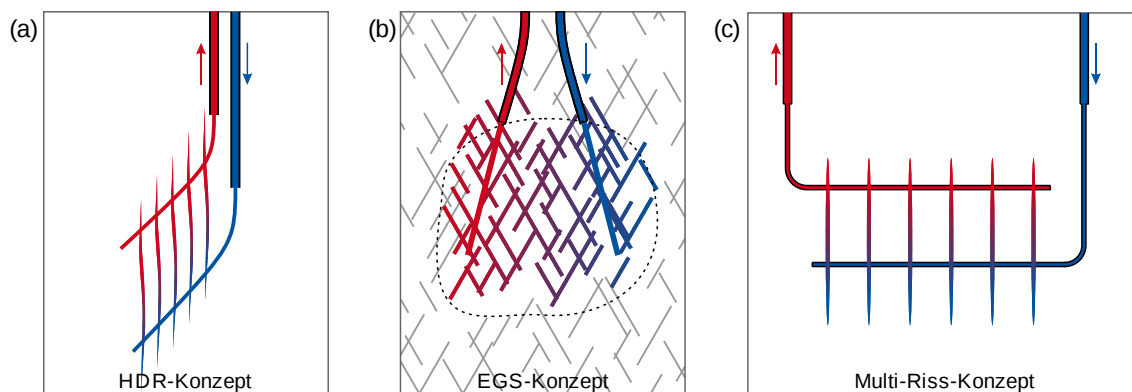


Bild 1.1: Verschiedene Erschließungskonzepte der Tiefengeothermie im kristallinen Grundgestein (nach: Jung 2013, Shiozawa & McClure 2014).

Insbesondere die prinzipielle Unabhängigkeit von (tiefen-)wasserführenden Schichten und lokalen Temperaturanomalien begründen die großen Erwartungen an dieses tiefengeothermale Verfahren (Dunchan & Brown 2002). Clauser & Elsner (2015) stellen in diesem Zusammenhang heraus, dass in Deutschland allein durch Technisch-angelegte geothermale Systeme ein wesentlicher Beitrag der Geothermie zur Stromerzeugung zu erwarten ist.

Aller Gewissheit über das enorme Potential von Technisch-angelegten Systemen zum Trotz, konnte in bisherigen Pilotprojekten zwar deren prinzipielle Machbarkeit aufgezeigt, aber kein nach wirtschaftlichen Maßstäben erfolgreicher Betrieb erreicht werden (s. Jung 2013). Die tatsächlich zu Tage geförderten Volumenraten an erhitztem Fluid sind wesentlich kleiner als die prognostizierten Förderraten. Dafür verantwortlich sind nach Jung (2013) die in den bisherigen Pilotprojekten zugrunde gelegten Erschließungskonzepte.

Das ursprüngliche Hot Dry Rock Konzept (HDR) sah vor, zwei geneigte Bohrungsstrecken durch mehrere vertikale, parallele Zugrisse zu verbinden (s. Bild 1.1 a). Diese sollten nacheinander mit kurzen Injektionsintervallen von unverrohrten Bohrungen aus durch hohe Injektionsdrücke erzeugt werden (s. Bild 1.2 a). Aufgrund der Erkenntnis, dass auch das kristalline Grundgebirge natürliche Risse enthält (Murphy 1985) und wegen immenser Probleme bei der Packertechnik, wurde dieses Konzept ab den 1980er Jahren weitestgehend verworfen und nicht mehr angewandt (Mc Clure & Horne 2014, Jung 2013).

In den späteren Projekten wurde stattdessen das Erschließungskonzept der sogenannten Enhanced Geothermal Systems (EGS) verfolgt. Beim EGS-Konzept wird darauf abgezielt, dass durch die Injektion über eine lange offene Bohrlochstrecke möglichst viele vorhandene Risse bei relativ geringen Injektionsdrücken abgeschert werden und dadurch ein räumlich ausgedehntes Rissnetzwerk entsteht (s. Bild 1.1 b und Bild 1.2 b).

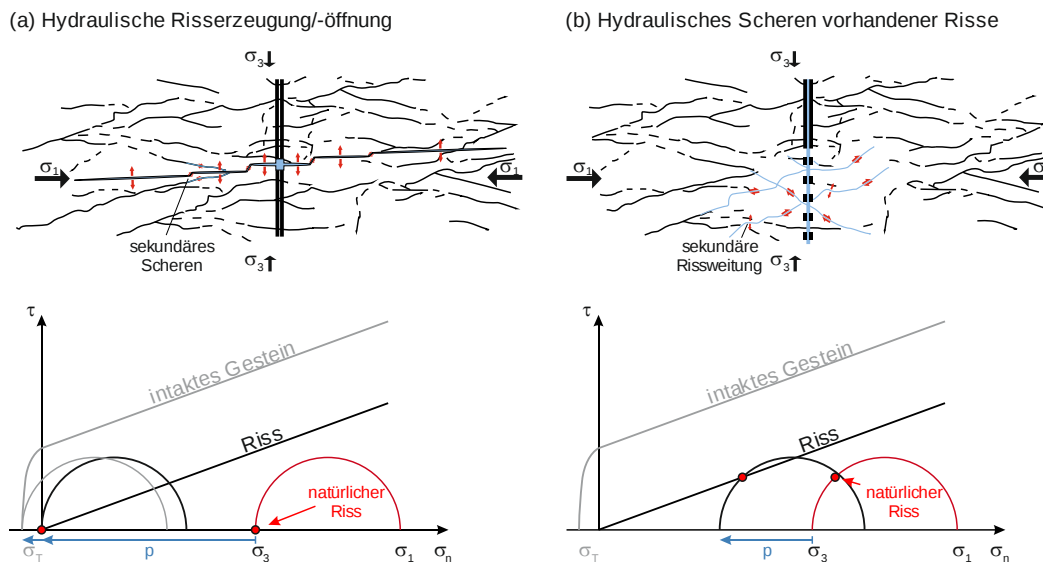


Bild 1.2: Stimationsmechanismen: (a) Hydraulische Risserzeugung und (b) hydraulisches Abscheren (nach Gischig & Preisig 2015).

Jung (2013), Mc Clure & Horne (2014) und Gischig & Preisig (2015) zeigen durch die Analyse verschiedener EGS-Pilotprojekte bzw. numerische Untersuchungen, dass es bei der Injektion in ein langes offenes Bohrloch nicht zuverlässig zum hydraulischen Abscheren von vielen Rissen, sondern öfter zur Öffnung und Ausbreitung weniger bzw. einzelner Hauptrisse kommt. Dieser Umstand ist ihrer Meinung nach der Grund dafür, dass die nach dem EGS-Konzept realisierten Pilotprojekte die prognostizierten Leistungen nie erreicht haben. Entsprechend schlagen sie vor, unter Ausnutzung der heute verfügbaren Horizontalbohr- und Packertechnik aus dem Bereich der Kohlenwasserstoffförderung wieder zur Anlage mehrerer paralleler (Zug-)Risse zurückzukehren (s. Bild 1.1 c, „Multi-Riss-Konzept“).

Die erfolgreiche Umsetzung eines Pilotprojekts nach diesem Multi-Riss-Konzept steht noch aus und erfordert vorab noch grundsätzliche Entwicklungsarbeiten (s. Clauser & Elsner 2015). Insbesondere gilt es, das Prozessverständnis zur hydraulischen Risserzeugung im kristallinen

Grundgestein weiter zu verbessern, um zuverlässigere Modellierungs- und Planungswerkzeuge für die hydraulische Erzeugung geothermal nutzbarer Rissysteme entwickeln zu können.

Bei der Verifizierung entsprechender Rechenmodelle zur hydraulischen Risserzeugung sind Abgleiche mit experimentell gewonnenen Daten unerlässlich. In-situ Versuche sind wegen der erforderlichen Tiefbohrungen sehr teuer und aufgrund der natürlichen Heterogenität des Untergrundes nicht reproduzierbar durchführbar. Daher sind entsprechende Experimente im Labormaßstab der geeignete Grundstein für die Entwicklung und die Verifizierung neuer Modelle zur Beschreibung der hydraulischen Risserzeugung.

Vor diesem Hintergrund wurde in dieser Arbeit ein Laborversuch entwickelt, in dem die Ausbreitung hydraulisch erzeugter Risse in dichten Gesteinen unter dreiaxialen Spannungszuständen simuliert werden kann. Durch verschiedene Versuchsreihen wurde die hydraulische Risserzeugung in einem Granitgestein untersucht. Durch die erste hier dargestellte Versuchsserie wird die Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse im neu entwickelten Versuch belegt. Im Weiteren werden die spezielle Injektionsprozedur sowie der Einfluss der Injektionsdauer, des Spannungsregimes und der Spannungsorientierung zur Rissebene untersucht. Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen können Empfehlungen für weitere Untersuchungen gegeben werden.

Die vorliegende Arbeit ist im Anschluss an die Mitarbeit im Verbundprojekt „Entwicklung eines Werkzeugs zur Auslegung von Hot Dry Rock Rissystemen“ (BMW-Projekt 0325167, s. Clauser et al. 2015) entstanden.

1.2 Gliederung der Arbeit

Wie im vorherigen Abschnitt dargestellt, wird in dieser Arbeit vor dem Hintergrund Technisch-angelegter geothermaler Systeme das Thema der hydraulischen Risserzeugung behandelt. Die hydraulische Risserzeugung stellt ein neues Forschungsfeld am Lehrstuhl für Geotechnik im Bauwesen dar. Entsprechend werden in Kapitel 2 zunächst einige Grundlagen zur hydraulischen Risserzeugung in kompakter Form zusammengestellt. Im Zuge einer einführenden Beschreibung der hydraulischen Risserzeugung werden die Ausgangssituation in-situ, die wesentlichen Einschränkungen der hier angestellten Untersuchungen und der Prozess von Rissentstehung und Risswachstum erläutert. Zusätzlich werden die relevanten Grundlagen der Rissmechanik eingeführt. Dann werden rudimentär die grundlegenden Modellansätze zur Beschreibung von Rissinitiation und Rissausbreitung vorgestellt. In Kapitel 3 wird die Entwicklung des Versuchsstands und des Versuchsablauf wiedergegeben. Die Gliederung dieses Abschnitts erfolgt entsprechend der verschiedenen Komponenten des Experiments: der Probe, der Fluidinjektion, dem Belastungsapparat und den mikroseismischen Messungen. In Kapitel 4 werden der aus den Vorversuchen entwickelte Versuchsablauf und die bei allen Versuchen vorgenommene Auswertungsprozedur vorgestellt. Auf diesen Grundlagen basierend werden in Kapitel 5 die Ergebnisse der Versuchsserien vorgestellt und serienweise analysiert. Im Kapitel 6 werden diese Versuche weitergehend analysiert. Es erfolgt eine gesamtheitliche Betrachtung der Versuche in

denen bohrlochtransversale Risse (Risse die in der Ebene senkrecht zur Bohrlochachse wachsen) erzeugt wurden und ein Abgleich mit einem einfachen analytischen Modell. Darauf aufbauend werden die Ergebnisse diskutiert und Empfehlungen für das Vorgehen bei Folgeuntersuchungen gegeben. Abschließend wird die Arbeit in Kapitel 7 zusammengefasst.

2 Grundlagen zur Hydraulischen Risserzeugung

2.1 Allgemeine Grundlagen

2.1.1 Was ist hydraulische Risserzeugung?

Als hydraulische Risserzeugung wird der Prozess beschrieben, bei dem Fluid unter Druck einen Riss öffnet, in ihm fortschreitet und ihn ausbreitet. In Bild 2.1 ist die Ausbreitung eines hydraulisch getriebenen Risses anhand von zwei aufeinander folgenden Momentaufnahmen im Längsschnitt schematisch dargestellt.

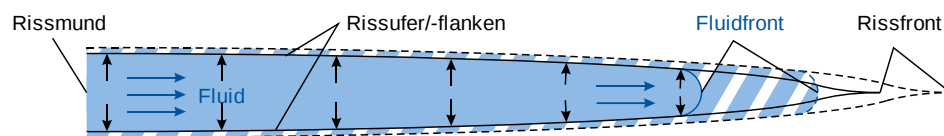


Bild 2.1: Schema eines hydraulisch getriebenen Risses.

Der Prozess der hydraulischen Risserzeugung wird technisch vorrangig dazu eingesetzt, um die Permeabilität des Untergrundes zur Gewinnung von Energieträgern (Kohlenwasserstoffe, erhitztes Fluid) zu erhöhen.

2.1.2 Technische hydraulische Risserzeugung - Verfahrensbeschreibung

Vor der hydraulischen Erzeugung bzw. Fortpflanzung von Rissen im tiefen Untergrund wird zunächst eine Bohrung abgeteuft. Je nach Bohrlochstabilität und vorgesehener Nutzung wird die Bohrung im Zielhorizont verrohrt oder offen ausgeführt. Entsprechend der später vorgestellten Versuche wird hier vereinfachend nur der Fall eines offenen Bohrlochs betrachtet.

Der Bohrlochabschnitt in dem durch hydraulischen Druck ein Aufreißen der Bohrlochwandung herbeigeführt werden soll, im folgenden Injektionsintervall genannt, wird mit Packern gegen die restliche Bohrlochstrecke abgegrenzt (s. Bild 2.2 a). Dann wird in das Injektionsintervall, meist mit konstanter Pumprate Q_p , Fluid eingepresst. Die Möglichkeiten die Ausbreitung der unterirdisch erzeugten Risse messtechnisch zu überwachen sind sehr begrenzt. Als oft einzige direkte Messgröße wird der Druck p im Injektionsintervall gemessen und, wie in Bild 2.2 b schematisch dargestellt, in Form einer „Druckkurve“ über der Zeit aufgetragen. Der im Injektionsintervall gemessene Druck p stellt meist die einzige direkte Messgröße während der Maßnahme dar.

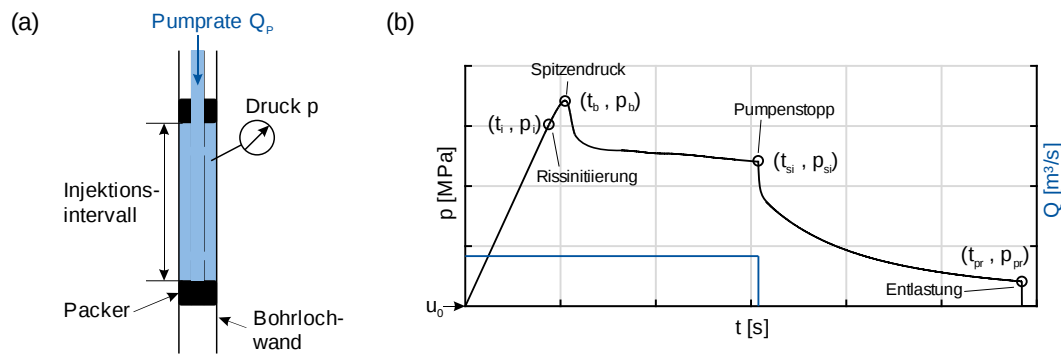


Bild 2.2: Hydraulisches Aufbrechen: (a) Injektionsintervall und (b) Druck und Injektionsrate.

Der Prozess der hydraulischen Risserzeugung kann anhand einiger charakteristischer Punkte der Druckkurve in verschiedene Phasen bzw. Zeitbereiche eingeteilt werden.

Vor der Injektion entspricht der Druck p im Injektionsintervall theoretisch dem Porendruck u_0 in der Tiefenlage des Injektionsintervalls bzw. dem Druck aus der Fluidsäule im Injektionsstrang. Dann wird durch die Injektionspumpe Fluid in das Injektionsintervall eingepresst. Bei ausreichend hoher Pumprate Q_p übersteigt der Fluideintritt in das Injektionsintervall die Fluidverluste in den Porenraum des Gesteins und der Druck p steigt steil und ungefähr linear an.

Im Idealfall kann an der Abweichung des Drucks vom linearen Verlauf der Beginn der Rissbildung an der Bohrlochwand festgemacht werden. Dieser Punkt wird bei der hydraulischen Risserzeugung als Rissinitiationszeitpunkt t_i , der zugehörige Druckwert als Initiierungsdruck p_i bezeichnet. Die Steifigkeit des Bohrlochs wird durch den Rissbildungsprozess verringert, so dass zunehmend Fluid aus dem Injektionsintervall in den sich bildenden Riss austreten kann.

Der Druckverlauf flacht weiter ab und erreicht den Spitzendruck p_b (Index b von engl. break-down). Zu diesem Zeitpunkt t_b entweicht je Zeiteinheit theoretisch genauso viel Fluid aus dem Injektionsintervall, wie von der Pumpe mit konstanter Pumprate Q_p hineingepresst wird. Bei konstanter Pumprate kann der Druck dann nicht mehr gesteigert werden. Hier beginnt die Phase des hydraulisch getriebenen Rissfortschritts. Dabei fällt der Druck nach t_b zunächst steiler werdend dann verlangsamt und später anhaltend flach ab. Der Riss breitet sich folglich zunächst schneller und dann langsamer aus.

Mit dem Pumpenstopp und dem Einschluss (engl. shut-in) des Fluids in den Injektionsstrang und den Riss zum Zeitpunkt t_{si} , fällt der Druck aufgrund des Wegfalls der Strömungswiderstände spontan ab. Durch den Ausgleich des Drucks auf ein statisches Niveau und die Migration von Fluid ins Gestein fällt der Druck kontinuierlich weiter ab und die Rissweite geht zurück. Zur Druckentlastung (engl. pressure relief) wird der Injektionsstrang geöffnet und der Druck fällt vom zu diesem Zeitpunkt t_{pr} noch anstehenden Druck p_{pr} auf den Ausgangsdruck u_0 ab.

2.1.3 Randbedingungen und diesbezügliche Annahmen

Die in-situ Ausgangssituation vor der Injektion ist durch den Zielhorizont (Festgestein, Trennflächen, Fluidkomponente, Temperaturregime, Tektonik), die Orientierung des Injektionsintervalls bzw. der Bohrung und den eingesetzten Packer definiert. Um das betrachtete Problem zunächst einzugrenzen, wurden in dieser Arbeit einige grundlegende Annahmen getroffen und der Umfang an zu berücksichtigenden Einflüssen vorab vereinfachend reduziert. So sind die folgenden Betrachtungen (unter Voraussetzung eines kontinuierlichen Kristallins im petrothermalen Zielhorizont) auf den idealisierten Fall eines homogenen, isotropen und gering permeablen Festgesteinskontinuums ohne Trennflächen beschränkt. Darüber hinaus werden der Einfluss anderer Fluide als desjenigen, das zur Risserzeugung eingepumpt wird, und Temperatureinflüsse vernachlässigt. Der Packereinfluss wurde im Rahmen des Versuchsentwicklungsfortschritts minimiert (s 3.2.3) und wird im Weiteren vernachlässigt. Als maßgebliche Randbedingungen verbleiben der Ausgangsspannungszustand im Zielhorizont und die Orientierung des Injektionsintervalls relativ zu den Hauptspannungen.

In der Erdkruste herrschen außer an Bohrungen und hydraulisch getriebenen Rissen nur Druckspannungen vor (Zoback 2007). Dabei entspricht die Überlagerungsspannung σ_v bei vernachlässigbarem Einfluss der Topologie einer der drei Hauptspannungen ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$). Die anderen beiden Hauptspannungsrichtungen sind dann parallel zur Horizontalen ($\sigma_H > \sigma_h$). Anhand der betragsmäßigen Relation von σ_v , σ_H und σ_h werden die in Bild 2.3 dargestellten Hauptspannungsregime unterschieden.

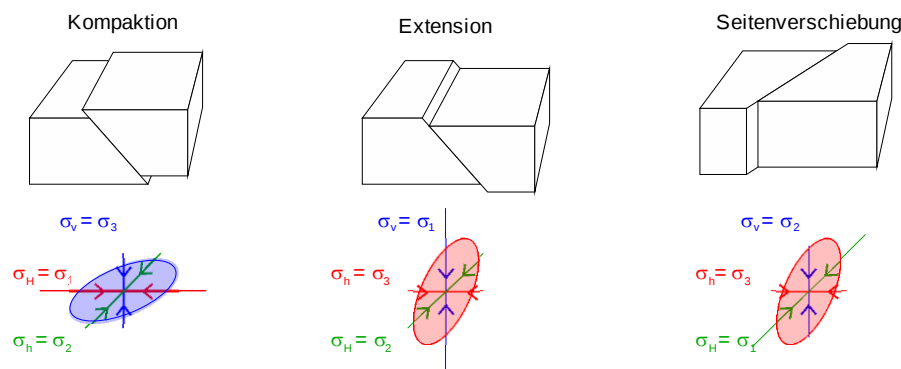


Bild 2.3: Spannungsregime ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$), zugehörige Faltungsmechanismen und Vorzugsebene der Rissausbreitung (nach Zoback 2007).

Hubbert & Willis (1957) beweisen, dass sich hydraulische Risse in einiger Entfernung vom Bohrloch immer gegen die minimalen Druckspannung σ_3 öffnen und in der Ebene normal zu σ_3 fortschreiten. Diese Vorzugsebene der Rissausbreitung ist in Bild 2.3 für die drei Hauptspannungsregime eingetragen.

Die Lage der Rissinitiiierung am Injektionsintervall infolge p ist durch die lokale Beanspruchungssituation bestimmt. In dieser Arbeit werden nur solche Fälle betrachtet, bei denen die

Bohrlochachse parallel zu einer der Hauptspannungsrichtungen ist und die Ebene der Rissinitiierung mit der Vorzugsebene der Rissausbreitung übereinstimmt.

Nach Hubbert & Willis (1957) entstehen, wenn der gesteigerte Druck p einen kritischen Wert erreicht, an einer Bohrung mit glatter Wandung immer zwei gegenüberliegende bohrlochparallele Rissflügel (s. Bild 2.4 a). Die Lage der Rissspuren ist durch den Ort der minimalen Umfangsspannungen am Bohrloch bestimmt (s. 2.3.1).

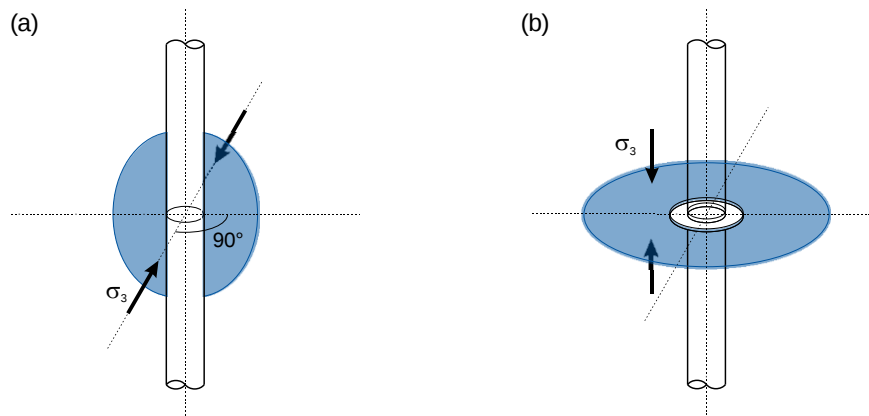


Bild 2.4: Betrachtete Riss-Bohrloch-Konfigurationen: Bohrlochparalleler und –transversaler Riss, beide konform zu σ_3 initiiierend.

Für das Multi-Riss-Konzept (s. Bild 1.1 c) ist insbesondere das Szenario eines in der Ebene senkrecht zum Bohrloch initiiierenden und axialsymmetrisch wachsenden Risses von besonderer Bedeutung (s. Bild 2.4 b). Die Entstehung eines solchen bohrlochtransversalen Risses ist, wie schon Hubbert & Willis (1957) bemerken, am Bohrloch nur dann möglich, wenn der Fluiddruck p in axialer Richtung auf das umgebende Material einwirken kann. Bei einer sonst glatten Bohrlochwand muss im Versuch daher eine bohrlochtransversale Angriffsfläche für das Fluid geschaffen werden (s. 3.1.3), um solche Risse zu erzeugen.

Andere Fälle, bei denen der Riss am Bohrloch nicht konform zur bzw. in der Vorzugsebene des Risswachstums initiiert und sich daher während des Fortschritts umorientieren muss, werden in dieser Arbeit nicht betrachtet.

2.1.4 (Hydraulische) Rissbildung und Fluideintritt

Entgegen der Vorstellung, die klassischen Versagenshypothesen zugrunde liegt, entsteht ein Riss nicht schlagartig sondern in einem zeitlich (ggf. sehr schnell) ablaufenden Prozess. Dabei spielt das Vorhandensein natürlicher Fehlstellen im Material eine wichtige Rolle. Auch intaktes Festgestein kann auf der Mikrostrukturskala als von Natur aus rissbehaftet angesehen werden, d.h. im Festgestein sind kleinste Risse und Fehlstellen enthalten (Mikrorisse, Korngrenzen, Poren).

Damit ein Fluid einen Riss vorantreiben kann muss dieser soweit geöffnet sein, dass das Fluid in ihn eintreten kann. Ein solcher Riss wird hier als Makroriss bezeichnet und muss bei einer intakten Probe erst durch die Steigerung des hydraulischen Drucks im Injektionsintervall gebildet werden.

Die Bildung von Makrorissen in Gestein wird allgemein (z.B. durch Atkinson 1987) so beschrieben: An Korngrenzen, Versetzungen in den Mineralen und an Poren treten bei einer Belastungsänderung Spannungsspitzen auf, die zur Bildung von Mikrorissen führen. Selbige dienen dann auch wieder als Spannungskonzentratoren. Wird das Material, wie beispielsweise an der in Bild 2.5 dargestellten, auf Zug beanspruchten Kerbe, lokal stark gedehnt, entstehen weitere Mikrorisse.

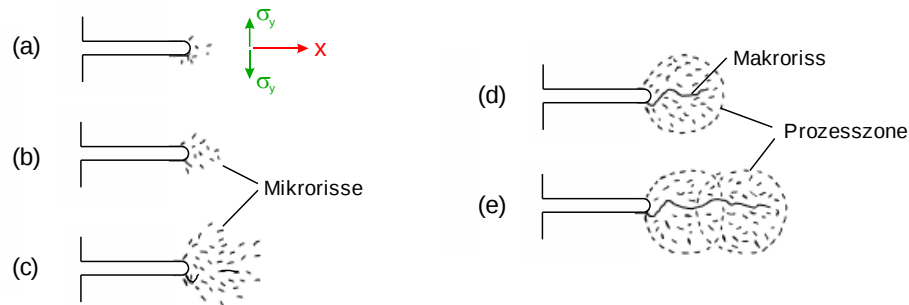


Bild 2.5: Bildung eines Makrorisses an einer zugbeanspruchten Kerbe in Gestein (nach Atkinson 1987).

Im Bereich der höchsten Beanspruchung, im Beispielfall also vor der Kerbspitze, erhöht sich die Mikrorissdichte am stärksten (a, b) und einzelne Mikrorisse verbinden sich (c). Ist durch mehrere Mikrorisse ein kontinuierlicher Makroriss entstanden („Perkolation“, d), kann vor der Kerbe keine Zugspannung mehr übertragen werden. Die Spannungskonzentration verlagert sich an die Spitze des entstandenen Makrorisses. Bei entsprechender Belastung setzt sich dieser Prozess fort. Die Prozesszone, in der sich aus mehreren Mikrorissen ein Makroriss bildet, wandert dabei mit der Spitze des Makrorisses (e). Diese Vorstellung zur Bildung von Makrorissen ist für eine Vielzahl von Gesteinen experimentell bestätigt (s. bspw. Hoagland et al. 1973, Labuz et al. 1985, Labuz et al. 1987).

Die Zugbeanspruchung an der Risskerbe in Bild 2.5 kann auch durch die Wirkung eines hydraulischen Drucks im Kerbinneren verursacht werden. Wie weit ein so entstehender Makroriss sein muss, damit ein Fluid eintreten und diesen von innen belasten kann, hängt maßgeblich von der Viskosität des Fluids ab. Zoback et al. (1977) haben das an zwei theoretischen Extremfällen verdeutlicht (s. Bild 2.6 a und b).

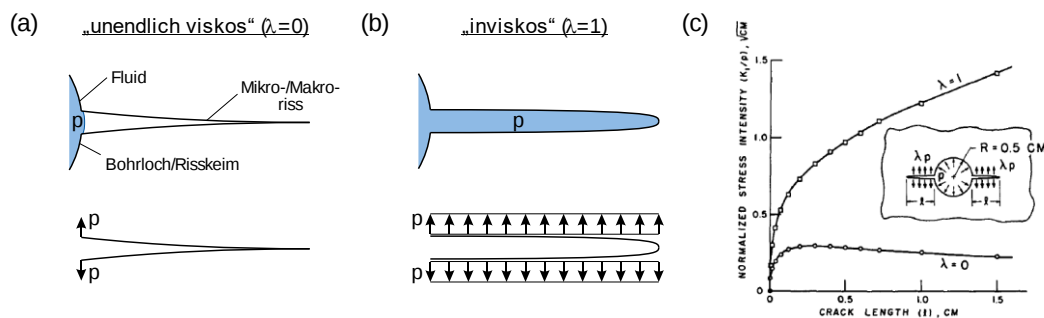


Bild 2.6: Schematisierte Belastung eines Risses durch ein (a) unendlich viskoses und (b) unendlich dünnflüssiges Fluid; (c) Entwicklung der normierten Rissspitzenbeanspruchung K_I/p bei zunehmender Risslänge für beide Fälle (nach Zoback et al. 1977).

Ein unendlich viskoses Fluid würde auch bei sehr hohem Druck p nicht in die weiteste Rissöffnung eintreten. Die Belastung auf den Riss kann für diesen Fall durch zwei am Rissmund angreifenden Einzellasten abstrahiert werden (s. Bild 2.6 a). Ein vollkommen inviskoses Fluid hingegen würde selbst im dünnsten Riss bis an dessen Spitze vordringen (Bild 2.6 b). Der Druckgradient vom Injektionsintervall zur Rissspitze hin wäre Null, der Druck normal zu den Rissflanken über der gesamten Risslänge konstant.

In Bild 2.6 c sind für die beiden „theoretischen“ Rissbelastungsfälle die Verläufe der Rissspitzenbeanspruchung, ausgedrückt durch den mit dem Druck p normierten Spannungsintensitätsfaktor K_I (s. Abschnitt 2.2), bei zunehmender Risslänge dargestellt. Bei einem inviskosen Fluid ($\lambda = 1$) steigt die Rissspitzenbeanspruchung beständig an. Der für den Rissfortschritt erforderliche Druck nimmt nach dem einmaligen Erreichen eines kritischen Wertes beständig mit zunehmender Risslänge ab. Beim unendlich viskosen Fluid ($\lambda = 0$), das nicht in den Riss eindringen kann, fällt die Rissspitzenbeanspruchung mit der Risslänge. Um den Riss fortzupflanzen muss der Fluidruck schon nach einer kurzen Phase der Rissausbildung anhaltend erhöht werden.

Bezogen auf den Prozess der Rissbildung ist festzuhalten, dass ein gering viskoses Fluid vom Bohrloch bzw. Risskeim in weniger weitgeöffnete Risse eintreten kann als ein viskoseres Fluid.

Wie in Bild 2.7 schematisch dargestellt, ist der Rissbildungsprozess in der Druckkurve in Abhängigkeit der Fluidviskosität kaum oder sehr deutlich zu erkennen.

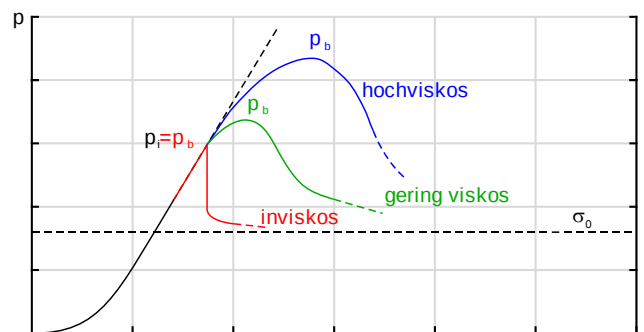


Bild 2.7: Einfluss der Viskosität auf den Rissbildungsprozess bzw. den Unterschied zwischen p_i und p_b (schematisch, nach Lhomme 2005).

Bei einem inviskosen oder sehr gering viskosen Fluid sind der Rissinitiationsdruck p_i und der Spitzendruck p_b nicht voneinander zu trennen. Das „Versagen“ kündigt sich nicht an und erfolgt schlagartig. Je höher die Viskosität bei sonst gleichen Parametern ist, desto deutlicher wird der Prozess der Rissbildung sichtbar. Der Unterschied zwischen p_i und p_b wird mit steigender Viskosität größer und der Druckabfall erfolgt kontinuierlicher.

2.1.5 Hydraulisch getriebene Rissausbildung

Als Ergebnis der Rissbildung an der Bohrlochwand bzw. am Risskeim liegt im idealisierten Fall ein einzelner Makroriss vor, in den zum Zeitpunkt t_b so viel Fluid eintreten kann, dass der Druck p durch die Injektion mit $Q_P = \text{konst.}$ nicht weiter gesteigert werden kann. Durch das eintretende

Fluid breitet sich dieser Riss aus. Dabei laufen parallel und sich gegenseitig beeinflussend die in Bild 2.8 schematisch dargestellten Prozesse ab.

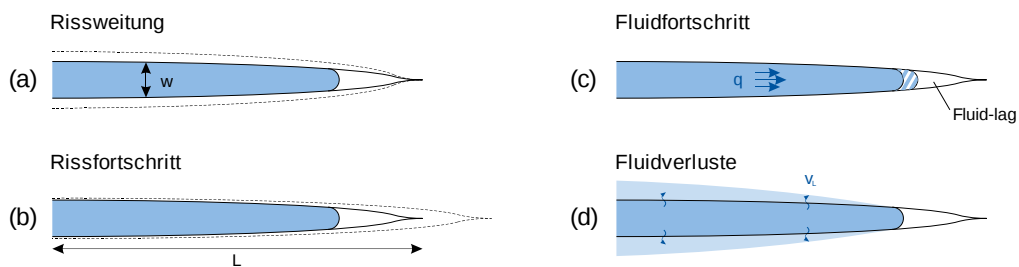


Bild 2.8: Einzelprozesse beim hydraulisch getriebenen Rissfortschritt (nach Weijers 1995).

Durch den Fluiddruck p auf die Rissflanken wird der Riss geweitet (a). Die tatsächliche Belastung eines hydraulisch getriebenen Risses liegt zwischen den in Bild 2.6 beschriebenen Extremfällen und variiert mit dem Rissfortschritt. Medlin & Masse (1984), van Dam et al. (1998) und Bunger et al. (2005) zeigen experimentell, dass die Risspitze der Fluidfront zunächst vorseilt und im frühen Risswachstum ein „fluidfreier“ Risspitzenbereich vorliegt. Die Länge dieser fluidfreien Spitze (engl. fluid-lag) wird mit dem Rissfortschritt kleiner und ist nach einer gewissen Injektionszeit vernachlässigbar gering (s. z.B. Garagash 2006). Die Risspitzenbeanspruchung ist umso größer, je näher die Fluidfront an die Risspitze heranreicht und je höher der wirkende Fluiddruck ist. Bei einer gewissen Beanspruchung schreitet die Risspitze unter der Bildung neuer Rissoberfläche fort (b). Das Fluid strömt fortwährend zur Risspitze hin (c). Da der Strömungswiderstand von der Rissweite abhängt, variiert der Druck p vom Rissmund hin zur Risspitze. Ein Teil des Fluids migriert über die Rissflanken in den Gesteinsporenraum (d).

Vereinfachend werden andere Prozesse hier vernachlässigt. Die maßgeblichen Einflüsse auf die berücksichtigten Prozesse sind die Pumprate Q_P , die Fluidviskosität μ , die Normalspannung auf die Rissebene σ_0 und der Widerstand gegen die Rissfortpflanzung (K_{Ic}), die Verformbarkeit (E , ν) sowie die Permeabilität K des Materials, in dem der Riss entsteht.

Die zur Bildung eines Makrorisses ins System einzubringende Energie ist in der Regel größer als die erforderliche Energie einen solchen Riss voranzutreiben. Daher fällt der Druck p , wie in Bild 2.2 und Bild 2.7 dargestellt, nach dem Erreichen des Spitzendrucks p_b zunächst steiler und dann flacher ab. Der Riss wächst entsprechend zwischenzeitlich schneller und dann wieder langsamer voran. Dadurch, dass sich das vorab im Injektionsstrang und -intervall komprimierte Fluid ab t_b in das zusätzlich zur Verfügung stehende und wachsende Rissvolumen entfalten kann, wird das Risswachstum zwischenzeitlich zusätzlich beschleunigt. Im flach abfallenden Bereich der Druckkurve ist der Dekompressionseinfluss dann vernachlässigbar gering und die Pumprate Q_P bestimmt die Rissvolumenzunahme.

2.1.6 Injektionsstopp und Riss schließen

Nach dem Stopp der Injektionspumpe fällt der Druck im Injektionsintervall initial um einen gewissen Betrag ab. Diese spontane Druckänderung wird allgemein dem Wegfall der

Strömungswiderstände im Riss zugeschrieben (s. z.B. Yew 1997). Der Druck im System aus Riss und Injektionsstrang gleicht sich an. Durch die Versickerung von Fluid über die Rissflanken ins Gestein und gegebenenfalls vorhandene Leckagen wird der Druck im System langsam geringer. Mit dem Nachlassen des Drucks im Riss geht die Rissweite zurück. Unterschreitet der Druck im Riss die minimale Hauptspannung bzw. Normalspannung auf die Rissebene (σ_0) schließt sich der Riss.

Ist eine spätere Nutzung der erzeugten Zugrisse vorgesehen, sind Maßnahmen zu ergreifen, durch die die Risse in einem ausreichenden Maß dauerhaft offen gehalten werden können. In der Regel werden dazu Stützmittel in den Riss eingepumpt bevor der Fluidruck voll abgelassen wird. Beim Ablassen des Drucks setzen sich die Rissflanken auf den Stützkörnern ab. Derartige „Nachbehandlungen“ der Risse sind nicht weiter Gegenstand dieser Arbeit.

2.2 Grundlagen der Bruchmechanik

Die Bruchmechanik beschäftigt sich mit dem Versagensprozess von spröden Feststoffen, das mit der Teilung des Kontinuums oder Körpers und der Bildung neuer Oberflächen einhergeht. Das Wachsen der neuen Oberflächen wird allgemein als Rissfortschritt bezeichnet. Mit den Mitteln der Bruchmechanik kann geklärt werden, bei welcher Belastung ein Riss einer bestimmten Länge, voranschreitet. Aus diesem Grunde haben bruchmechanische Konzepte Einzug in die Modellierung des hydraulisch getriebenen Risswachstums erhalten. Im Folgenden werden die als notwendig erachteten Grundlagen der Bruchmechanik komprimiert wiedergegeben. Ein umfassenderer Einblick in die verschiedenen Bereiche der Bruchmechanik wird z.B. durch Gross & Selig (2011) gegeben.

2.2.1 Modellvorstellung und Rissmodi

Grundsätzlich setzt die Bruchmechanik das Vorhandensein eines (beliebig kleinen oder großen) Risses voraus. Dieser weist eine im Vergleich zu seiner flächigen Ausdehnung vernachlässigbar geringe Weite auf. Die Belastungssituation eines Risses kann durch die Kombination der drei in Bild 2.9 dargestellten Rissmodi beschrieben werden.

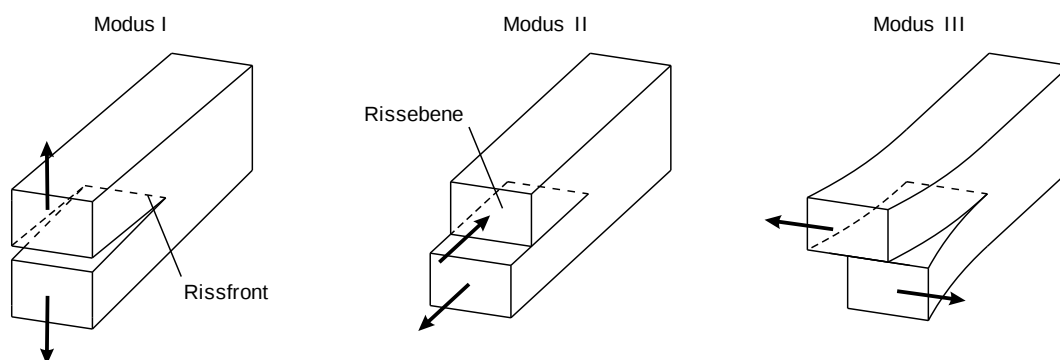


Bild 2.9: Die grundlegenden Rissöffnungsarten o.a. Rissmoden (nach Gross & Selig 2011).

Der Rissmodus I beschreibt die Öffnung eines Risses infolge einer Zugbeanspruchung normal zur Rissebene. Der durch Scherung in Rissfortschrittsrichtung fortschreitende Riss stellt den Rissmodus II dar. Erfolgt der Rissfortschritt durch eine Scherung in der Ebene rechtwinklig zur Rissfortschrittsrichtung liegt Rissmodus III vor.

Für die hydraulische Risserzeugung stellt der Rissmodus I den zutreffenden Modus dar (Jung 1986). Die Innenbelastung eines Risses durch einen Fluiddruck kann durch eine äquivalente von außen angreifende Zugspannungsbelastung abstrahiert werden.

Die beiden anderen Modi gewinnen an Bedeutung, wenn sich ein Riss nicht in seiner ursprünglichen Ebene ausbreitet und werden in dieser Arbeit unter den oben genannten Einschränkungen nicht weiter betrachtet. Des Weiteren wird in dieser Arbeit vorausgesetzt, dass die Betrachtung des Risses im ebenen Verzerrungszustand (kurz: EVZ) gerechtfertigt ist (s. Atkinson 1987).

2.2.2 Grundzüge der Linear elastischen Bruchmechanik

Die linear elastische Bruchmechanik (kurz: LEBM) setzt voraus, dass im gesamten Feststoff um den Riss herum linear-elastisches Materialverhalten vorherrscht. Das bedingt, dass die Spannungen an der Spitze eines vernachlässigbar dünnen Risses mit unendlich kleinem Risspitzenradius singular werden. Ein natürliches Material erträgt keine unendlichen Spannungen und gibt diesen nach. Der Ansatz der LEBM ist dem entsprechend streng genommen nur gerechtfertigt, wenn die Prozesszone und der Bereich nichtlinearen Materialverhaltens im Vergleich zur Rissausdehnung vernachlässigbar klein sind.

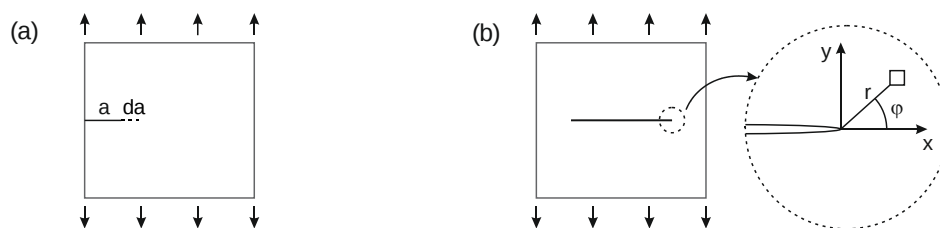


Bild 2.10: Riss im Modus I am Rand (a) und in der Mitte (b) einer Scheibe (nach Gross & Selig 2011).

Energetisches Rissfortschrittskriterium

Das grundlegendste Rissfortschrittskriterium geht auf die energetischen Betrachtungen von Griffith (1921) zurück. Zur Klärung der Rissfortschrittsfrage wird die Energiebilanz an einem ebenen Riss betrachtet (s. Bild 2.10 a). Ein ebener (Zug-)riss der Länge a wächst um das Inkrement da , wenn die dabei freigesetzte Energie $-dII$ ausreicht, die neue Rissoberfläche der Größe $2 \cdot da$ zu erzeugen. Bei der Bildung von Rissfläche muss vorhandene Energie in die Bildung der Rissoberfläche eingehen. Die erforderliche Energie zur Rissflächenbildung ist abhängig vom Rissinkrement da und von der spezifischen Bruchflächenenergie γ des Materials. So lautet das energetische Rissfortschrittskriterium:

$$G_I = -\frac{d\Pi}{da} = G_{Ic} = 2\gamma. \quad (2.1)$$

Die Energiefreisetzungsrate G_I und die Bruchenergie G_{Ic} haben die Einheit einer strecken- bzw. flächenbezogenen Kraft und werden deshalb auch als Rissausbreitungskraft bzw. als Risswiderstandskraft bezeichnet. Der Index I kennzeichnet den betrachteten Rissmodus I.

Spannungsintensitätsfaktoren / K-Konzept

Betrachtet man das Spannungsfeld an der Rissspitze aufbauend auf der linearen Elastizitätstheorie kann gezeigt werden, dass die Spannungen dort bis auf einen Faktor K immer gleich verlaufen (s. z.B. Gross & Selig 2011). Dieser K-Faktor wird auch als Spannungsintensitätsfaktor bezeichnet und als Zustandsgröße genutzt. Der Betrag von K ist ein Maß für die „Stärke“ der Spannungssingularität an der Rissspitze (Gross & Selig 2011). Der Faktor K_I beschreibt die Spannungsintensität an der Rissspitze eines Zugrisses (Modus I). Für den in Bild 2.10 b dargestellten ebenen Riss und das gegebene Koordinatensystem, ergibt sich beispielsweise die Normalspannung $\sigma_y(r, \varphi)$ in der Nähe der Rissspitze zu

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos(\varphi/2) \cdot (1 + \sin(\varphi/2) \sin(3\varphi/2)). \quad (2.2)$$

Die Größe der Spannungsintensitätsfaktoren ist neben der Höhe der Belastung maßgeblich von der Geometrie des rissbehafteten Problems abhängig. Ist das Spannungsfeld am Riss bekannt (z.B. aus FEM-Rechnungen), kann der Spannungsintensitätsfaktor (hier beispielsweise der Modus I) zu

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} (\sigma_y (2\pi r)^{1/2}) \text{ bei } \varphi = 0^\circ \quad (2.3)$$

ermittelt werden. In Tabellenwerken und Lehrbüchern (s. z.B. Gross & Selig 2011) stehen für eine Vielzahl von einfachen Rissproblemen Lösungen zur Bestimmung der Spannungsintensität K bereit. Beispielsweise beträgt K_I für einen ebenen, kreisrunden Riss mit Radius R und konstanter Innendruckbelastung p :

$$K_I = \frac{2p}{\pi} \sqrt{\pi R}. \quad (2.4)$$

Ein reiner Modus-I Riss schreitet fort, wenn gilt:

$$K_I = K_{Ic} \quad (2.5)$$

Darin ist K_{Ic} [MPa·m^{1/2}] der materialspezifische kritische Spannungsintensitätsfaktor für den Rissmodus I. Für den (2.4) zugrunde liegenden Kreisschlitz mit konstantem Innendruck wird aus (2.5) ersichtlich, dass die Höhe des kritischen Innendrucks mit zunehmender Risslänge abnimmt.

Äquivalenz der Konzepte

Die Kenn- und Zustandsgrößen der beiden vorgestellten Konzepte können bei Gültigkeit der linearen Elastizitätstheorie ineinander überführt werden. Für den Zugriss im EVZ gilt beispielsweise:

$$G_I = K_I^2(1 - \nu^2)/E. \quad (2.6)$$

Darin sind E der Elastizitätsmodul und ν die Querdehnzahl des Materials. Sowohl die spezifische Bruchflächenenergie γ als auch die Risszähigkeit K_{Ic} (s. 3.1.2) eines Materials können experimentell ermittelt werden.

2.2.3 Kohäsionszonenmodell

Die grundsätzliche Annahme der linear elastischen Bruchmechanik, dass die Prozesszone vernachlässigbar klein ist, kann in Gestein, vor allem im Labormaßstab, nur bedingt als gerechtfertigt angesehen werden. Daher soll hier kurz ein alternativer Ansatz der nicht-linearen Rissmechanik vorgestellt werden.

Das Prinzip des sogenannten Kohäsivzonenmodells (Barenblatt 1962) ist in Bild 2.11 a für einen von außen belasteten Zugriss verdeutlicht. Die Rissflächenbildung wird hier als graduelle Schädigung des Materials im Bereich vor der Spitze des „echten“ Risses behandelt. Erreicht die Zugspannung vor der Risspitze den Wert der Zugfestigkeit σ_T beginnt das Material aufzuweichen. Das Aufweichen des Materials (engl. „tension-softening“) wird durch eine Beziehung zwischen der übertragbaren Zugspannung σ zur Rissöffnung Δ beschrieben (s. Bild 2.11 b). Bei einer bestimmten charakteristischen Rissweite δ_c können keine Zugspannungen mehr übertragen werden und die Rissflanken sind vollständig getrennt. Die Kraftübertragung im Nachbruchverhalten eines Gesteins bei Zugbeanspruchung kann beispielsweise mit dehnungsgesteuerten direkten Zugversuchen ermittelt werden (Labuz et al. 1985).

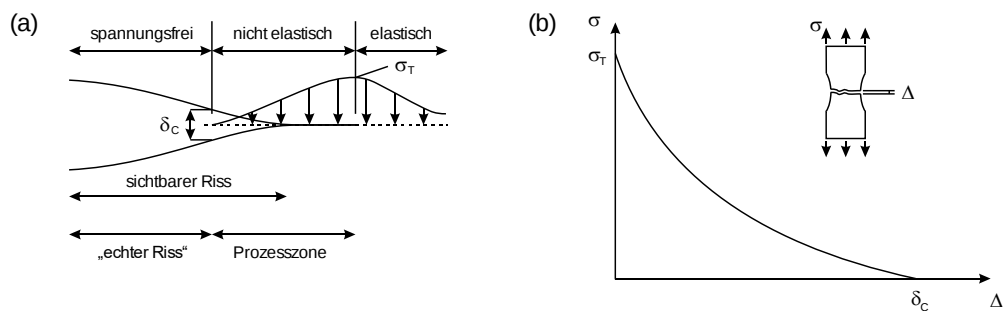


Bild 2.11: a) Rissspitzenfeld des Kohäsivzonenmodells, b) Schematische „Strain-Softening“-Kurve aus direktem Zugversuch (nach Ingraffea 1987).

Das Kohäsionszonenmodell stellt für granulare bzw. grobkristalline Materialien wie Granitgestein einen realistischeren Ansatz dar als das Konzept der Spannungsintensitätsfaktoren. Das Auftreten der kohäsiven Kräfte kann für solche Gesteine so erklärt werden, dass die Rissflanken im Bereich

vor der sichtbaren Rissspitze stellenweise noch durch Materialbrücken kraftschlüssig miteinander verbunden sind (Gross & Seelig 2011, Ingraffea 1987). Einhergehend mit der glatt schließenden Rissspitze tritt beim Kohäsionszonenmodell keine Spannungssingularität auf. Der maximale Spannungsbetrag wird auf ein erträgliches Maß (σ_T) begrenzt. Das Kohäsivzonenmodell ist zur Implementierung in numerischen Modellen gut, für einfache analytische Modelle aber nicht geeignet.

2.2.4 Stabiles und instabiles Risswachstum

Bezüglich der Gleichgewichtslage eines kritisch beanspruchten Risses, d.h. eines Risses für den das Rissfortschrittskriterium erfüllt ist, wird zwischen stabilem und instabilem Rissfortschritt unterschieden. Ein Riss schreitet stabil voran, wenn dem System für den weiteren Rissfortschritt weitere Energie hinzugeführt werden muss. Ist das nicht der Fall, weil ein Überschuss an Energie zur Bildung neuer Rissoberfläche zur Verfügung steht, schreitet der Riss instabil voran. Letzterer Umstand ist entgegen der obigen Darstellung des grundlegenden energetischen Bruchkriteriums möglich. Zum einen steigt der Risswiderstand ,R‘ bei einigen Materialien mit dem Rissfortschritt zunächst an. Zum anderen wird in einem realen Belastungssystem bis zum Erreichen der kritischen Last für den Rissfortschritt, selber mehr oder weniger Energie gespeichert. Berücksichtigt man diese Tatsachen kann formal an der Relation der Änderung der Risskraft/ Rissenergiefreisetzungsrates und des Risswiderstandes unterschieden werden, ob ein kritisch beanspruchter Riss stabil oder instabil fortschreitet:

$$\begin{aligned} \frac{dG_I}{da} &< \frac{dR}{da} \quad , \text{ stabile Gleichgewichtslage} \\ \frac{dG_I}{da} &= \frac{dR}{da} \quad , \text{ labile Gleichgewichtslage} \\ \frac{dG_I}{da} &> \frac{dR}{da} \quad , \text{ instabile Gleichgewichtslage.} \end{aligned} \tag{2.7}$$

Nimmt beispielsweise die Energiefreisetzungsrates mit zunehmender Risslänge stärker zu als die Risswiderstandskraft tritt instabiles Risswachstum ein. Die Fallunterscheidung (2.7) lässt sich analog durch K-Faktoren ausdrücken. Instabiles Risswachstum kann sehr hohe Rissfortschrittsgeschwindigkeiten erreichen. Es ist nur bedingt kontrollierbar und in Laborversuchen deshalb unerwünscht bzw. möglichst zu begrenzen.

Jung (1986) untersucht die Frage nach den Bedingungen für stabilen bzw. instabilen Rissfortschritt bei der hydraulisch getriebenen Rissausbreitung. Vereinfachend betrachtet er dazu einen ebenen vollständig mit Fluid gefüllten Riss der Länge a bei konstantem Innendruck p . Unter Verwendung bekannter Lösungen für diesen Problemfall beschreibt er den kritischen Druck p_c bei dem das Rissfortschrittskriterium nach (2.5) erfüllt ist, in Abhängigkeit des Rissvolumens V . Entgegen der in Abschnitt 2.2.2 implizierten Annahme, dass die Rissausbreitungsenergie allein aus der Verformungsenergie des beanspruchten Kontinuums bereitgestellt wird, ist auch im komprimierten Fluid und dem Injektionssystem aus Pumpe und Leitungen elastische Energie

gespeichert. Dabei hängt die (Energie-)„Speicherfähigkeit“, in Bild 2.12 a durch eine fiktive Feder symbolisiert, vom fluidgefüllten Injektionssystem ab. Den Effekt der Speicherfähigkeit dV/dp auf die Stabilität eines hydraulisch getriebenen Risses stellt Jung (1986) wie in Bild 2.12 b dar.

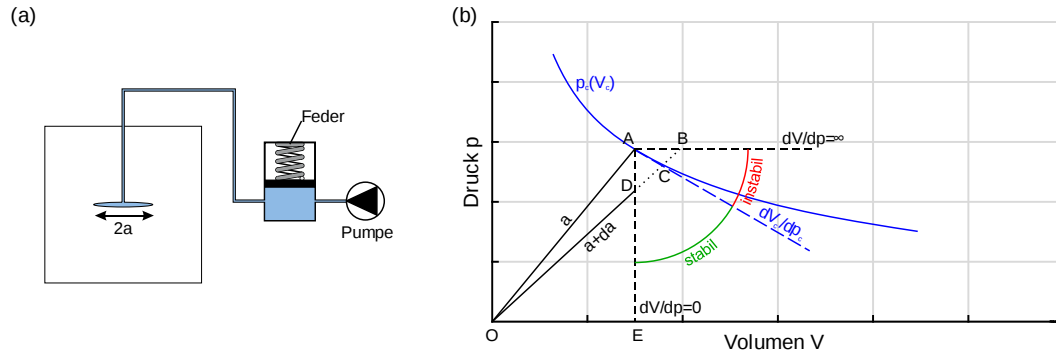


Bild 2.12: (a) Schema zur Nachgiebigkeit des Injektionssystems, (b) Stabilität und Instabilität des hydraulisch getriebenen Rissfortschritts (nach Jung 1986).

Die bis zum Erreichen von p_c ins Gesamtsystem eingebrachte Energie beträgt $0,5 \cdot p_c \cdot V_c$ (Flächeninhalt $0-A-E$). Würde bei einem unendlich steifen Injektionssystem ($dV/dp = 0$) die Injektion in den Riss der Länge a beim Erreichen des kritischen Drucks p_c (Punkt A) gestoppt, würde der Riss um die Länge $,da'$ wachsen und dann stoppen, da der Druck p ohne Nachförderung von Fluid zu klein wäre, um den verlängerten Riss kritisch zu beanspruchen (Punkt D). Erst bei weiterer Injektion könnte der Riss der Länge $,a+da'$ wieder kritisch beansprucht werden (Punkt C). In diesem Extremfall Fall würde ein hydraulisch getriebener Riss also immer stabil fortschreiten.

Bei einem unendlich nachgiebigen System ($dV/dp = \infty$), würde nach dem Erreichen des kritischen Fluiddrucks p_c in Punkt A unendlich viel Fluidvolumen dekomprimiert. Der Riss bliebe daher auch bei einem Stopp der Pumpe trotz der Verlängerung des Risses um $,da'$ überkritisch beansprucht und würde beständig und sehr schnell fortgepflanzt. Der Riss wüchse also instabil und unkontrollierbar voran.

Ein reales Injektionssystem ist nie ideal starr oder vollkommen weich, sondern weist eine gewisse Steifigkeit auf. Ob sich ein von innen hydraulisch konstant belasteter Riss beim Erreichen des Rissfortschrittskriteriums in stabiler, labiler oder instabiler Gleichgewichtslage befindet kann nach Jung (1986) analog zu (2.7) in Abhängigkeit der tatsächlichen Energiespeicherfähigkeit bzw. Steifigkeit des Injektionssystems (dV/dp) bestimmt werden:

$$\frac{dV}{dp} < -\frac{dV_c}{dp} \quad , \text{ stabile Gleichgewichtslage}$$

$$\frac{dV}{dp} = -\frac{dV_c}{dp} \quad , \text{ labile Gleichgewichtslage} \quad (2.8)$$

$$\frac{dV}{dp} > -\frac{dV_c}{dp} \quad , \text{ instabile Gleichgewichtslage.}$$

Trotz der vereinfachenden Modellannahmen verdeutlicht diese Betrachtung einen wesentlichen Punkt in Hinblick auf die Laborversuche. Je weniger elastische Energie im Injektionssystem gespeichert wird, desto eher wird die hydraulische getriebene Rissausbreitung stabil erfolgen und damit kontrollierbar.

2.3 Rissinitiierungs-Prognose

Die hier vorgestellten Ansätze dienen dazu, bei bekannten Randbedingungen vorhersagen zu können, bei welchem Injektionsdruck das Injektionsintervall durch Aufreißen versagt oder um vom Versagensdruck auf den vorherrschenden Spannungszustand am Injektionsintervall rückzuschließen. Daher sind diese Ansätze vor allem für die Ermittlung des Spannungszustands im tiefen Untergrund mit Hilfe der hydraulischen Risserzeugung von Bedeutung (s. Amadei & Stephansson 1997).

Allgemein wird der komplexe hydraulische Rissbildungsprozess bei diesen Ansätzen vernachlässigt und nicht zwischen dem Rissinitiierungsdruck p_i und dem Spitzendruck p_b unterschieden. Vielmehr wird unabhängig von der Gesteinsart und von der Fluidviskosität angenommen, dass beim Erreichen eines gewissen Druckwerts ein schlagartiges Versagen stattfindet. Analog zu Jung (1986) wird der nach den im Folgenden vorgestellten Modellen ermittelte Druckwert als kritischer Druck p_c bezeichnet. Die Belastung aus dem injizierten Fluid wird bei allen Ansätzen als konstanter Druck p auf die volle Fläche der Bohrlochwand und/oder etwaiger Riskeime angesetzt.

2.3.1 Festigkeits-Ansätze

Der grundlegende Ansatz zur Bestimmung des zur Risserzeugung erforderlichen Injektionsdrucks p_c in vertikalen Bohrungen wurde durch Hubbert & Willis (1957) veröffentlicht. Sie betrachten das Festgestein als rissfreies, elastisches Kontinuum und analysieren die lokale, horizontale Spannungsumlagerung am Bohrloch vereinfachend an einer ebenen Lochscheibe. Diese wird von außen biaxial durch die horizontalen Hauptspannungen σ_h und σ_H sowie von innen durch den Druck p belastet. Das ebene Problem und der Verlauf der tangentialen Spannungen an der Bohrlochwand sind in Bild 2.13 zweigeteilt dargestellt.

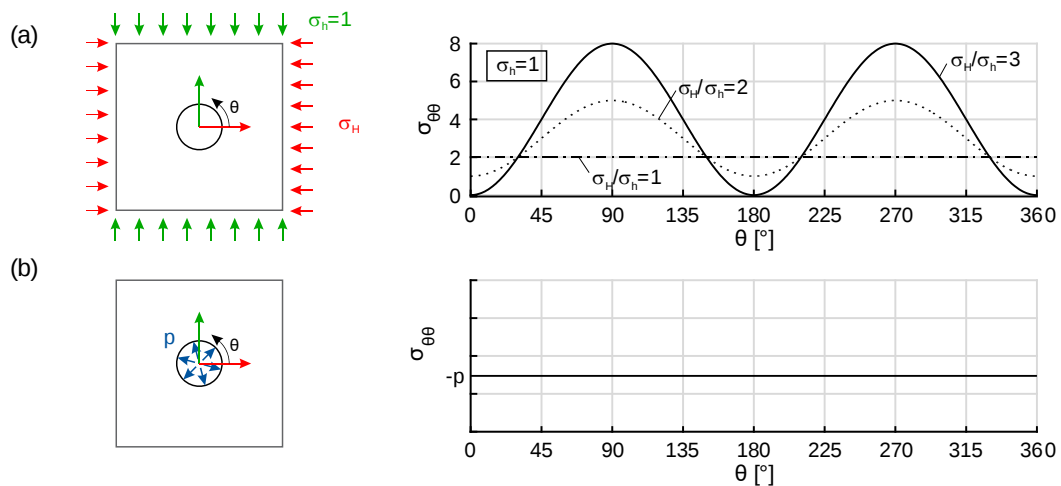


Bild 2.13: Tangentialspannung am Bohrlochrand infolge (a) biaxialer Belastung für verschiedene Verhältnisse σ_H/σ_h und (b) Innendruck p .

Wie in Bild 2.13 a zu erkennen, sind die tangentialen Spannungen am Bohrloch infolge der biaxialen Belastung für $\sigma_H/\sigma_h = 1$ auf ganzem Umfang doppelt so hoch, wie die einwirkende Belastung. Für den allgemeinen Fall $\sigma_h \neq \sigma_H$ liegen die minimalen Umfangsspannungen bei $\theta = 0^\circ$ und 180° vor, also in Richtung von σ_H . Bei $\sigma_H/\sigma_h > 3$ liegen an der Bohrlochwand an diesen Stellen auch ohne Innendruck Zugspannungen vor. Die Größe der Minima der Umfangsspannung beträgt

$$\sigma_{\theta\theta}(0^\circ, 180^\circ) = 3\sigma_h - \sigma_H. \quad (2.9)$$

Infolge des Innendrucks p tritt am Bohrlochrand umlaufend eine Zugspannung vom gleichen Betrag wie p auf (s. Bild 2.13 b). Hubbert & Willis (1957) nehmen an, dass die effektive Zugfestigkeit der Bohrlochwandung in-situ durch natürlich vorhandene Risse vernachlässigbar gering ist. Demnach kommt es zur Öffnung zweier gegenüberliegender, bohrlochparalleler Rissflügel, wenn die geringste Umfangsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ negativ, d.h. zur Zugspannung wird (vgl. Jaeger et al. 2007). Das ist für $\sigma_H/\sigma_h \leq 3$ erfüllt, wenn gilt:

$$p > 3\sigma_h - \sigma_H. \quad (2.10)$$

Scheidegger (1962) fügt (2.10) auf der „Widerstandsseite“ die zur Erzeugung eines Risses in intaktem Gestein zu überwindende Zugfestigkeit σ_T hinzu:

$$p_c = 3\sigma_h - \sigma_H + \sigma_T. \quad (2.11)$$

Der Wert der Zugfestigkeit σ_T kann bei der hydraulischen Rissерzeugung aus der Differenz der Spitzendrücke zwischen dem ersten Injektionszyklus und folgenden Zyklen der Fluidinjektion (Amadei & Stephansson 1997) oder durch Laborversuche an entnommenen Bohrkernen bestimmt werden.

Die dargestellten Kriterien gelten unter der vereinfachenden Annahme, dass das Gestein nicht porös und impermeabel ist. Porendruckeinflüsse und Fluidinfiltration werden nicht berücksichtigt. Dem Prinzip der effektiven Spannungen folgend, sind bei einem vorherrschenden Porendruck u nur die über u hinausgehenden Spannungen mechanisch wirksam (Jung 1986). Dadurch wird der erforderliche Druck zur Risserzeugung (p_c) bei sonst gleichen Spannungen um den Porendruck u verringert (s. Scheidegger 1962). Schmitt & Zoback (1993) untersuchen den Effekt der Fluidinfiltration auf p_c in gering permeablem Material. Die Wanderung von Fluid aus dem Injektionsintervall in das Gestein führt auch hier zu einer lokalen Erhöhung des Porendrucks u . Sie erkennen Anzeichen dafür, dass der Porenraum gleichzeitig gedehnt wird und dieser Effekt den Einfluss des Porendruckanstiegs auf den zur Risserzeugung erforderlichen Druck p_c ausgleicht. Basierend darauf stellen sie heraus, dass der Ansatz von (2.11) für gering permeables, intaktes Gestein gerechtfertigt scheint. Auf komplexere Ansätze zur Berechnung von p_c , die Einflüsse aus dem Porendruck und der Fluidinfiltration berücksichtigen (bspw. Haimson & Fairhurst 1969, Schmitt & Zoback 1993), wird hier daher nicht weiter eingegangen.

Ein Festigkeitskriterium bezüglich der Entstehung eines bohrlochtransversalen Risses bei Vorhandensein eines entsprechenden Risskeims (s. Bild 2.4 b) ist nicht bekannt. Analog zu (2.10) müsste p_c so groß sein, dass die Normalspannung an der Spitze der Risskeimkerbe negativ wird und die Zugfestigkeit betragsmäßig übersteigt.

2.3.2 Rissmechanische Ansätze

Die bekannten rissmechanischen Ansätze zur Bestimmung des hydraulischen Versagensdrucks p_c gehen davon aus, dass am Bohrloch bzw. am Risskeim ein Riss, beispielsweise ein Mikroriss oder eine schwache Korngrenze, vorhanden ist. Darüber hinaus betrachteten sie das Material entsprechend der Annahmen der linear elastischen Bruchmechanik. Es wird davon ausgegangen, dass der Druck p_c erreicht ist, wenn das Rissfortschrittskriterium nach (2.5) am vorhandenen Riss erfüllt ist.

Bohrlochparallele Rissinitiierung

Rummel (1987) betrachtet wie Hubbert & Willis (1957) ein vertikales Bohrloch in der Ebene des Bohrlochquerschnitts und setzt die Existenz zweier gegenüberliegender Risse in der Ebene senkrecht zur minimalen Hauptspannung voraus. Für das System aus Bohrloch und Flügelrissen unter der Einwirkung eines Fluiddrucks (s. Bild 2.14 a), ermittelt er dann die Spannungsintensität an der Risspitze, durch die Superposition der Lösungen für die in Bild 2.14 b dargestellten Teillastfälle.

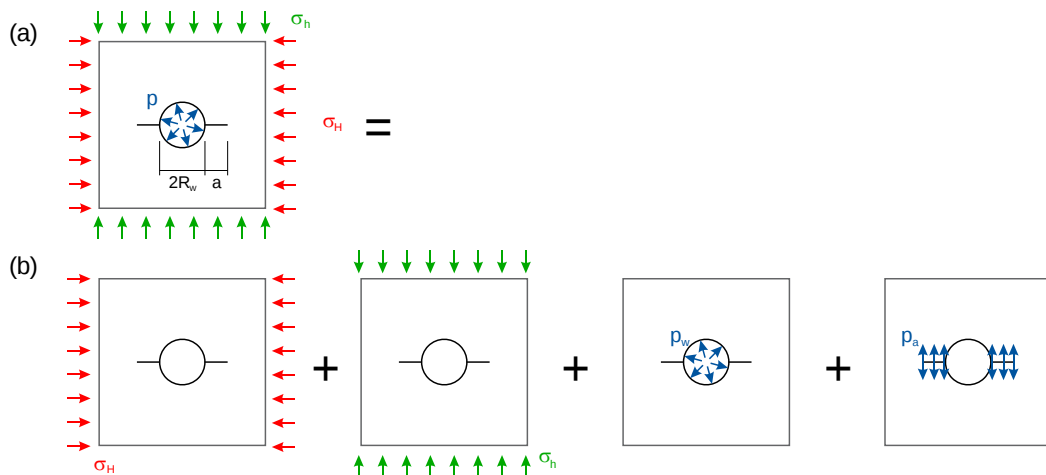


Bild 2.14: Ermittlung der Spannungsintensität am vertikalen Bohrloch mit parallelen Initialrissen (nach Rummel 1987).

Dabei stellt er für verschiedene Verläufe des Drucks p_a auf dem initialen Riss der Länge a Lösungen bereit. Für den einfachsten Fall eines konstanten Druckverlaufs mit $p_a = p_w$ gibt er den erforderlichen Injektionsdruck p_c zu

$$p_c = \frac{1}{h_w + h_a} \left(\frac{K_{Ic}}{\sqrt{R_w}} + \sigma_H f + \sigma_h g \right). \quad (2.12)$$

an. Darin sind h_w , h_a , f und g dimensionslose Spannungsintensitätsfaktoren die abhängig von der Relation der Länge a zum Bohrlochradius R_w sind (s. Rummel 1987). Das Produkt aus dem Vorfaktor und dem ersten Summanden in der Klammer auf der rechten Seite von (2.12) kann nach Rummel (1987) als Zugfestigkeit der hydraulischen Risserzeugung für den Fall $\sigma_H = \sigma_h = 0$ betrachtet werden:

$$p_{c0} = \frac{1}{h_w + h_a} \frac{K_{Ic}}{\sqrt{R_w}}. \quad (2.13)$$

Da die Faktoren h_w und h_a mit dem Bohrlochradius wachsen, berücksichtigt der rissmechanische Ansatz direkt den bekannten Skaleneffekt, dass das Versagen bei größeren Bohrungsdurchmessern früher eintritt als bei kleinen. Die Ausgangslänge des angenommenen Risses kann nach Rummel (1987) unter Verwendung von (2.13) aus Zugfestigkeitswerten bestimmt werden. An Beispielen zeigt er auf, dass so bestimmte Werte der initialen Risslängen ungefähr der Länge der Korn Grenzen im betrachteten Gestein entsprechen.

2.4 Rissfortschritts-Modelle

Die obigen Rissinitiationsansätze können keine Aussage über den Rissfortschritt und die Rissweite liefern. Um diese Informationen erhalten zu können, wurden (maßgeblich vor dem Hintergrund der Kohlenwasserstoffförderung) Modelle zur Beschreibung des hydraulisch getriebenen Rissfortschritts entwickelt. Aufgrund der begrenzten Möglichkeiten das Risswachstum im Gestein messtechnisch zu überwachen, sind solche Modellansätze von besonderer Bedeutung und dienen sowohl zur Planung als auch zur nachträglichen Analyse der hydraulischen Risserzeugung. Aufbauend auf den ersten grundlegenden Modellen (Sneddon 1946, Khristianovic & Zheltov 1955, Perkins & Kern 1961, Geertsma & de Klerk 1969) wurden immer komplexere numerische Modelle entwickelt, die den verschiedensten Randbedingungen und Einflüssen Rechnung tragen sollen (s. Adachi et al. 2007). Am „einfachen“ Modell des hydraulisch getriebenen kreisrunden, bohrlochtransversalen Riss, werden im Folgenden die grundlegendsten Gleichungen und Annahmen vorgestellt. Dieses Modell stellt den für das Multi-Riss-Konzept (s. Bild 1.1 c) relevanten Fall dar.

2.4.1 Vereinfachungen und allgemeine Annahmen

Um den hydraulisch getriebenen Fortschritt eines Risses durch ein nachvollziehbares Modell beschreiben zu können, müssen vereinfachende Annahmen getroffen werden. So wird grundlegend ein einzelner diskreter Riss betrachtet, der eben und normal zur minimalen Hauptspannung ausgerichtet ist. Weiter wird angenommen, dass sich dessen Gestalt unabhängig vom Risswachstum nicht ändert („Selbstähnlichkeit“). In Bild 2.15 sind beispielsweise die Geometrien des sogenannten „Penny-Shaped-Fracture“-Modells (Sneddon 1946) und des sogenannten KGD-Modells (Khristianovic & Zheltov 1955, Geertsma & de Klerk 1969) dargestellt. Beide Ansätze können in der Ebene des ebenen Verzerrungszustands beschrieben werden.

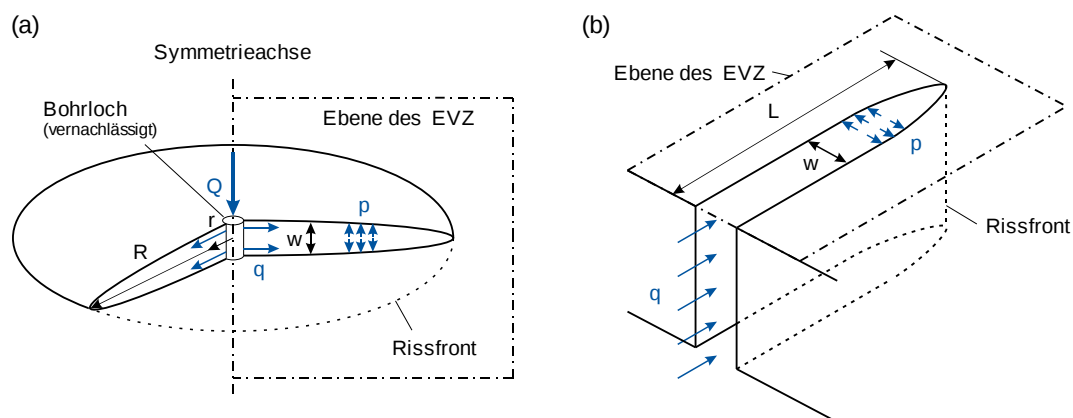


Bild 2.15: Schema des Modells vom (a) kreisrunden und (b) ebenen Riss (nach Adachi et al 2007).

Allgemein werden das Bohrloch und Einflüsse die im frühen Risswachstum bedeutend sind unter der Prämisse, dass nur bereits relativ große Risse von Interesse sind, vernachlässigt. Im Zentrum des Risses wird eine konstante Pumprate angesetzt, die Spannungsumlagerung um das Bohrloch

herum vernachlässigt und meist vorneweg angenommen, dass der Riss bis zur Spitze gefüllt ist bzw. der Fluid-lag vernachlässigbar klein ist. Das Festgestein wird als linear-elastisch beschrieben. Die Strömung im Riss wird laminar angenommen und der Injektionsflüssigkeit wird das Verhalten eines inkompressiblen newtonschen Fluids unterstellt. Verluste des Injektionsfluides ins Gestein werden losgelöst von der ebenen Strömung im Riss als eindimensionales Problem normal zur Rissebene behandelt. Der Rissfortschritt wird durch ein Kriterium der linear elastischen Bruchmechanik beschrieben.

2.4.2 Die Modellgleichungen

Die Gleichungen, wie sie zur Beschreibung der hydraulischen Risserzeugung verwendet werden, werden hier für den Fall des kreisrunden Risses vorgestellt (s. Bild 2.15), der zum Zeitpunkt t einen Radius R aufweist. Zur Beschreibung der Rissweite w und des Fluiddrucks p im Riss ist die radiale Koordinate r mit $0 < r < R$ definiert.

Rissweite

Unter der Annahme, dass der Riss komplett mit Fluid gefüllt ist, kann die äußere Belastung normal zur Rissebene (σ_0) vollständig aus den Problemgleichungen eliminiert werden. Wie Bild 2.16 verdeutlicht, bestimmt in diesem Fall allein der Nettodruck

$$p_{net}(r) = p(r) - \sigma_0 . \quad (2.14)$$

die Öffnung des Risses.

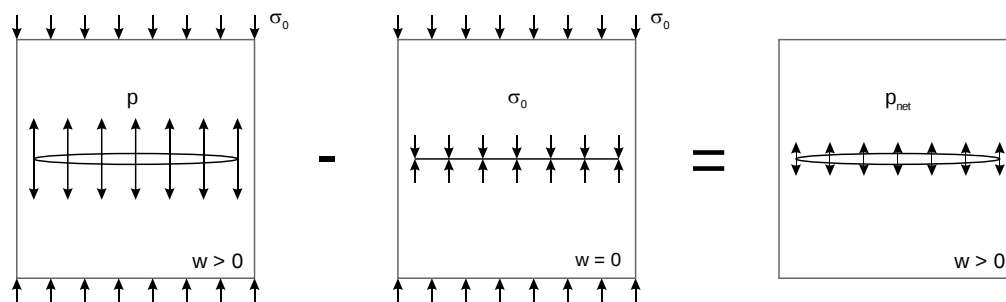


Bild 2.16: Superpositionsprinzip - Linienriss mit Innendruck in belasteter Scheibe (nach van Dam 1999).

Die Verknüpfung des wirksamen Innendruckes $p_{net}(r)$ mit der Rissweite $w(r)$ stellt ein nicht-lokales elastisches Problem dar. Nach Sneddon (1946) ergibt sich für den kreisrunden Riss unter Einwirkung eines radialsymmetrischen Innendruck $p_{net}(r)$ die Rissöffnungsweite $w(r)$ zu

$$w(r) = \frac{8R}{\pi E'} \int_{r/R}^1 \frac{\xi}{\sqrt{\xi^2 - (r/R)^2}} \int_0^1 \frac{x \cdot p_{net}(x\xi R)}{\sqrt{1-x^2}} dx d\xi . \quad (2.15)$$

Darin ist E' der Verformungsmodul in der Ebene des EVZ:

$$E' = \frac{E}{1-\nu^2}. \quad (2.16)$$

Weiter sind x und ξ zu r parallele Hilfskoordinaten zur nichtlokalen Verknüpfung von Druck und Rissweite. Für $p_{\text{net}}(r)=\text{konst.}$ vereinfacht sich (2.15) zu

$$w(r) = \frac{8}{\pi E'} p_{\text{net}} \sqrt{R^2 - r^2}. \quad (2.17)$$

Die Annahme eines konstanten Drucks über der gesamten Risslänge stellt de-facto die Annahme eines inviskosen Fluids bzw. die Vernachlässigung der Strömungswiderstände im Riss dar. Wird die Fluidströmung im Riss berücksichtigt, ist der Verlauf des Drucks $p(r)$ unbekannt und Teil der gesuchten Lösung. In Bild 2.17 a–c sind für drei fiktive radialsymmetrische Druckverteilungen die nach (2.15) bzw. (2.17) berechneten Rissweitenverläufe dargestellt.

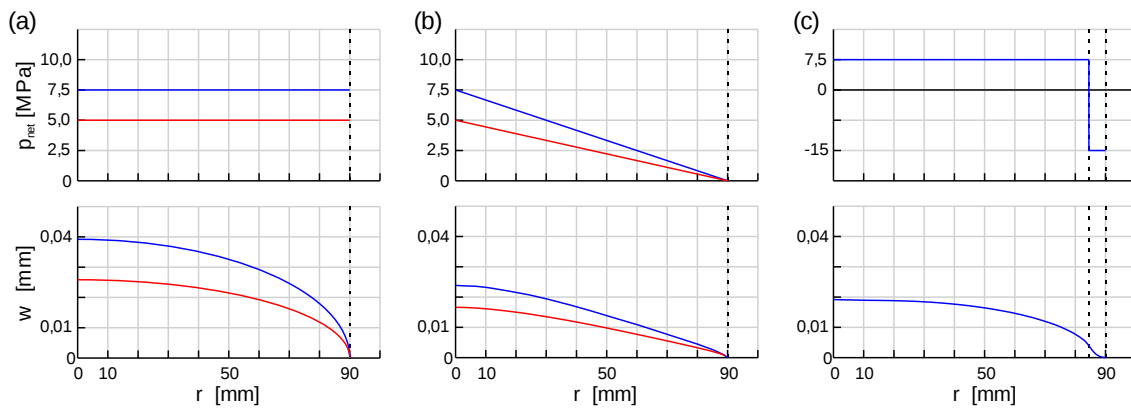


Bild 2.17: Rissöffnung des Kreisschlitzes bei a) konstanter, b) linearer, c) an der Rissspitze negativer Innendruckbelastung p_{net} ($E = 40 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$, $R = 90 \text{ mm}$).

Es ist zu erkennen, dass der Ansatz eines konstanten Innendrucks eine elliptische Rissöffnung ergibt (s. Bild 2.17 a). Nur wenn die resultierende Normalspannung auf die Rissflanken im vorderen Rissbereich der Rissöffnung entgegenwirkt, kann die Rissspitze glatt schließen (s. Bild 2.17 a). Eine entsprechende Belastung wird z.B. beim Kohäsivzonenmodell angenommen (s. 2.1.5).

Spaltströmung

Das unter Druck in den Riss eintretende und im Riss fortschreitende Fluid stellt die rissöffnende und -treibende Einwirkung dar. Gleichzeitig beeinflusst die Rissweite $w(r)$ den Widerstand gegen den Fluidfortschritt im Riss und damit den Verlauf des Fluiddrucks p auf die Rissflanken.

Allgemein wird der Fluidfortschritt im Riss als ebene Spaltströmung nach Poiseuille beschrieben. Das heißt es wird eine stationäre, laminare Strömung eines inkompressiblen, newtonschen Fluides zwischen zwei glatten, parallelen Flächen angenommen (s. Bild 2.18). Der Druckgradient normal

zur Strömungsebene wird vernachlässigt und weiter angenommen, dass die Geschwindigkeit v der ebenen Strömung an den Rissflanken gleich Null ist.

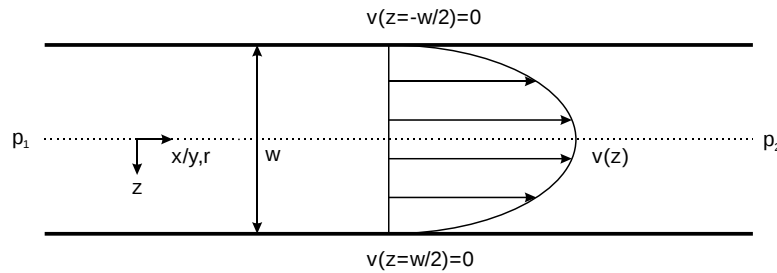


Bild 2.18: Geschwindigkeitsprofil der Spaltströmung nach Poiseuille.

Für den radialsymmetrischen, münzförmigen Riss beträgt die auf die Einheitstiefe bezogene Fließrate $q(r)$

$$q = \frac{Q_0}{2\pi r} = \frac{w^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial r}. \quad (2.18)$$

Darin entspricht Q_0 der volumetrischen Injektionsrate an der punktförmig angenommenen Injektionsquelle im Risszentrum und μ ist die dynamische Viskosität des injizierten Fluids. Entsprechend der Annahme einer ebenen Spaltströmung geht die Rissweite kubisch in die Gleichung ein.

Die Injektionszeit wird durch die lokale Kontinuitätsgleichung mit in die Problembeschreibung einbezogen. Diese lautet unter Vernachlässigung von Fluidverlusten:

$$\frac{\partial w}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial r q}{\partial r} = 0. \quad (2.19)$$

Durch Einsetzen von (2.18) in (2.19) ergibt sich:

$$\frac{\partial w}{\partial t} + \frac{1}{12\mu r} \frac{\partial}{\partial r} (r w^3 \frac{\partial p}{\partial r}) = 0. \quad (2.20)$$

Durch (2.20) sind der gesuchte Fluiddruck $p(r,t)$ und die gesuchte Rissweite $w(r,t)$ direkt miteinander verknüpft.

Rissfortschritt

Für einen kreisrunden Riss mit dem Radius R unter radialsymmetrischer Belastung durch den Innendruck $p_{\text{net}}(r)$ ergibt sich der Spannungsintensitätsfaktor K_I zu (Rice 1968):

$$K_I = \frac{2}{\sqrt{\pi R}} \cdot \int_0^R \frac{p_{\text{net}}(r,t)}{\sqrt{R^2 - r^2}} r \, dr. \quad (2.21)$$

Für den Fall des von innen mit konstantem Fluiddruck p_{net} beanspruchten münzförmigen Risses vereinfacht sich Gleichung (2.21) zu (2.4), mit $p = p_{\text{net}}$.

Die Rissfront eines Zugrisses schreitet fort, wenn das Rissfortschrittskriterium (2.5) erfüllt ist.

Für den vereinfachten Fall des mit konstantem Innendruck belasteten kreisrunden Risses ergibt sich daraus der für den Rissfortschritt erforderliche Netto-Druck zu

$$p_{\text{net},c} = \frac{\sqrt{\pi} K_{Ic}}{2\sqrt{R}}. \quad (2.22)$$

Es ist ersichtlich, dass der erforderliche Nettodruck nach (2.22) für große Rissradien R gegen Null strebt. Für den weiteren Rissfortschritt muss der Injektionsdruck p dann nur noch so groß sein, wie die Normalspannung auf die Rissebene (σ_0).

Anmerkung zur numerischen Umsetzung:

In numerischen Simulationen der hydraulischen Rissausbreitung wird allgemein angenommen, dass sich der Riss in einem mobilen Gleichgewicht befindet, d.h. dass das Rissfortschrittskriterium (2.5) am Ende jedes Iterationsschritts erfüllt ist (Savitski & Detournay 2002). Anstatt den Wert von K_I rechnerisch zu ermitteln, wird dann das Rissfortschrittskriterium als asymptotische Bedingung bezüglich der Rissöffnung an der Risspitze vorgegeben (Rice 1968). In jedem Iterationsschritt wird dann so weit iteriert bis an der Risspitze gilt:

$$w \cong 4 \sqrt{\frac{2}{\pi} \frac{K_{Ic}}{E'}} \sqrt{R - r}, \quad 1 - \frac{r}{R} \ll 1. \quad (2.23)$$

Nach Adachi et al. (2007) wird diese Bedingung in numerischen Simulatoren häufig in Form spezieller Rissspitzenelemente implementiert, die eine (2.23) entsprechende Rissöffnungsform an der Risspitze vorgeben.

Fluidverluste

Je nach Gestein, injiziertem Fluid und Injektionsrate können Fluidverluste über die Rissflanken erheblich zur Reduzierung des risserzeugenden Fluidvolumens führen. Die Fluidinfiltration ist dann mit in die Volumenbilanz einzubeziehen. In den bekannten, vor dem Hintergrund der Kohlenwasserstoffförderung entwickelten Modellen wird dazu oft das Modell von Howard & Fast (1957) verwendet. Die Infiltrationsgeschwindigkeit v_L an der Stelle r zum Zeitpunkt t ergibt sich demnach in Abhängigkeit eines empirischen Faktors C_L :

$$v_L(t, r) = \frac{C_L}{\sqrt{t - t_0(r)}} \quad (2.24)$$

Darin ist $t_0(r)$ der Zeitpunkt zudem die Fluidfront erstmals den Radius r erreicht hat. (Im Falle des fluidgefüllten Risses entspricht t_0 dem Zeitpunkt t an dem die Rissfront an der Stelle r gelegen

war). Es ist zu erkennen, dass die lokale Versickerungsgeschwindigkeit mit zunehmender Injektionsdauer t abnimmt. Der Faktor C_L ist wie folgt definiert:

$$C_L = \sqrt{\frac{K\phi\Delta p}{2\mu}} \quad (2.25)$$

Darin sind K und ϕ die Permeabilität bzw. Porosität des Gesteins und Δp der Druckunterschied zwischen dem Fluid im Riss und dem Porendruck u in der Formation an der Stelle r . Zur Berücksichtigung der Fluidverluste muss v_L als zusätzlicher Summand in der lokalen Kontinuitätsgleichung (2.19) einbezogen werden.

2.4.3 Randbedingungen und Lösbarkeit

Unter Voraussetzung der oben genannten Annahmen (s. Abschnitt 2.4.1) werden zur Lösung des gekoppelten Problems in der Regel zwei Randbedingungen angesetzt (vgl. Adachi et al. 2007).

Zum einen wird für den vollkommen mit Fluid gefüllten Risses vorgegeben, dass die Fließrate an der Risspitze Null ist:

$$q(r = R) = 0. \quad (2.26)$$

Diese Randbedingung führt an der Risspitze durch (2.18) zu einer für das hydraulisch-mechanische gekoppelte Rissfortschrittsproblem charakteristischen, nicht physikalischen, negativen Singularität des Fluiddrucks (s., Adachi et al. 2007).

Zusätzlich muss zu jedem Zeitpunkt die globale Massenbilanz erfüllt sein. Allgemein wird angenommen, dass die Dichteänderung des Fluids im Riss im Vergleich zur Rissweitenänderung infolge einer Druckänderung vernachlässigbar gering ist (s. Garagash & Detournay 1997). Dann kann die Massenerhaltung als reine Volumenbilanz formuliert werden. Diese ergibt sich aus der Integration der lokalen Kontinuitätsgleichung über dem Rissgebiet. Bei Vernachlässigung von Fluidverlusten lautet sie:

$$Q_0 t = 2\pi \int_0^R w r \, dr. \quad (2.27)$$

Die Injektionsrate Q_0 im Zentrum des kreisrunden Risses geht in (2.27) als zweite Randbedingung des Problems ein.

Das voll gekoppelte Problem kann nicht analytisch gelöst werden. Ein Einblick in die verschiedenen numerischen Ansätze zur Lösung der beschriebenen Gleichungen ist beispielsweise in Adachi et al. (2007) gegeben. Vereinfacht formuliert läuft der Lösungsprozess so ab: Für einen initialen Riss mit vorgegebener Öffnung w und vorgegebenem Innendruck p wird iterativ eine Kombination aus Rissöffnung und Innendruck gesucht, für die das Rissfortschrittskriterium und die Massenbilanz erfüllt sind. Dann wird die Risslänge R um ein gewisses Inkrement erhöht und die Iteration für den längeren Riss wiederholt. Als Ergebnis am Ende jeder Iteration erhält man für

den quasistationär betrachteten Riss der Länge R die Rissöffnung $w(r,t)$, die Verteilung des Innendrucks $p(r,t)$ und die aus der Volumenbilanz rückgerechnete Dauer t der bisherigen Injektion.

3 Der Versuchsaufbau

Wie in Abschnitt 1.1 dargelegt, stellen Versuche auf Laborskala die einzige Möglichkeit dar, die hydraulische Risserzeugung unter reproduzierbaren Bedingungen zu untersuchen. Dadurch motiviert, wurde der im Folgenden in allen wesentlichen Bestandteilen beschriebene Versuch entwickelt. Die Versuchsentwicklung wurde durch einige Vorgaben des Projekt-Konzepts bestimmt. Diese sind an den entsprechenden Stellen genannt.

3.1 Die Probekörper

3.1.1 Probengeometrie

Das wesentliche Ausgangsmaß für die Planung des Versuchsstands war die anvisierte Größe der Gesteinsprobenquader von 300 mm × 300 mm × 450 mm. Um wiederholbar einen definierten Spannungszustand in den Proben einstellen zu können, müssen die Proben sehr präzise gefertigt werden. Weil der erforderliche Zuschnitt und die Bearbeitung der Oberflächen solch großer Proben am Lehrstuhl für Geotechnik im Bauwesen (kurz: GiB) nicht möglich ist, wurde ein Spezialunternehmen mit diesen Arbeiten beauftragt. Die verwendeten Proben weisen eine Maß-, Winkel- und Ebenheitstoleranz von $\pm 0,05$ mm auf. Die Kanten der Proben sind zum Schutz vor Beschädigungen unter 45° mit einer Seitenlänge von 3 mm gefast. Die Oberflächen der Proben werden bei der Fertigung auf das Endmaß glatt geschliffen. Die Geometrie der so gefertigten Probe ist in Bild 3.1 dargestellt. Um eine systematische Beschreibung der Proben zu ermöglichen, wurden die dargestellte Seitenbezeichnung und ein lokales kartesisches Koordinatensystem eingeführt.

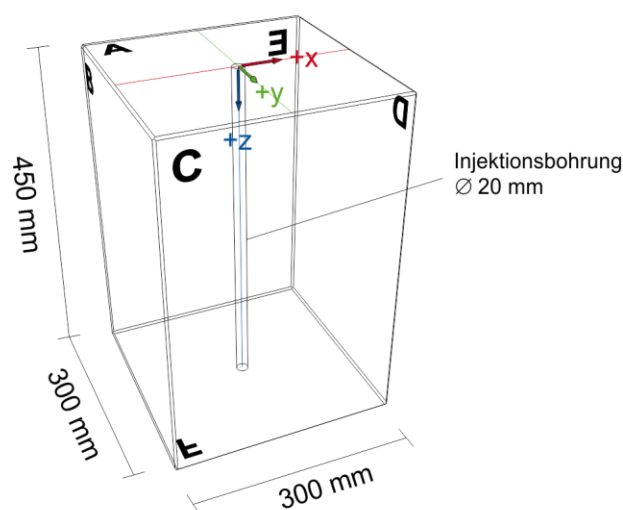


Bild 3.1: Probekörper: Abmessungen, Auftragung der Seitenbezeichnung und lokales Koordinatensystem.

Der Ursprung des Koordinatensystems liegt in der Flächenmitte der Probenoberseite A. Die z-Richtung (blau) stimmt mit der Bohrlochachse überein und weist von der Oberseite A in Richtung der Unterseite F. Die y-Achse (grün) weist in positiver Richtung zur Fläche C der Probe. Die positive x-Richtung (rot) ist zur Seite D hin orientiert.

Die einmalige Festlegung des Bohrlochradius R_w erfolgte basierend auf veröffentlichten Untersuchungen, Voruntersuchungen im Rahmen betreuter Abschlussarbeiten und aus versuchspraktischen Gründen. Lhomme (2005) zeigt durch eine rissmechanische Betrachtung auf, dass das Bohrloch das Risswachstum bis zu einer Länge von $10 \times R_w$ beeinflusst und die Vernachlässigung des Bohrlochs in diesem Bereich zur Überschätzung der Rissmundöffnung führt. Um die Einflüsse des Bohrlochs auf das Risswachstum im Experiment zu minimieren und möglichst lange Risse wachsen lassen zu können, wird der Bohrlochradius R_w daher möglichst klein gewählt. Haimson & Zhao (1991) untersuchen die Abhängigkeit des hydraulischen Versagensdruckes vom Bohrlochradius in Laborversuchen an von außen unbelasteten Proben. Sie stellen fest, dass die Versagensdrücke für Bohrlochdurchmesser kleiner als 13 mm durch Maßstabeffekte stark ansteigen. Um diese zu verhindern, empfehlen sie die Verwendung von Bohrlochradien $R_w \geq 10$ mm.

Um den optimalen Bohrlochradius für die in dieser Arbeit beschriebenen Versuche zu finden, wurden im Rahmen von Vorversuchen an kleineren Proben verschiedene Radien untersucht. Schulte (2013) erhöht den von Axmann (2012) und Rheinbay (2013) verwendeten Bohrlochradius von 8 mm auf 10 mm. Dadurch konnte der Ort der Rissinitiierung durch das Einbringen von Risskeimen vorgegeben werden. In den hier betrachteten Versuchen an größeren Proben wurden weiterhin Risskeime in die Bohrlochwandung eingeprägt (s. 3.1.3) und der Bohrlochradius von $R_w = 10$ mm beibehalten. Von einem „Sackloch“ als Injektionsbohrung wurde abgesehen, um die Symmetrie der Probe zu erhalten und um das Injektionsintervall von unten nach oben durchpumpen und optimal entlüften zu können.

3.1.2 Material

Für die Versuche zur hydraulischen Risserzeugung wurde ein homogenes, isotropes, möglichst feinkörniges, gering permeables, kristallines Gestein gesucht, das in ausreichender Menge mit möglichst gleichbleibenden Eigenschaften zur Verfügung steht. Im Rahmen der Vorversuche hat sich herausgestellt, dass insbesondere die zuletzt genannte Anforderung nur schwer zu erfüllen war (s. Clauser et al. 2015). Schlussendlich wurden in den Versuchsreihen, die in Kapitel 5 dieser Arbeit beschrieben sind, daher nur Proben aus einem Granit mit der Handelsbezeichnung „Tittlinger Feinkorn“ verwendet. Der Abbau der Proben erfolgte im Steinbruch Höhenberg der Fa. Kusser Granitwerke GmbH (Geokoordinaten (WGS 84): 13,366° öL/ 48,744° nB) im Dreiburgenland in Bayern (s. Bild 3.2 a). Die Orientierung der Probenquader in Bezug auf die Abbauwand wurde, wie in Bild 3.2 b dargestellt immer gleich gehalten und auf den einzelnen Proben gekennzeichnet. Dabei werden im „Bergbau-Jargon“ die Ebenen des Hebgangs (Kennzeichnung O, x-z-Ebene der Proben, engl. rift), des Stehgangs (y-z-Ebenen der Proben, engl. grain) und des Stutzes (Kennzeichnung X, x-y-Ebene der Proben engl. hardway) unterschieden

(vgl. Bild 3.1). Die Kennzeichnungen wurden bei der weiteren Bearbeitung beibehalten, so dass auch der Einbau der Proben im Belastungsapparat immer mit gleicher Orientierung des Gefüges erfolgen konnte.

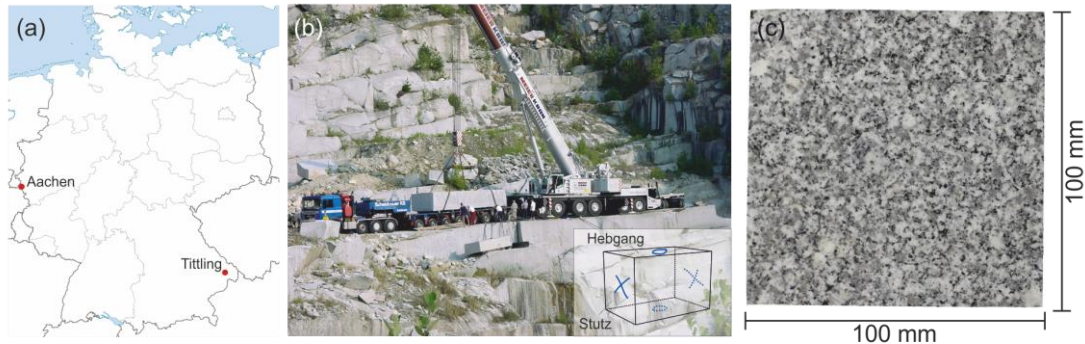


Bild 3.2: Tittlinger Feinkorn Granit – (a) Herkunft, (b) Abbau (www.kusser.com) und (c) Gesteinsstruktur.

Die in Tabelle 3.1 zusammengestellten Kennwerte des Granits wurden in Standardversuchen, zum Teil in Kooperation mit anderen Lehrstühlen der RWTH Aachen University (s. Fußnote unterhalb Tabelle 3.1), ermittelt.

Tabelle 3.1: Materialkennwerte des „Tittlinger Feinkorn Granit“.

Kennwert	Symbol	Einheit	Betrag	Methode	bei ⁽¹⁾
Rohdichte	ρ_r	t/m ³	2,64	Gaspyknometer	GGE
Erstbelastungsmodul	V	MPa	28.500±1.500	einax. Druckversuch	GiB
E-Modul (statisch)	E	MPa	36.900	Chevron-Bend-Test	GiB
E-Modul (dynamisch)	E_{dyn}	MPa	55.200±3.400	Schallwellenlaufzeit	GGE
Querdehnzahl	ν	-	0,3	einax. Druckversuch	GiB
Zugfestigkeit	σ_T	MPa	12,3/13,5/15,0 ⁽²⁾	Spaltzugversuch	GiB
Druckfestigkeit	σ_U	MPa	168±18	einax. Druckversuch	GiB
Permeabilität	K	m ²	5·10 ⁻¹⁹	Hochdruck-Durchflusszelle	LEK
Porosität	ϕ	%	1,56±0,68	Gaspyknometer	GGE
Risszähigkeit	K_{Ic}	MPa m ^{1/2}	1,66±0,23	Chevron-Bend-Test	GiB/GHI

⁽¹⁾ RWTH Lehrstühle bzw. Institute: GGE = Angewandte Geophysik und Geothermische Energie, GHI = Gesteinshüttenkunde, GiB = Geotechnik im Bauwesen, LEK = Geologie, Geochemie und Lagerstätten des Erdöls und der Kohle,

⁽²⁾ Indirekte Zugbelastung parallel zu Hebhang / Stehgang / Stütz

Um die Ausprägung der natürlichen Anisotropie des Granits quantifizieren zu können, sind die einaxialen Druckversuche und die Spaltzugversuche richtungstreu durchgeführt worden. Nur bei

der indirekten Zugfestigkeit σ_T ist ein anisotropes Verhalten eindeutig festgestellt worden. Der Widerstand gegen das Zugversagen normal zur x-y-Ebene, also in z-Richtung der Probenquader, ist größer als in den dazu orthogonalen Richtungen. Dieses Ergebnis bestätigt die bergbaupraktische Regel, dass das Spalten eines Granits in der Stutzebene am schwersten ist. Bei den weiteren Kennwerten konnten aufgrund mangelhafter Probenkennzeichnung keine richtungstreuen Analysen erfolgen oder es wurden keine Richtungsabhängigkeiten festgestellt.

Um den rissmechanischen Parameter des kritischen Spannungsintensitätsfaktors für Zugrisse K_{Ic} (auch: Risszähigkeit, s. Abschnitt 2.2) ermitteln zu können, wurde ein Aufbau zur Präparation und Durchführung von Chevron-Bend-Tests entsprechend ISRM (1988) konstruiert. Nach Kenntnis des Verfassers dieser Arbeit wurde der Parameter K_{Ic} bis dahin an der RWTH Aachen University noch nicht für Gesteine bestimmt. Die Versuche wurden im Rahmen einer vom Verfasser dieser Arbeit betreuten Masterarbeit (Knops 2015) in einer Prüfmaschine am Institut für Gesteinshüttenkunde (GHI) ermittelt.

Im Rahmen der Erstellung von Dünnschliffen entlang eines hydraulisch erzeugten Risses (s. 5.1.3), ist am Institut für Reservoir-Petrologie (EMR) auch eine petrographische Beschreibung des Granits vorgenommen worden (Dr. U. Hilse, pers. Kommunikation, 29.07.2014). Demnach sind die Minerale des Gesteins überwiegend xenomorph auskristallisiert und die größten Körner weisen Durchmesser bis ca. 4 mm auf. Eine Vorzugsrichtung bzw. eine Einregelung der Kristalle wurde nicht festgestellt. Der Mineralbestand und das Gefüge entsprechen denen eines klassischen Granits, der sich im Wesentlichen aus 45 % Quarz-, 25 % Kalifeldspat-, 20 % Plagioklas- und 7,5 % Biotitanteil zusammensetzt. Bei zusätzlich angestellten, richtungsbezogenen Dünnschliffen ist aufgefallen, dass das Gestein vermehrt Mikrorisse parallel zur z-Richtung der Proben aufweist. Dieser Umstand ist mutmaßlich der Grund für die anisotrope Spaltbarkeit des Materials in den Ebenen des Stutzes, des Hebgangs und des Stehgangs.

3.1.3 Einbringung von Risskeimen

Der durch die Injektion im Injektionsintervall gesteigerte hydraulische Druck führt zur Rissbildung am Ort der stärksten Materialbeanspruchung. Ohne weitere Maßnahmen würde dieser Ort durch das Mineralgerüst des Gesteins bestimmt. Aufgrund der natürlichen Unterschiede zwischen den Proben auf dieser Betrachtungsskala würde der Ort der Rissentstehung also von Experiment zu Experiment variieren. Um die Rissentstehung möglichst reproduzierbar zu machen, wurde der Ort der Rissentstehung in den Versuchen vorgegeben. Um auch bohrlochtransversale Risse erzeugen und unerwünschte Packereffekte umgehen zu können, wurden bei allen Versuchen schlitzförmige Kerben als Risskeime in die Bohrlochwandung der Proben geschnitten.

Für bohrlochtransversale Risse wurde eine umlaufende Kerbe (s. Bild 3.3, links), für bohrlochparallele Risse wurden flügelartig zwei gegenüberliegende Kerben (s. Bild 3.3, rechts) in die Bohrlochwandung geschnitten. Die Risskeimebene entsprach in allen Experimenten der Ebene normal zur kleinsten Belastungsspannung (σ_3), d.h. der bevorzugten Risswachstumsebene. Damit

die gewünscht symmetrischen Risse möglichst weit und ungestört von Randeinflüssen wachsen können, wurden die Risskeime in mittlerer Probenhöhe ($z = 225 \text{ mm}$) gesetzt.

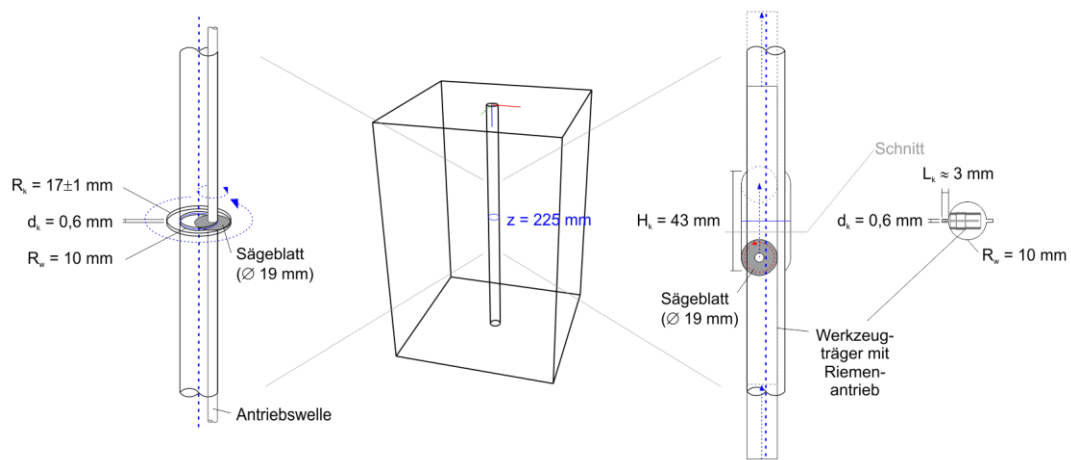


Bild 3.3: Schema zur Einbringung des transversalen Risskeims (links) und der parallelen Risskeimflügel (rechts) in die Bohrlochwandung.

Die Werkzeuge zum Sägen der Risskeime stellen Eigenentwicklungen dar. Als Schneidmittel wurden Diamanttrennscheiben eingesetzt.

Das Sägewerkzeug für transversale Risskeime (s. Bild 3.3, links) besteht aus einer Trennscheibe, die mittig auf eine lange Antriebswelle montiert ist. Am einen Wellenende wird ein Drehmotor angeschlossen, das andere Ende wird in einem Griff gelagert. Zum Schneiden des Risskeims wird das Werkzeug mittig im Bohrloch der liegenden Probe platziert. Dann wird der Risskeim zunächst in eine Richtung auf volle Tiefe (Trennscheibenradius abzgl. Wellenradius) geschnitten, so dass die Welle die Bohrlochwand berührt. Anschließend wird das Schneidwerkzeug so bewegt, dass an der Bohrlochwand ein kreisringförmiger Einschnitt entsteht. Durch eine Führungshilfe konnte sichergestellt werden, dass die Kerbtiefe umlaufend $a = 7 \pm 1 \text{ mm}$ beträgt.

Die Konstruktion des Werkzeugs zur Herstellung bohrlochparalleler Risskeime (s. Bild 3.3 b) war aufgrund des geringen zur Verfügung stehenden Arbeitsraums im Bohrloch ungleich aufwendiger. In einem Träger aus zwei Stahlblechstreifen sind zwei Antriebswellen mit Zahnrädern kugelgelagert fixiert. Auf der mittigen Welle sitzt ein diamantbeschichtetes Sägeblatt. Ein Drehmotor treibt mittels der am Ende des Trägers liegenden Welle über einen Zahnriemen die Welle mit dem Sägeblatt an. Aufgrund der notwendigen Werkzeugbreite ist die Schnitttiefe hier auf 3 mm begrenzt. Der Schnitt wird zunächst an einem Ende des Risskeims auf die volle Tiefe gebracht. Dann wird das Werkzeug entlang der Bohrachse verschoben um den Schnitt zu verlängern. Nach dem Sägen des ersten Risskeimflügels wird die Probe gedreht und der gegenüberliegende, zweite Risskeimflügel geschnitten.

Während des Schneidens der Risskeime wurde der Sägestaub durch Druckluft ausgeblasen. Anschließend wurden Bohrloch und Risskeim mit einer Rohrbürste gereinigt.

3.2 Injektion

3.2.1 Pumpe

Für die Hochdruckinjektion des Fluids zur Risserzeugung wurde eine Präzisions-Spritzenpumpe (engl. Syringe-Pump) vom Typ „Teledyne Isco 260 HP“ eingesetzt. In Bild 3.4 a ist diese vor dem Versuchsstand abgebildet. Das kontinuierlich förderbare Volumen ist auf die Größe des Pumpenzylinders ($V_P = 266 \text{ cm}^3$) beschränkt. Da die Volumina, die in den Laborexperimenten zur Risserzeugung injiziert wurden, sehr klein waren, stellte dies keine Einschränkung dar. Am oberen Ende des stehenden Pumpenzylinders sind zwei 1/8“-Rohrleitungsanschlüsse vorgesehen. Über vorgeschaltete Hochdruckventile werden diese manuell verschlossen oder geöffnet, um den Zustrom in bzw. den Abstrom aus dem Zylinder zu lenken. Der Zylinderkolben wird über eine Gewindespindel durch einen Schrittmotor angetrieben und wird zum Befüllen des Zylinders nach unten bzw. zum Leeren des Zylinders nach oben gefahren. Die gewünschte Pumprate kann im Bereich von $0,001 \text{ cm}^3/\text{min}$ – $107 \text{ cm}^3/\text{min}$ variiert werden. Der maximal zulässige Betriebsdruck beträgt $65,5 \text{ MPa}$.

An der Pumpe werden die aktuellen Werte des Pumpenzylindervolumens V_P , der Pumprate Q_P und des Fluiddrucks am Pumpenkopf p_P gemessen und ausgegeben. Zur Messung von V_P und Q_P wird die Position des motorgetriebenen Spindelkolbens im Zylinder aus der Zahl an Motordrehungen abgeleitet. Der Hersteller gibt eine Genauigkeit der Pumprate von $0,5 \%$ des Ist-Wertes und die Auflösung des Zylindervolumens mit $16,6 \cdot 10^{-6} \text{ cm}^3$ an. Der Druck im Zylinder (p_P) wird über einen am Zylinderkopf eingebauten Druckaufnehmer gemessen. Der Messbereich des Druckaufnehmers wird zu $0,07 \text{ MPa}$ – $65,5 \text{ MPa}$ angegeben. Die Genauigkeit des aufgenommenen Drucks beträgt nach Herstellerangaben $0,5 \%$ vom Maximalwert des Messbereichs, das entspricht bei der verwendeten Pumpe $0,33 \text{ MPa}$. Alle Pumpen-Messwerte werden über den seriellen Anschluss (RS-232) direkt auf dem Mess-PC über ein auf LabVIEW basierendes Steuerprogramm aufgenommen. Die eingestellte Aufzeichnungsrate beträgt 2 Hz . Der Druck am Zylinderkopf wird zusätzlich über einen analogen Ausgang der Pumpe (0 V – 10 V) an den Messverstärker übergeben, wobei der Wert nur der Redundanz dient und in der Regel nicht weiter verwendet wird.

Grundsätzlich sind zwei Betriebsmodi der Pumpe möglich: konstanter Volumenstrom ($Q_P = \text{konst.}$) oder konstanter Druck ($p_P = \text{konst.}$).

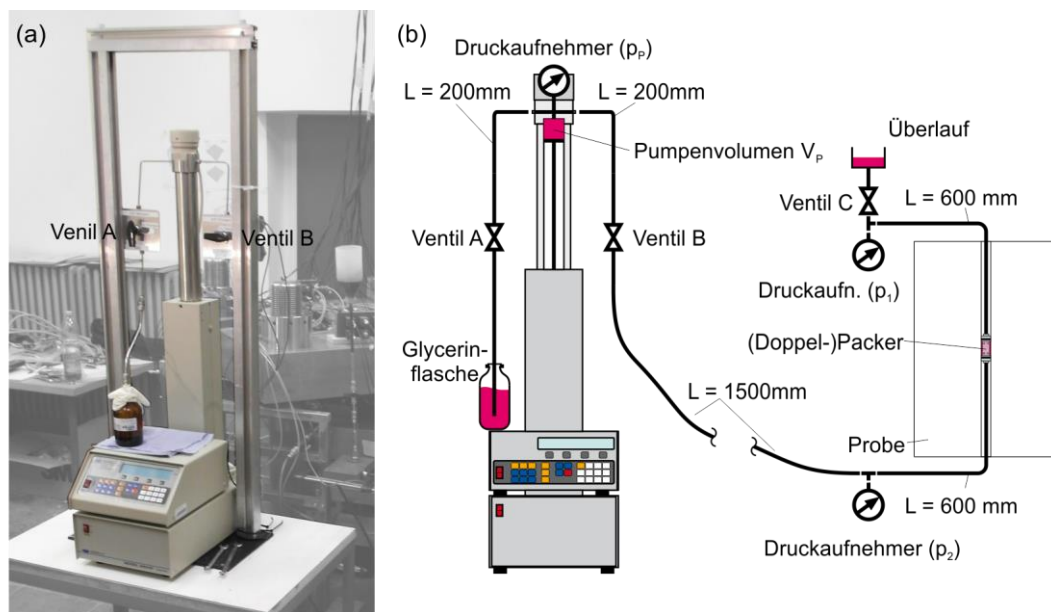


Bild 3.4: (a) Injektionspumpe vor Belastungsapparat, (b) Injektionssystem aus Pumpe, Ventilen, Leitungen, Druckaufnehmern, Probe und Packer.

Die Pumpe wurde nur zum Befüllen und Leeren direkt über das Panel des Pumpencontrollers gesteuert. Im Rahmen seiner Bachelorarbeit hat Düber (2014) das bereitgestellte Pumpensteuerungsprogramm umprogrammiert und an die speziellen Bedürfnisse der Versuchsdurchführung angepasst. Dadurch konnte der Pumpenbetrieb während des Experiments weitgehend automatisiert und wiederholbar erfolgen. Außerdem kann durch das angepasste Programm während des Experiments die geglättete Druckrate (dp_p/dt) aus dem Druck p_p berechnet und angezeigt werden.

Bei den hier vorgestellten Versuchen zur hydraulischen Risserzeugung wurde immer mit (abschnittsweise) konstanter Pumprate Q_p injiziert. Dabei stellt das fluidgefüllte Volumen in Pumpe, Leitungen, Packer und Probe ein geschlossenes System dar. Durch die Pumpe wird streng genommen kein neues Fluid injiziert, sondern lediglich das dem Fluid in der Pumpe zur Verfügung stehende Volumen verringert, dadurch steigt der Druck im Fluid.

3.2.2 Leitungs-/ Injektionssystem

Als Injektionsleitungen wurden Edelstahlrohre mit einem Außendurchmesser von 3,175 mm (= 1/8 ") und einem Innendurchmesser von 1,76 mm verwendet. Diese Rohre sind leicht biegsam und können so durch den Belastungsaufbau hin zum Packer geführt werden. Die Strömungswiderstände in der Injektionsleitung sind bei den hier eingestellten Injektionsraten vernachlässigbar gering.

In Bild 3.4 b ist das Leitungssystem mit Pumpe, Probekörper und dem bei der Erzeugung bohrlochtransversaler Risse eingesetzten Packer (s. Bild 3.5 b) schematisch dargestellt. Am Pumpenzylinderkopf sind beidseitig 200 mm lange Rohrstücke mit Hochdruckkugelhähnen (Ventil A und B) verbunden. Zudem ist dort der geräteinterne Druckaufnehmer installiert, der den

Druck im Pumpenzylinder p_P erfasst. Zum Befüllen des Pumpenzylinders wird Ventil A geöffnet, Ventil B geschlossen, der Pumpenkolben nach unten gefahren und so Fluid aus dem Vorratsbehälter gesogen. Zur Injektion bzw. Druckbeaufschlagung der Probe wird Ventil B geöffnet, Ventil A geschlossen und der Pumpenkolben nach oben gefahren. Vom Pumpenausgang hinter Ventil B führt eine 1200 mm lange Rohrstrecke zur Anschlussleitung des Packers. Die beiden Leitungsstrecken werden über ein T-Stück verbunden, an dem zusätzlich ein Druckaufnehmer (Druckwert p_2) angeschlossen ist. Vom T-Stück führt ein 600 mm langes Leitungsstück zum unteren Anschluss des verspannten Packers. Das Fluid muss den Packerkern durch das Injektionsintervall umfließen, der Packerkern ist nicht durchgängig (s. 3.2.3). Oben am Packer ist eine ebenfalls 600 mm lange Leitung angeschlossen, die durch ein T-Stück mit einem dritten Druckaufnehmer (Druckwert p_1) und dem Ventil C verbunden ist. Durch das Ventil C kann der Injektionsstrang verschlossen werden. Oberhalb des Ventils C ist ein Überlaufbehälter angeschlossen. Bei der Befüllung des Injektionsstrangs wird solange Fluid aus der Pumpe bis in diesen Behälter gepumpt, bis keine Luftblasen mehr austreten.

Die Anschlussleitungen sind schon beim Einbau des Packers an dessen Enden eingeschraubt und verklebt und werden unter- bzw. oberhalb der Lastplatten F bzw. A zur Seite C hin in eine horizontale Nut in der jeweiligen Lastplatte gebogen (s. Bild 3.6). Beim Einsatz des längeren Packers (s. Bild 3.5 c) zur Erzeugung bohrlochparalleler Risse wurden kürzere Anschlussleitungsstücke mit einer Länge von 450 mm eingesetzt.

Bei der Drucksteigerung zur hydraulischen Risserzeugung wird das Leitungssystem bzw. das in ihm enthaltene Fluid zwischen dem Ventil A, über die Pumpe und das Injektionsintervall bis hin zu Ventil C belastet. Das Volumen dieses Injektionssystems, abzüglich des variablen Pumpeninhalts V_P , ist bei Verwendung des kurzen Alupackers $V_{\text{sys}0} \approx 12 \text{ cm}^3$ bzw. bei Verwendung des langen Packers $V_{\text{sys}0} \approx 27 \text{ cm}^3$ groß.

3.2.3 Packer

Der Packer dient zur Abgrenzung des Injektionsintervalls gegenüber der restlichen Bohrlochstrecke. Die im Feld eingesetzten Packer mit den dort gebräuchlichen Bohrlochdurchmessern sind bei den typischen Bohrlochabmessung in Laborversuchen (ca. 10–20 mm) nicht einsetzbar. In Publikationen zu ähnlichen Laborversuchen werden mechanisch verspannte oder eingeklebte Einfachpacker in Sacklöchern oder Doppelpacker in durchgehenden Löchern verwendet. Bei allen bekannten Konstruktionen handelt es sich um (nur wenig detailliert beschriebene) Eigenentwicklungen der jeweiligen Forschergruppen (vgl. z.B. Ito & Hayashi 1991, Sibai et al. 1997, Weijers 1995, Bonger et al. 2015). Die hier verwendeten Packer sind basierend auf den Erkenntnissen aus Vorversuchen an kleineren Proben und den ersten Vorversuchen im neu aufgebauten Versuchsstand entwickelt worden. In Anhang A1 ist diese Packerentwicklung beschrieben. In Bild 3.5 a ist Bau- und Funktionsweise der schlussendlich in den Versuchen verwendeten Packer dargestellt. Bei der Erzeugung bohrlochtransversaler Risse wurde ein kurzer Packer (s. Bild 3.5 b) mit entsprechend kurzem Injektionsintervall eingesetzt. In den Experimenten, in denen bohrlochparallele Risse erzeugt wurden, wurde ein deutlich längerer

Packer verwendet (s. Bild 3.5 c). In Vorversuchen wurde beobachtet, dass die bohrlochparallelen Risse auch maßgeblich entlang der „offenen“ Bohrlochwandung wachen. Wenn der Riss das Ende des Injektionsintervalls (O-Ringe) erreichte, entstanden Umläufigkeiten vom Injektionsintervall über den Riss in das offene Bohrloch ober- bzw. unterhalb des Packers und das Risswachstum stoppte. Durch den Einsatz des langen Packers wird ein früher, durch Umläufigkeiten an den Packerenden begründeter Rissstopp verhindert.

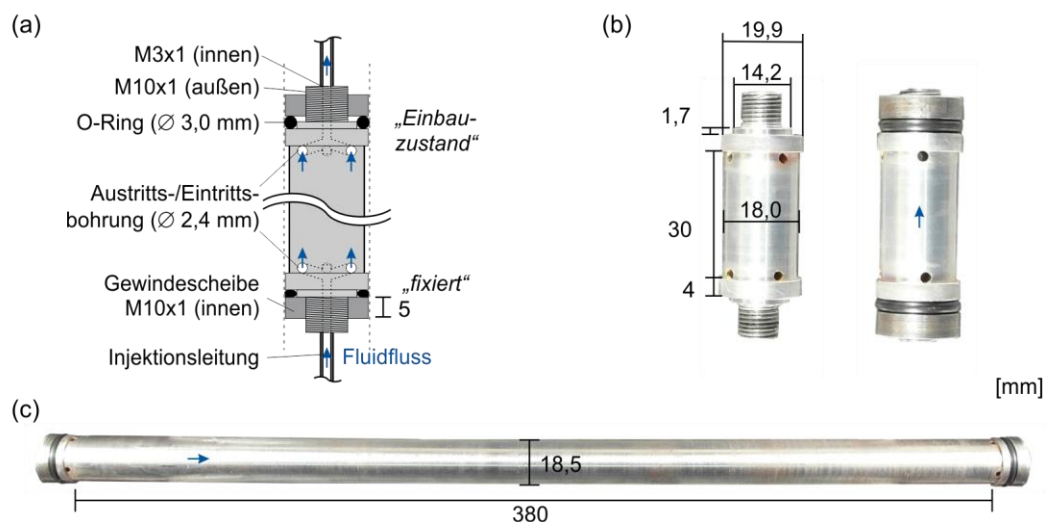


Bild 3.5: (a) Schema Packerbauweise und Packer für (b) bohrlochtransversale und (c) bohrlochparallele Risse (gedreht) mit spezifischen Maßen.

Hauptbestandteil der Packer ist ein gedrehter Kern. Dieser besteht beim kurzen Packer (Bild 3.5 b) aus Aluminium und beim langen Packer (Bild 3.5 c) aus Stahl. Wenn der Packer im Bohrloch platziert ist, werden die an beiden Enden lose aufgeschraubten Gewindescheiben mit einem Drehmoment von 25 N·m festgedreht. Dadurch werden die eingelegten O-Ringe gegen die Bohrlochwandung gequetscht. Der Packer ist so in seiner Lage fixiert und das Injektionsintervall ist abgedichtet. Mit dem Anstieg des Fluiddrucks im Injektionsintervall werden die O-Ringe zusätzlich belastet, wodurch die Dichtheit des Injektionsintervalls auch bei hohen Drücken sichergestellt ist.

Das Injektionsintervall wird von unten nach oben hin mit Fluid aufgefüllt und durchflossen, um die im Injektionsstrang enthaltene Luft möglichst vollständig verdrängen zu können (s. blaue Pfeile in Bild 3.5). Eine direkte Durchströmung des Packermittelteils ist dabei nicht möglich.

3.2.4 Injektionsdruckmessung

Der Injektionsdruck stellt bei der hydraulischen Risserzeugung die wesentliche, weil einzige direkt messbare Kontrollgröße dar. Dabei ist die Messbarkeit dieses Wertes auf den Leitungs- und Bohrlochbereich beschränkt. Der Fluiddruck im hydraulisch getriebenen Riss selber kann nicht messtechnisch erfasst werden. Wegen des kleinen Bohrlochdurchmessers und dem die Probe umgebenden Belastungsaufbau konnte in den Versuchen kein Druckaufnehmer direkt am Injektionsintervall angeschlossen werden. Stattdessen wurden Druckaufnehmer in jeweils

gleichem Abstand vor (p_2) und hinter (p_1) dem Injektionsintervall mit T-Stücken an der Zu- bzw. Ableitung vom Injektionsintervall angeschlossen (s. Bild 3.4 b). Unter der Annahme gleicher Strömungswiderstände auf den Strecken zwischen dem Injektionsintervall und den beiden Druckaufnehmern, wird der Fluiddruck p im Injektionsintervall vereinfachend als Mittelwert aus diesen zwei Messwerten bestimmt. Um Messabweichungen zu vermeiden, wurden zwei Sensoren gleichen Typs (Keller P33x/1000 bar/80794) eingesetzt. Der Messbereich der Druckaufnehmer liegt zwischen 0 und 100 MPa bei einer Genauigkeit von 0,1 MPa. Das Signal kann analog (0 V-10 V) oder digital ausgegeben werden. Da die digitale Abfrage der Transmitter die mikroseismischen Messungen stört, wurde allein das über den Messverstärker aufgezeichnete analoge Signal der Druckaufnehmer verwendet.

3.2.5 Injektionsfluid und -einstellungen

Die besondere Herausforderung bei der hydraulischen Risserzeugung im Labormaßstab besteht darin die Rissausbreitung so „einzustellen“, dass der Riss möglichst langsam innerhalb der naturgemäß begrenzten Probe voranschreitet und in ihr verbleibt. Sind der Spannungszustand der Probe, das Probenmaterial sowie ein Risskeim vorgegeben, können nur noch das injizierte Fluid und die Einstellungen der Injektion variiert werden, um das Risswachstum dahingehend zu beeinflussen.

Die Wahl des Injektionsfluides und der Injektioneinstellungen basieren auf Erfahrungen aus Vorversuchen an kleineren Proben ($150 \times 150 \times 150 \text{ mm}^3$) im Rahmen von Abschlussarbeiten, die durch den Verfasser dieser Arbeit betreut wurden, und den Vorversuchen VV01 – VV30 zur Inbetriebnahme und Optimierung des neuen Versuchsstandes (s. Clauser et al. 2015).

Die maßgebende Fluideigenschaft bei der hydraulischen Risserzeugung ist deren Viskosität (s. 2.1.4). Nach der versuchsweisen Injektion von Wasser ($\eta \approx 0,001 \text{ Pa s}$) und dünnflüssigem Öl ($\eta \approx 0,05 \text{ Pa s}$) in ersten Versuchen (Schulze 2012, Axmann 2012) konnte durch die Verwendung von Glycerin ($\eta \approx 1,4 \text{ Pa s}$, CAELO 2013) eine merkliche Verlangsamung des Risswachstums erreicht werden (Rheinbay 2013). Durch die Beimengung von Tusche (EDDING 2007) zum Einfärben des Glycerins konnte der Fluidfortschritt im untersuchten Gestein markiert werden. Für die verringerte Viskosität des Gemisches aus Glycerin und Tusche wurde durch eine einfache Rechnung ein unterer Grenzwert der Viskosität ermittelt (s. Anhang B1). Die tatsächliche, dynamische Viskosität des Glycerin-Tusche-Gemisches unter atmosphärischem Druck und bei Raumtemperatur beträgt demnach $0,98 \text{ Pa s} < \eta < 1,4 \text{ Pa s}$.

Weiter zeigten die Experimente von Rheinbay (2013) den Einfluss des Fluidvolumens auf, das im Injektionsstrang und in der Pumpe bis zur Rissentstehung komprimiert wird. Je größer das komprimierte Fluidvolumen ist, desto länger wächst der Riss schnell und unkontrollierbar voran. Diese Beobachtungen decken sich mit den Erläuterungen zur Stabilität eines hydraulisch getriebenen Risses von Jung (1986) (s. 2.2.4). Das Volumen des Injektionsstrangs ist daher minimiert worden. Außerdem wird das im Pumpenzylinder zur Verfügung stehende Fluidvolumen

in den Versuchen auf ein praktikables Minimum reduziert und zwischen den Einzelversuchen nicht variiert.

Um die Rissausbreitung schon möglichst früh nach der Rissentstehung kontrollieren zu können, wurde ein spezieller Injektionsablauf gewählt. In einem ersten Fluidinjektionszyklus (kurz: FI1) wird der Fluiddruck im Injektionsintervall bis zum Maximaldruck gesteigert und dann schlagartig durch das Öffnen eines Handventils (s. Ventil C in Bild 3.4 b) abgelassen. Auf diese Weise hat Schulte (2013) es in Vorversuchen an den kleinen Probewürfeln geschafft einen transversalen Riss zu erzeugen, der von der Riskeimspitze nur ~ 15 mm bis in die Probe hinein gewachsen ist. Dieser Zyklus wird im Folgenden auch als „Anrisszyklus“ bezeichnet. Im zweiten Injektionszyklus (kurz: FI2) wird dieser Anriss dann durch eine erneute Drucksteigerung mit geringer Injektionsrate geöffnet und ausgebreitet (daher auch „Ausbreitungszyklus“).

Die genauen Werte der eingestellten Startvolumina des Pumpenzylinders V_{P0} und die eingestellten Injektionsraten Q_P sind in Kapitel 5 für die einzelnen Versuche je Injektionszyklus angegeben. Die Wirkung des „Anrisszyklus“ (FI1) wird durch die in Abschnitt 5.2 dargestellte Versuchsserie aufgezeigt.

3.3 Belastungsapparat

In diesem Kapitel wird der entwickelte Belastungsapparats zur dreiaxialen Belastung der Proben beschrieben. Dieses Kapitel betrifft das Themengebiet der hydraulischen Risserzeugung nur indirekt, hilft aber die Versuchsrandbedingungen zu verstehen und stellt einen wesentlichen Teil der Entwicklungsarbeiten dar.

3.3.1 Belastungselemente

Lastplatten

Zur Überwachung des hydraulischen Risswachstums in den Proben wurden 32 mikroseismische Sensoren an den Probeseiten angekoppelt (s. Bild 3.17). Um die Probe trotzdem (möglichst gleichverteilt) allseitig belasten zu können, wurden die Sensoren in planparallel gefrästen Lastplatten aus Stahl eingehaust (s. Bild 3.6). Die Dicke der Lastplatten ist maßgeblich durch die Sensoren bestimmt und zu 50 mm gewählt worden. Die vertikalen Lastplatten (Seiten B bis E) haben die gleichen Abmessungen wie die hohen Seiten B bis E der Proben und enthalten Bohrungen für je sechs Sensoren. Die Lastplatten A und F haben die gleichen Abmessungen wie die Probenseite A und F und enthalten Bohrungen für je vier Sensoren und eine zentrische kleinere Bohrung für die Zu- bzw. Ableitung zum Packer. Die Anbringung der Sensoren und die erforderlichen Bohrungen in den Lastplatten sind in Abschnitt 3.4 weiter beschrieben. Die probenzugewandten Kanten der Lastplatten sind 5 mm tief unter einem Winkel von 45° gefast, um eine Berührung benachbarter Platten bei der Probenstauchung zu verhindern. Auf den

Plattenrückseiten sind, von den Bohrlöchern nach außen verlaufende Nuten gefräst, durch die die Anschlusskabel der angekoppelten Sensoren bzw. die Anschlussleitungen des Packers geführt werden. Zur Lagesicherung und zum Schutz der Kabel und Leitungen werden die Rückseiten der Lastplatten mit 2 mm starken Blechen abgedeckt, die mit Schrauben an den Lastplatten fixiert werden.

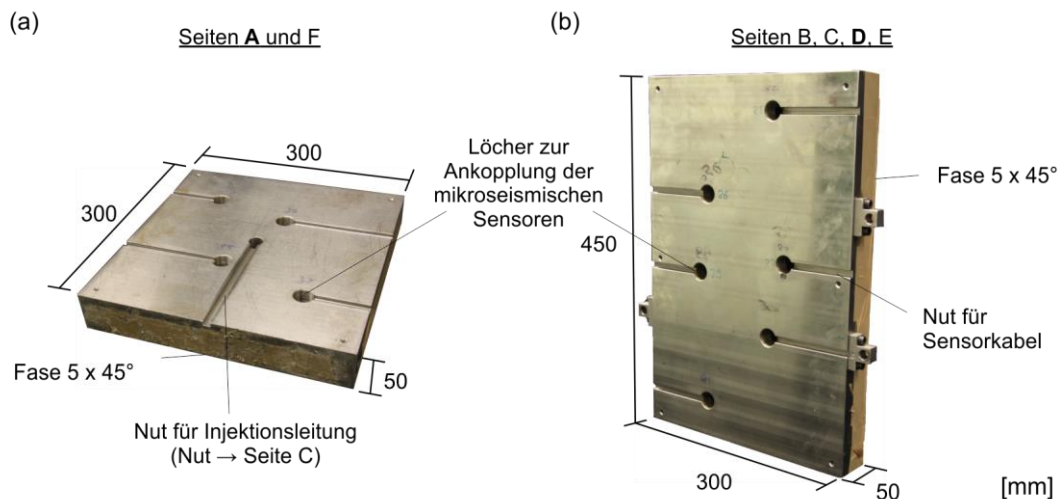


Bild 3.6: Lastplatten mit Bemaßung (vgl. Kennzeichnung der Probenseiten in Bild 3.1).

Um die Reibung in den Kontaktflächen zwischen den Lastplatten und der Probenoberfläche zu verringern, wurden je Seite zwei 0,5 mm dicke Teflonfolien zwischen die Lastplatte und die Probe eingelegt. Die Folien haben die Abmessungen der jeweiligen Probenseite und sind an den Sensorpositionen mit kreisrunden Aussparungen versehen, damit die Sensoren direkt am Gestein angekoppelt werden können.

Druckkissen

Zur Druckaufbringung werden speziell gefertigte Druckkissen (engl. flat jacks) der Firma GLÖTZL Gesellschaft für Baumesstechnik mbH eingesetzt. Die verwendeten Edelstahlkissen weichen vom Aufbau her von handelsüblichen Druckkissen zur Messung von Spannungen (s. Paul & Walter 2004) ab. Wie bei diesen Kissen auch wird die flächige Belastung dadurch generiert, dass zwischen zwei umlaufend dicht verschweißten Blechen ein Fluid eingepumpt wird. Allerdings sind die Bleche hier nicht direkt am Rand miteinander, sondern jeweils mit der unteren bzw. oberen Schenkelspitze eines zwischen den Blechen angeordneten rechtwinkligen Rahmens mit C-förmigen Profil, verschweißt (s. Detail in Bild 3.9). Dadurch sind die Bauhöhe und der mögliche Hub dieser Kissen größer als bei Druckkissen mit direkt verschweißten Blechen.

In Voruntersuchungen wurde ein bereitgestellter Prototyp mit einer Grundfläche von 300 mm × 300 mm und einer Dicke von ~15 mm bezüglich seiner Verformbarkeit, der tatsächlichen Größe der Belastungsfläche und der Gleichmäßigkeit der aufgetragenen Belastung getestet.

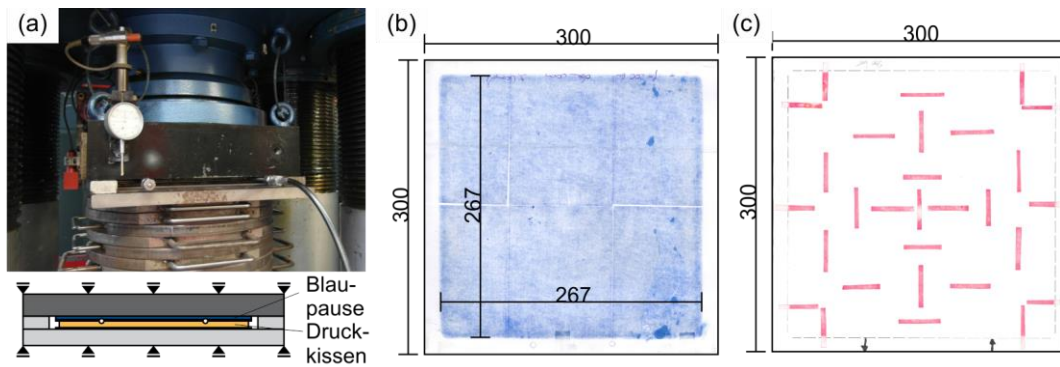


Bild 3.7: Eignungstest an Prototypen der verwendeten Druckkissen: (a) Testaufbau, (b) Blaupause der Kontaktfläche, (c) gleichmäßige Färbung drucksensitiver Folienstreifen.

Eine 3 MN-Prüfpresse bei GiB diente bei diesen Tests als Widerlager. Darin wurde das Probekissen in einem 20 mm hohen Spalt platziert und der verbleibende Restspalt wurde mit Blechen aufgefüllt. Dann wurde das Probekissen aufgepumpt. Die Größe der Kontakt- bzw. Druckfläche wurde mit Blaupaus- und Papierbögen ermittelt (s. Bild 3.7 b). Im Ergebnis war zu erkennen, dass die Kontaktfläche, des mit 20 MPa belasteten Probekissens, umlaufend rund 15 mm vor dem äußeren Druckkissenrand endet. Die Kontaktfläche ist also wie zu erwarten kleiner als die Gesamtgrundfläche des Kissens. Durch zusätzliche Tests mit drucksensitiven Folienstreifen (Fuji Prescale), die sich abhängig von der maximalen Kontaktspannung verschieden stark rot färben, wurde die Gleichmäßigkeit der Druckbelastung über der Belastungsfläche und das ungefähre Druckniveau bestätigt (s. Bild 3.7 c). Zusätzlich wurde die tatsächliche Belastung auf die Prüfmaschine durch das Druckkissen über die interne Kraftmessdose der Prüfmaschine überprüft. Dazu wurde der Druckkissendruck stufenweisen gesteigert und die Änderung der Maschinenkraft dokumentiert. Unter Annahme einer konstanten Kontaktfläche von 270 mm × 270 mm wurde dann die Belastungsspannung σ aus der gemessenen Maschinenkraft berechnet. In Bild 3.8 ist die berechnete Belastungsspannung σ über dem aufgetragenen Öldruck im Druckkissen (p_{DK}) aufgetragen.

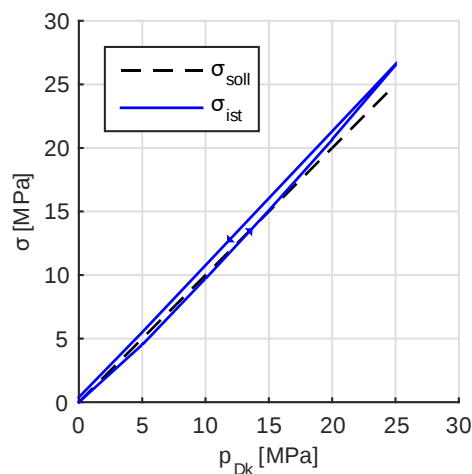


Bild 3.8: Druckkissenprototyp – Verhältnis zwischen Druckkissendruck p_{DK} und Belastungsspannung σ .

Es wird deutlich, dass die wirksame Kontaktfläche durch die steigende Innendruckbelastung des Kissens zunimmt und ab $p_{DK} \approx 15 \text{ MPa}$ größer sein muss als die angenommene Fläche. Die Entlastung des Kissens zeigt einen nahezu linearen Verlauf. Im Folgenden wird angenommen, dass der Belastungsdruck σ in der wirksamen Lasteinleitungsfläche dem Wert des Öldrucks in den Druckkissen (p_{DK}) entspricht.

Basierend auf den Erkenntnissen der Tests am Probekissen wurden dann die Druckkissen für den entwickelten Belastungsapparat ausgelegt. Im Versuchsaufbau werden je Belastungsrichtung zwei Druckkissen angeordnet. An den vier vertikalen Probenseiten (Seiten B–E) wird jeweils ein großes Druckkissen (Außenmaße $320 \text{ mm} \times 470 \text{ mm}$) für die horizontale Belastung hinter den Lastplatten positioniert. Die vertikale Belastung wird über zwei ober- bzw. unterhalb der Lastplatten A bzw. F angeordnete quadratische Druckkissen ($320 \text{ mm} \times 320 \text{ mm}$) aufgebracht. So wurde der im Vergleich zur Grundfläche geringeren Lasteinleitungsfläche mit einem allseitigen Übermaß von 10 mm gegenüber den Proben- und Lastplattenabmessungen Rechnung getragen. In Bild 3.9 sind die beiden Druckkissentypen gemeinsam mit dem Detail der umlaufenden Fugenkonstruktion dargestellt. Um die Kissen zu befüllen und beim Auf- und Abbau verschließen bzw. öffnen zu können, sind an beiden Anschlüssen jedes Druckkissens Kugelhahnventile installiert (in Bild 3.9 nicht dargestellt).

Im Versuchsstand werden die Druckkissen in 20 mm breite Spalte zwischen den Lastplatten und den Widerlagerteilen eingesetzt (s. Bild 4.1 e, f). Der verbleibende Spalt wird mit Blechen aufgefüttert. Durch die Belastung erfahren die Druckkissen plastische Verformungen. Daher müssen die Druckkissen B–E beim Abbau zunächst zurückverformt werden, bevor sie aus dem Spalt zwischen den Lastplatten und dem geschlossenen horizontalen Widerlager entnommen werden können (s. Abschnitt 4.1.4). Trotz dieser plastischen Verformungen können die Kissen über viele Versuche hin wiederverwendet werden. Die Druckkissen A und F können ohne eine vorherige Rückverformung entnommen werden, da das vertikale Widerlager beim Abbau demontiert wird.

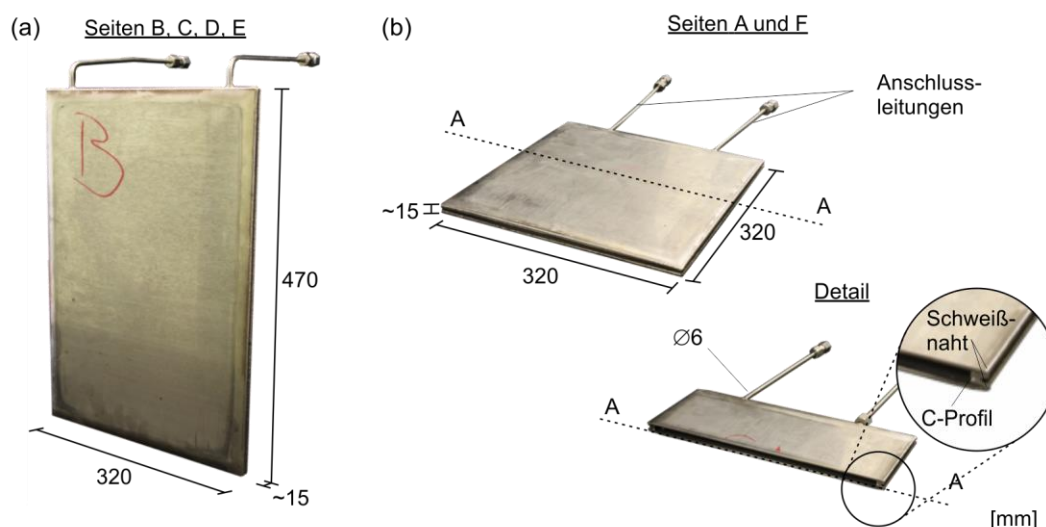


Bild 3.9: Druckkissen zur (a) horizontalen und (b) vertikalen Belastung und Detail der Bauweise.

3.3.2 Widerlagerkonstruktion

Die für den Ausgangsspannungszustand dreidimensional auf die Proben aufzubringende Belastung muss gegen eine stabile und steife Widerlagerkonstruktion abgestützt werden. Die Vorgaben zu den möglichen Druckspannungen auf die Probe sind in Bild 3.10 a enthalten. Die Widerlagerkonstruktion darf infolge der hohen Belastungen nur elastische Verformungen erfahren, damit sie wiederholt genutzt werden kann. Der Gesamtaufbau wurde in einen biaxial belastbaren Widerlagerteil für die horizontale Belastung (σ_x , σ_y , s. Bild 3.10 b) und einen einaxial belastbaren Widerlagerteil für die vertikale Belastung (σ_z , s. Bild 3.10 c) aufgeteilt.

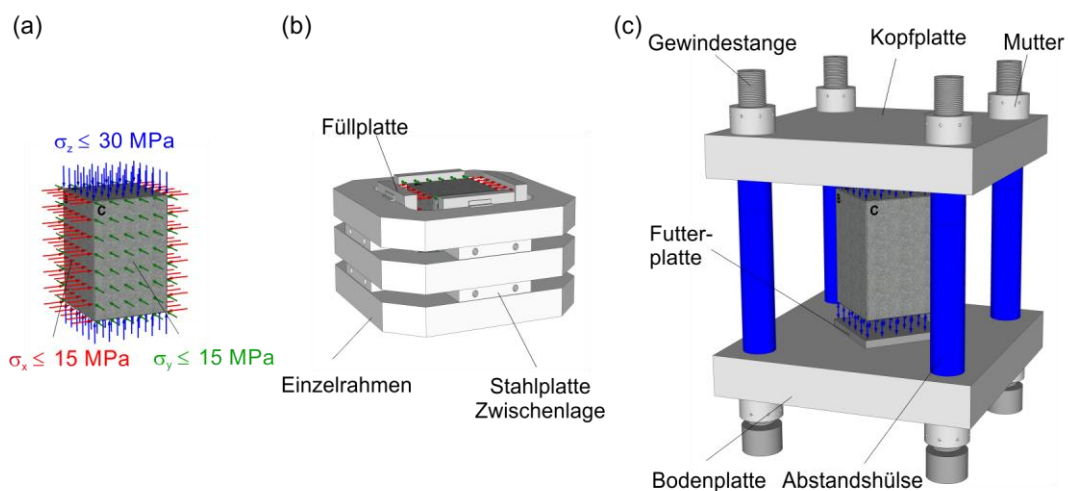


Bild 3.10: Widerlagerkonzept - (a) Dreiaxial belastete Probe, (b) Horizontales Widerlager, (c) Vertikales Widerlager.

Das horizontale Widerlager besteht aus drei aufeinander gestapelten, monolithischen Einzelrahmen und zwei Zwischenlagen aus je vier Stahlplatten. In der Mitte dieses Aufbaus ist die stehende Probe (mit den Druckkissen) platziert. Die Eckbereiche in den Zwischenlagen sind offen gehalten worden, um durch diese Spalte die Probekörperverformung überwachen zu können. Um rückseitig der Druckkissen B-D eine vollflächige Auflage der Druckkissen zu gewährleisten, sind in die gestapelten Rahmen vier stählerne Füllplatten (320 mm $\times$ 470 mm $\times$ 55 mm) eingehängt. Durch das Aufpumpen der Druckkissen B–E wird die Probe horizontal in diesem geschlossenen Rahmen eingespannt.

Das vertikale Widerlager besteht aus zwei schweren Stahlplatten ober- und unterhalb der Probe, die durch vier hochfeste Stahlgewindestangen mit aufgeschraubten Gewindemuttern zusammengehalten werden. Die Gewindestangen, die unteren Muttern und die Bodenplatte sind fix installiert. Die Kopfplatte wird für jeden Versuch installiert bzw. demontiert. Damit Kopf- und Bodenplatte beim Aufbau immer parallel zueinander installiert werden, wird die Kopfplatte auf vier gleichlange Abstandshülsen abgelegt. Um die vertikal wirkenden Druckkissen A und F wiederholbar platzieren zu können, wurden auf den probenzugewandten Seiten von Kopf und Bodenplatte zentrisch zusätzliche Futterplatten (320 mm $\times$ 320 mm $\times$ 30 mm) mit seitlichen

Anschlägen angeschraubt. Durch das Aufpumpen der Druckkissen A und F wird die Probe vertikal in diesem Vier-Säulen-Rahmen gespannt.

Die tragenden Widerlagerteile wurden unter Verwendung eines Finite-Elemente-Methode-Programms (ABAQUS 2012) so bemessen, dass sie durch die vorgesehene Belastung (s. Bild 3.10 a) und unter Berücksichtigung eines Sicherheitszuschlags von 50 % nur elastische Verformungen erfahren, d.h. die Fließgrenze des Stahls sicher nicht erreicht wird. Da die Widerlagerkonstruktion für jeden Versuch zu Teilen auf- und abgebaut werden muss, wurden die Abmessungen der Rahmen und Platten so gewählt, dass die Bauteilgewichte noch handhabbar und die elastischen Verformungen verträglich waren. Die Durchbildung und Bemessung der Bauteile ist im Anhang A2 in wesentlichen Zügen beschrieben. Die horizontalen Biaxialrahmen, die Kopf- und die Fußplatte sowie die Zugstangen wurden durch Zulieferer gefertigt. Einige Maße dieser Bauteile wurden dabei unter Einhaltung von vorgegebenen Fix- und Mindestmaßen erst während der Herstellung im fertigen Betrieb festgelegt. Die restlichen Bestandteile des Widerlageaufbaus wurden durch GiB bearbeitet und in ihren Maßen an die großen Bauteile angepasst. Die finalen Abmessungen aller Bauteile des Widerlageaufbaus sind in Bild 3.11 dargestellt.

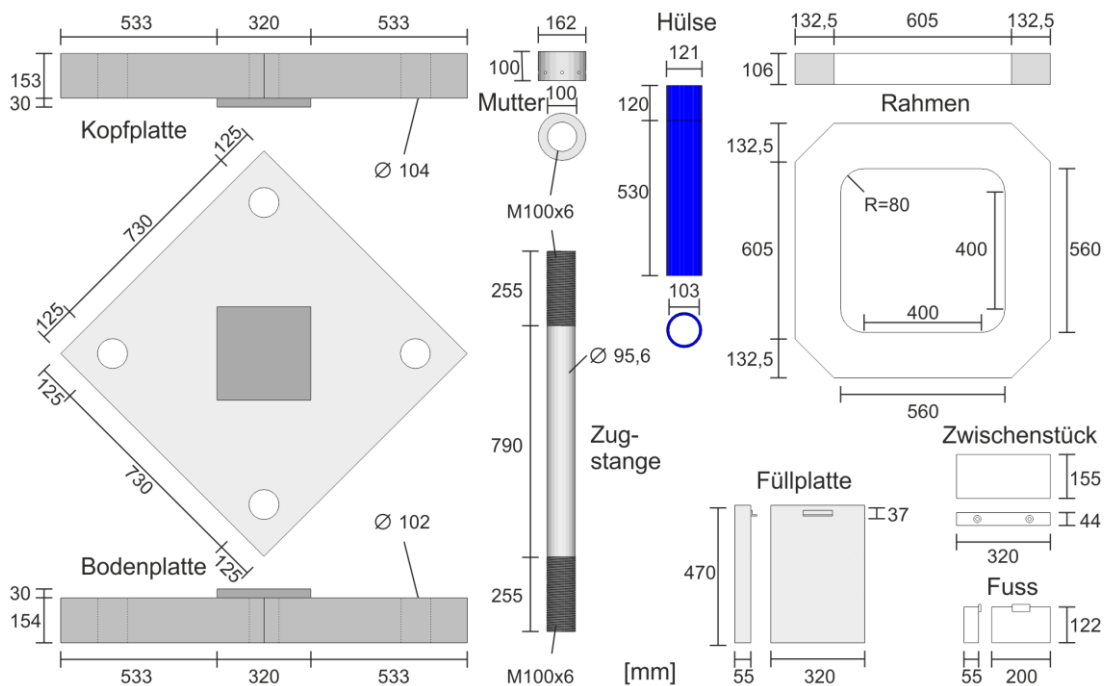


Bild 3.11: Abmessungen der Widerlagerbauteile.

Die Dehnungen der tragenden Widerlagerbauteile (Kopf- und Bodenplatte, Biaxialrahmen, Zugstangen) wurden in allen Versuchen mit Dehnungsmessstreifen gemessen. Diese Messungen belegen, dass das Widerlager über alle Versuche hinweg im prognostizierten Maße beansprucht wird (s. Anhang A3). Eine Reaktion der Widerlagerbauteile auf die hydraulische Risserzeugung wurde nicht festgestellt.

3.3.3 Erzeugung und Regelung der Belastungsspannung

Der Druck in den Druckkissen wird durch ein Belastungssystem aus einer Druckregelanlage für drei unabhängige Druckregelkreise und einer vorgeschalteten Handpumpe aufgebracht und geregelt. In Bild 3.12 sind die Druck-/Volumenregelanlage (Typ: Wille 3 VPC) und das Funktionsschema des Belastungssystems dargestellt.

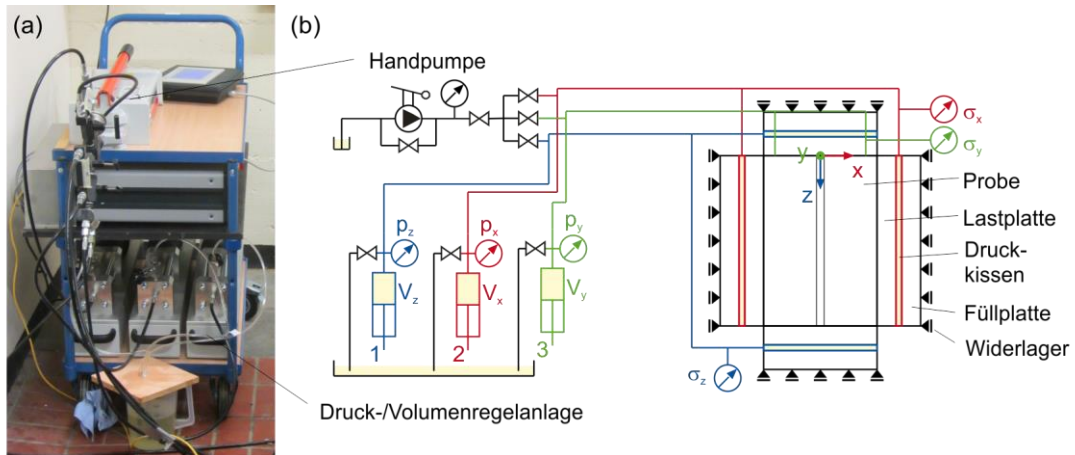


Bild 3.12: (a) Pumpeneinheit aus Handpumpe und Druck-/Volumenregelanlage, (b) Funktionsschema bzw. Hydraulikplan des Belastungssystems.

Die Druckwerte (p_x , p_y , p_z) an den Pumpen der Druckregelung und die zur Belastungssteigerung bzw. -regelung aus den Pumpen verdrängten Volumina (V_x , V_y , V_z) werden geräteintern kontinuierlich erfasst und an einen Messrechner übergeben. Darüber hinaus wird der Druck direkt an den Druckkissenpaaren mit je einem Druckaufnehmer aufgenommen (σ_x , σ_y , σ_z). In Bild 3.13 sind exemplarisch die Verläufe der Druckkissendrucke (linke y-Achse) und der Regelvolumina (rechte y-Achse) aus dem Versuch VV40 dargestellt.

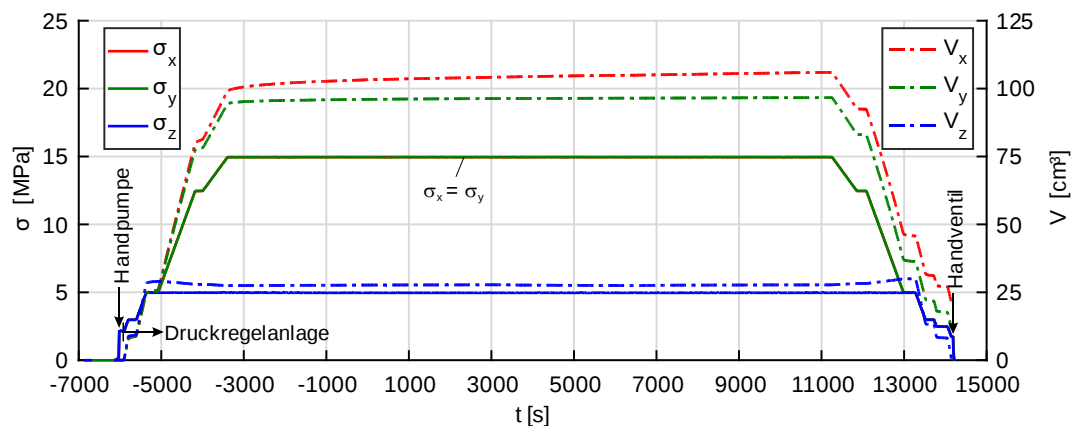


Bild 3.13: Verläufe der Belastungsspannungen (σ_x , σ_y , σ_z) und der Regelvolumina (V_x , V_y , V_z).

Die Druckkissen erfahren in jedem Versuch durch die Belastung plastische Verformungen und müssen nach dem Ausbau rückverformt werden. Nach dem Aufbau des nächsten Versuchs müssen sie dann erst wieder im Spalt zwischen Lastplatte und Füllplatte „aufgeblasen“ werden. Dazu wird

eine Handpumpe mit großem Öltank genutzt, da das Zylindervolumen der drei Regelpumpen auf je 250 ml begrenzt ist. Mit der Handpumpe wird der Belastungsdruck zunächst allseitig auf $\sim 2,2$ MPa gesteigert (s. Bild 3.13). Das dabei in die Druckkissen eingebrachte Ölvolumen konnte nur überschlägig erfasst werden.

Von diesem Zustand aus werden die Drücke durch die drei Hochdruck-Präzisions-Spritzenpumpen der Druckregelungsanlage zunächst asynchron auf einen gemeinsamen Ausgangsdruck von $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = 3$ MPa gefahren. Dann wird über das Steuergerät der Soll-Belastungszustand eingegeben. Die Belastungsdrücke werden dann von der Anlage streckenweise synchron, mit vorgegebener Druckrate gesteigert. Wenn der Druck-Sollwert einer Belastungsrichtung erreicht ist, wird dieser durch die Anlage konstant geregelt. Dabei dient der Druck an der jeweiligen Pumpe als Regel- und das zugehörige Pumpenzylindervolumen als Stellgröße. Die Werte V_x , V_y und V_z entsprechen dem Unterschied des aktuellen Zylindervolumens zum Ausgangszylindervolumen der jeweiligen Belastungspumpe beim Start der Druckregelanlage von $\sim 2,2$ MPa aus (s. Bild 3.13).

Am Kurvenverlauf des Regelvolumens der Belastung in z-Richtung (V_z) ist die Beeinflussung durch die Querdehnung der Probe bei der weiteren Steigerung bzw. früheren Entlastung von σ_x und σ_y zu erkennen. V_z muss reduziert bzw. erhöht werden, damit σ_z trotz der steigenden bzw. nachlassenden Querdehnung konstant bleibt. Sind auch die Sollwerte von σ_x und σ_y erreicht, schaltet die Regelanlage auch in diesen Belastungsrichtungen in den Druckhaltemodus. Am Verlauf von V_x ist zu erkennen, dass, um den Solldruckwert zu halten, noch beständig Fluid nachinjiziert werden muss. Auch in den anderen Richtungen ist eine Nachregelung erforderlich, sie ist im gewählten Auftragsmaßstab aber nicht so deutlich zu erkennen. Dieser latente Nachregelbedarf variiert durch die Hin- und Rückverformung der mehrfach genutzten Druckkissen von Versuch zu Versuch. Kommt es infolge der hydraulischen Risserzeugung und der Rissvolumenzunahme zur Ausdehnung der Probe, werden die Druckkissen zwischen den Lastplatten und dem Widerlager gequetscht. Darauf reagiert die Druckregelanlage, indem sie das Ölvolumen in den gequetschten Kissen zwischenzeitig reduziert. Dieser Effekt ist in den Regelvolumenverläufen in Bild 3.13 maßstabsbedingt nicht erkennbar. Wie in Abschnitt 4.2.5 genauer erläutert, kann er aber ausgenutzt und durch eine risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung beschrieben werden. Nach der hydraulischen Risserzeugung und der Entlastung des Injektionssystems werden die Druckkissen stufenweise synchron bis auf einen Druck von ca. 2 MPa entlastet. Hier fällt auf, dass dazu durch die Druckregelungsanlage weniger Fluid in die Pumpen gesogen wird, als bei der Belastung herausgepumpt wurde. Das ist dadurch begründet, dass die Druckkissen durch die Belastung bleibende Verformungen erfahren (vgl. Bild 3.6). Der verbleibende Druck von ~ 2 MPa wird durch das Öffnen des Rücklaufventils am Tank der Handpumpe abgelassen.

3.4 Mikroseismische Messungen

Die Entwicklung der Größe des im Probekörper hydraulisch erzeugten Risses kann durch die bis hierher vorgestellten Messinstrumente und die daraus ableitbaren Messgrößen nicht erfasst

werden. Bei der Rissbildung treten aber akustische Emissionen (AE) auf, die sich in Form elastischer Wellen im Probekörper ausbreiten. Mit mikroseismischen Sensoren und einer entsprechenden Messanlage können diese Wellen erfasst und Rückschlüsse auf Ort und Zeit der Rissereignisse bei der Rissausbreitung gezogen werden. Ein entsprechendes mikroseismisches Messsystem wurde in den Versuch(-saufbau) eingebunden. Die mikroseismischen Messungen wurden vom Projektpartner GGE vorgenommen.

Im Folgenden werden lediglich die prinzipiellen Grundlagen der Messmethode, die zugehörige Messtechnik und ihr Einbau im Versuchsstand sowie die messtechnische Verfahrensweise in den Versuchen erläutert.

3.4.1 Grundlagen des Messprinzips

Bei der **akustischen Durchschallung** handelt es sich um ein sogenanntes aktives seismisches Verfahren. Wie in Bild 3.14 dargestellt, wird an einem vorgegebenen Ort eine elastische Welle in die Probe eingebracht. Diese breitet sich vom Sendepunkt zu den anderen Sensoren hin aus und wird dort, je nach Entfernung und Laufweg früher oder später registriert.

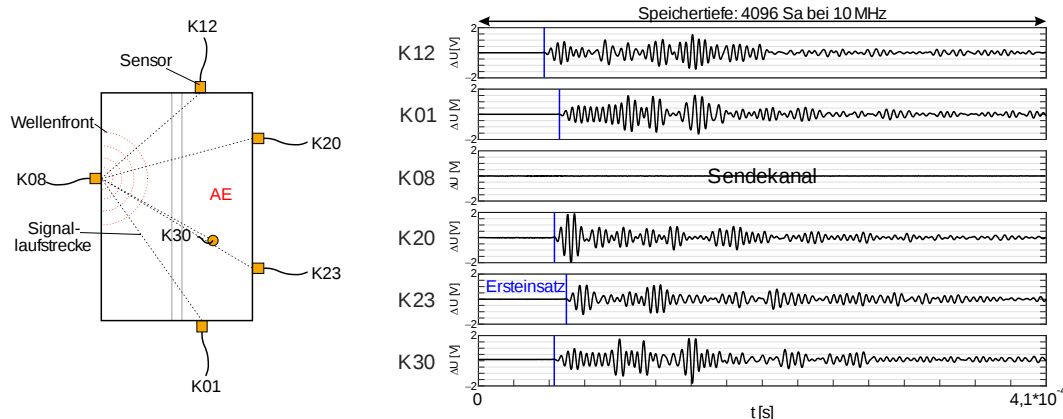


Bild 3.14: Prinzip der Durchschallungsmessungen in ebener Darstellung.

Aus den Laufzeiten durch die intakte Probe und den bekannten Entfernungen vom Sendepunkt zu den Empfängern werden die Schallwellengeschwindigkeiten des Probenmaterials ermittelt.

Die **Schallemissionsanalyse** (engl.: Acoustic Emission Testing, kurz: AT) basiert auf der Aufnahme und Interpretation von akustischen Ereignissen, die beispielsweise begleitend zu Bruchprozessen auftreten. Sie wird daher auch als passive akustische Methode bezeichnet. Bei der Rissbildung wird ruckartig elastische Energie freigesetzt. Dieser Ruck breitet sich in Form einer elastischen (Schall-)Welle in der Probe aus (s. Bild 3.15).

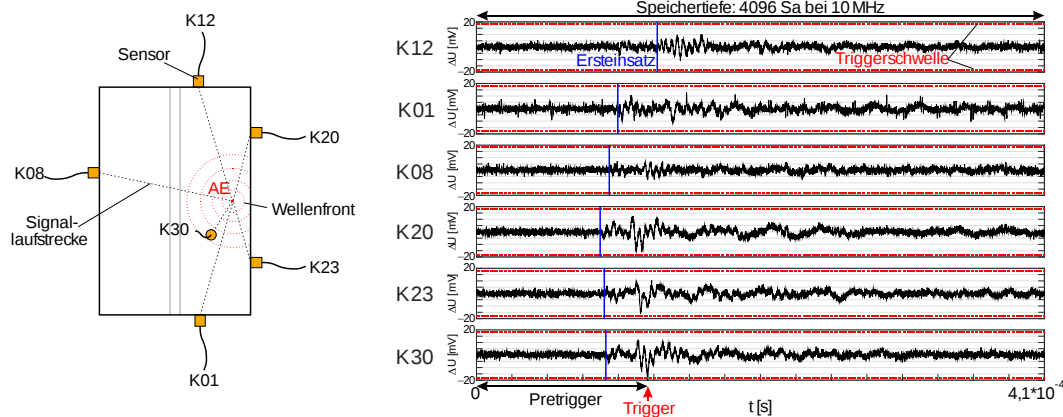


Bild 3.15: Prinzip der Schallemissionsanalyse - Triggerschwelle, Trigger, Pretrigger, Ersteinsatz.

Durch die Sensoren werden an verschiedenen, bekannten Punkten an den Probenaußenseiten kontinuierlich die Schwingung der Probenoberfläche aufgenommen (s. Bild 3.15 bzw. Bild 3.17). Rissereignisse generieren typischerweise sogenannte transiente Wellen, deren Anfang und Ende sich gut von einem gegebenenfalls vorherrschenden Grundgeräusch abhebt (Vallen 2001). Überschreitet die Amplitude der Schwingung an einem Sensor einen vorgegeben Schwellwert, wird die Aufnahme und Speicherung aller Sensorsignale innerhalb eines definierten Zeitfensters ausgelöst („Trigger“). Dabei besteht durch eine kontinuierliche Pufferung aller registrierten Signale die Möglichkeit den Signalverlauf eines gewissen Zeitbereiches vor dem eigentlichen Triggern der Aufnahme mit abzuspeichern („Pre-Trigger“). An allen aufgezeigten Signalen wird dann der sogenannte Ersteinsatz der transienten Welle gesucht. Dieser markiert die Ankunftszeit der elastischen Welle am jeweiligen Sensor. Aus den Ankunftszeiten an den verschiedenen Sensoren, den Sensorpositionen am Probekörper und der durch die Durchschallung ermittelten Schallwellengeschwindigkeit können der Quellort und der Zeitpunkt des akustischen Ereignisses ermittelt werden. Der Quellort der akustischen Emission (AE) wird allgemein als punktförmig angenommen. Die Front der Welle schreitet von der Punktquelle in isotropem Material in alle Richtungen des Raums gleich schnell fort, die Wellenfront ist also kugelförmig (s. ebene Darstellung in Bild 3.15, links). Zur Lösung dieses Problems sind entsprechend der vier Unbekannten $x_{AE,i}$, $y_{AE,i}$, $z_{AE,i}$ und $t_{AE,i}$ mindestens vier verschiedene Ankunftszeiten erforderlich.

Das Wachstum eines diskreten Risses setzt sich aus einer Vielzahl kleiner Rissereignisse zusammen. Wenn ausreichend viele akustische Ereignisse registriert und lokalisiert werden, kann daran im Idealfall das Wachstum des hydraulisch getriebenen Risses räumlich und zeitlich beschrieben werden.

3.4.2 Grundlagen zur verwendeten Messtechnik

Das eingesetzte mikroseismische Messsystem verfügt über 40 Sensoren, 32 Empfangsvorverstärker, eine 32-kanalige Rekordereinheit, einen Signalerzeuger und einen Mess-PC. Die drei zuletzt genannten Komponenten sind in einem Geräteschrank installiert und verbunden. Über

den PC werden die Messungen konfiguriert und gesteuert und die von der Rekordereinheit aufgenommenen transienten Signale dauerhaft gespeichert.

Sensoren

Die eingesetzten Ultraschallsensoren können entweder als Sender oder als Empfänger genutzt werden. Dazu müssen sie entsprechend an einen Kanal des Signalgebers oder (über einen Vorverstärker) an einen Empfangskanal der Rekordereinheit angeschlossen werden. In Bild 3.16 sind ein Sensor mit Anschlusskabel und ein aufgeschnittener Sensorkopf dargestellt.

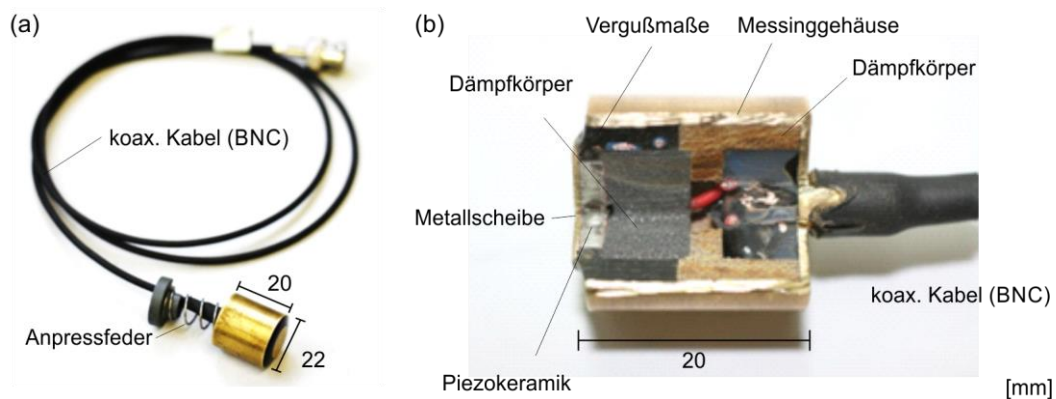


Bild 3.16: (a) Ultraschallsensor, (b) Aufbau der Ultraschallsensoren.

Die Sensoren sind für die Messung von Schwingungen normal zur Ankopplungsfläche ausgelegt. Der Empfindlichkeitsbereich der Sensoren liegt nach Herstellerangaben im Frequenzbereich zwischen 20 kHz und 1 MHz.

Kern der Sensoren ist eine Piezokeramikscheibe ($\varnothing 10\text{ mm}$, $d = 2\text{ mm}$) die parallel zur Ankopplungsfläche an der Vorderseite des zylindrischen Sensorgehäuses angeordnet ist. Wird die piezokeramische Scheibe verformt, verändert sich die Verteilung der Ladungen in ihr. Zwischen der Vorder- und der Rückseite der Scheibe kann der Potentialunterschied gemessen werden. Wird ein Sensor als Empfänger eingesetzt, wird dieser Effekt genutzt, um die Schwingung im Ankopplungspunkt über das Piezoelement in ein Spannungssignal zu wandeln. Das analoge Signal wird über einen Vorverstärker an die Rekordereinheit übertragen, dort digital umgesetzt und weiterverarbeitet. Wird ein Sensor als Sender eingesetzt, wird er direkt an den Signalgeber angeschlossen. Durch diesen wird ein definiertes Spannungssignal an das Piezoelement geschickt und dieses dadurch in Schwingung versetzt. Vom Ankopplungsort breitet sich diese Schwingung dann in Form einer elastischen Welle im Probekörper aus.

Zur Überwachung des Risswachstums wurde hauptsächlich die Schallemissionsanalyse genutzt. Die dafür durch GGE entwickelte Anordnung der Sensoren an den Probenseiten ist in der Abwicklung in Bild 3.17 a maßstabsgetreu dargestellt. Die Sensormittenpositionen sind in Bild 3.17 b angegeben.

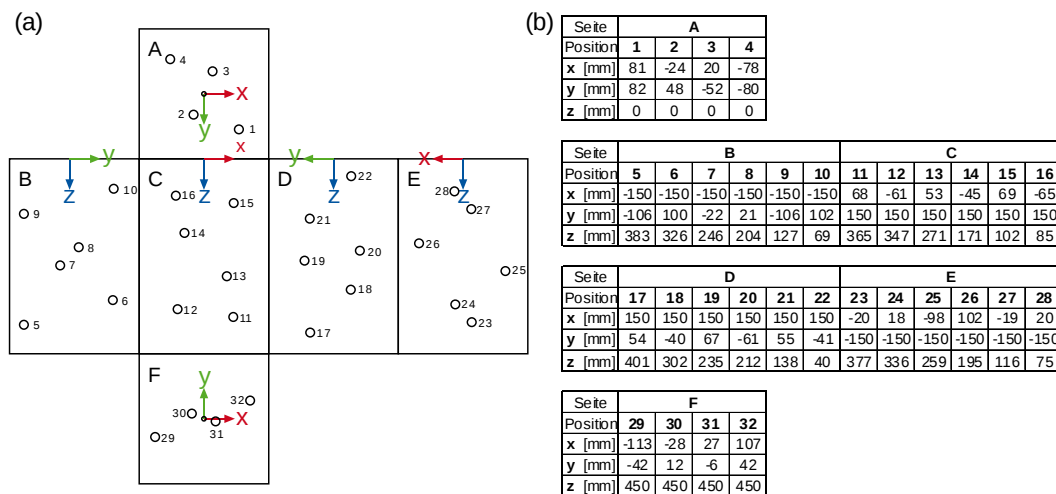


Bild 3.17: Sensorpositionen am Probekörper in (a) Abwicklung und (b) exakten Koordinaten.

Natürliche Gesteinsproben weisen oberflächlich minimale Unebenheiten und kleine offene Porenräume auf. Durch diese wird die Übertragung von Schallwellen zwischen Probe und Sensor verschlechtert. Um das zu kompensieren, werden Koppelmedien (hier Vaseline) zwischen Sensor und Probe aufgetragen. Um das teilweise Eindringen der Vaseline in die Probe zeitlich vorwegzunehmen, wurde das Koppelmittel schon während der Probenvorbereitung ein erstes Mal an den entsprechenden Stellen der Probe aufgebracht. Wenn die Probe im Versuchsaufbau positioniert und die Lastplatten angebracht waren, wurden die Sensoren von außen durch die Bohrungen in den Lastplatten gesteckt und an die Probe gedrückt (s. Bild 3.18 a und Bild 3.6).

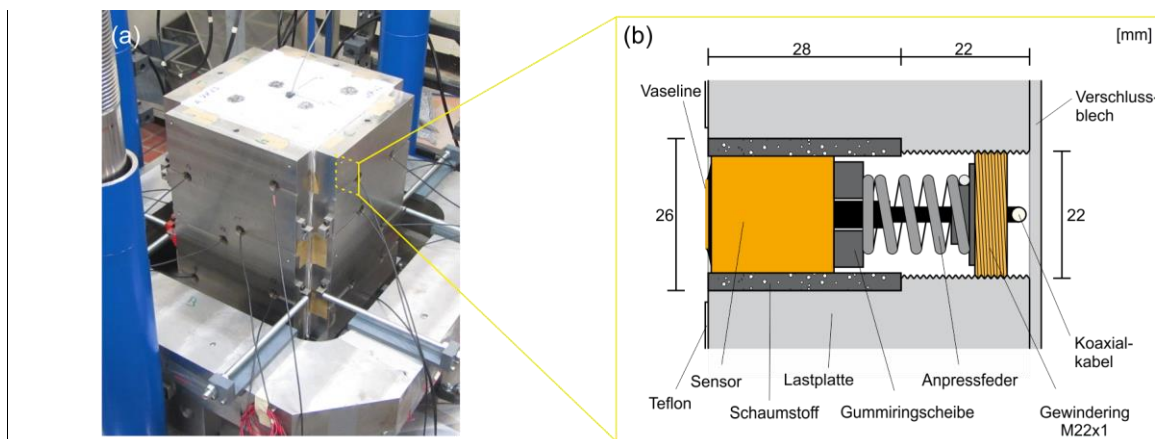


Bild 3.18: (a) Ankopplung der Sensoren auf den Seiten B–E während des Versuchsaufbaus (b) Sensorfixierung in den Lastplattenbohrungen (schematischer Querschnitt).

Vorab wurde jeweils auf die Sensorfront zusätzliche Vaseline aufgetragen. Dann werden die Sensoren durch eine Federkonstruktion (s. Bild 3.18 b) mit definiertem Andruck in ihrer Lage fixiert. Die Bohrlöcher in den Lastplatten sind probenseitig auf einen größeren Durchmesser (26 mm) aufgeweitet. Das erlaubt den Sensor durch eine umlaufende Schaumstoffscheibe sowohl elektrisch als auch mechanisch von den stählernen Lastplatten zu entkoppeln (s. Bild 3.18 b) und entsprechende Störeinflüsse zu minimieren.

Rekordereinheit

Die Aufnahme der Sensorsignale erfolgt über eine 32-kanalige Transientenrekordereinheit. An jedem Kanal wird das analoge Signal eines über einen Vorverstärker angeschlossenen Sensors mit einer Rate von maximal 10 MHz abgetastet (10^7 Werte/s) und digitalisiert. Das digitale Signal wird kontinuierlich aufgezeichnet. Dabei beträgt die maximale Speichertiefe je Kanal 16 Millionen Messwerte. Daraus ergibt sich bei einer Abtastrate von 10 MHz eine speicherbare Signallänge von 1,6 s. Abtastrate, Auflösung und Speichertiefe können über die Steuerungssoftware variiert werden. Die Weitergabe der transienten Daten an den Mess-PC wird, je nach Messmethode verschieden getriggert.

Bei Durchschallungsmessungen sind der Zeitpunkt der Erzeugung des künstlichen Signals, seine Form und seine Länge bekannt. Die Speicherung der Signale an den Empfangskanälen wird beim genutzten System getriggert, wenn das halbe Signal gesendet ist.

Im passiven Modus sind die Signaleigenschaften der akustischen Emissionen vorab unbekannt und daher erste Vorversuche erforderlich, um die Aufnahme der relevanten Signale auf das getestete Material abzustimmen. Die Selektion der zu speichernden Zeitfenster der kontinuierlich erfassten Signale wird durch eine Triggerschwelle, den sogenannten Pre-Trigger und die Gesamtspeichertiefe eingestellt (s. Bild 3.15). Die Trigger-Schwelle gibt an, welche Schwingungsamplitude (mV) die Speicherung der aufgenommenen Signale auslösen soll. Der Pre-Trigger-Wert (s) definiert, wie groß das Zeitfenster vor Erreichen des Triggers ist, das mit abgespeichert werden soll. Die Länge des gesamten abzuspeichernden Zeitfensters (Samples) ist variabel einstellbar und beträgt maximal 16 Millionen Messwerte. Beim verwendeten System werden im passiven Modus beim Erreichen der Trigger-Schwelle an einem der Empfangskanäle die Signale aller Empfangskanäle abgespeichert.

Signalgeber

Die Erzeugung der Durchschallungssignale für alle 8 Sendekanäle erfolgt durch einen einzigen Frequenzgenerator. Dieser wird über eine Relaiseinheit mit einem der acht Sendkanäle verbunden. Je Kanal können bis zu acht in der Frequenz, der Amplitude (0 V–3 V) und der Anzahl der Halbwellen individuell einstellbare Signale nacheinander generiert werden. Zusätzlich können für jede der acht Einzelsignalspuren Wiederholungsmessungen durchgeführt werden, die geräteintern gestapelt werden können. Das vom Frequenzgenerator erzeugte Signal wird von einem Sendeverstärker verstärkt und über die Relaiseinheit an den zugehörigen Sendekanal und den angeschlossenen Sensor geleitet.

3.4.3 Verfahrensweise und Auswertung in den Versuchen

Vor dem eigentlichen Risserzeugungsexperiment wurde zur Bestimmung der Wellengeschwindigkeiten eine **aktive Durchschallung** der in der Widerlagerkonstruktion verspannten Probe

vorgenommen. Um die Wellengeschwindigkeit bei ähnlichen Bedingungen wie im späteren Risserzeugungsexperiment zu ermitteln, war zum Zeitpunkt der Durchschallungsmessung auch das Injektionssystem schon vollständig befüllt und entlüftet. Die Durchschallung der Probe erfolgte dann so, dass nacheinander je ein Sensor als Sender und die übrigen 31 Sensoren als Empfänger genutzt wurden. Bei jeder der nacheinander vorgenommenen 32 Einzeldurchschallungen wurden acht verschiedene, voreingestellte Sendesignale mit einer maximalen Amplitude von 3 V generiert und die Antwort an den übrigen 31 Empfangssensoren aufgezeichnet.

Zur Überwachung der Rissausbreitung wurde vor dem Start der Injektion zur Risserzeugung die **Schallemissionsaufnahme** gestartet. Dabei wurden allen 32 Sensoren als Empfänger genutzt und je Kanal die gleichen Einstellungen verwendet. Die Messrate betrug 10 MHz, das Gesamtzeitfenster der Aufnahme 409,6 μs und der Pre-Trigger-Zeitraum 122,9 μs . Die eingestellte Triggerschwelle wurde zu 18 mV eingestellt. In den Versuchen wurden frühestens mit Beginn des Risswachstums, kurz vor dem maximalen Injektionsdruck akustische Emissionen registriert (s. z.B. Bild 5.1). Nach dem Stopp der Injektion wurde stets so lange gewartet, bis kaum noch akustische Emissionen auftraten, bevor die Schallemissionsmessung beendet wurde. Dann wurde eine zweite Durchschallung der Probe mit dem hydraulisch erzeugten Riss vorgenommen.

Um Rückschlüsse gemeinsam aus allen Messwerten ziehen zu können, sollen die lokalisierten akustischen Emissionen mit den übrigen Messwerten des Experiments kombiniert werden können. Da die mikroseismischen und konventionellen Messungen über zwei unabhängige Mess-PCs erfolgen, muss dazu für alle Messwerte im Versuch eine einheitliche Zeitbasis geschaffen werden. Daher wurden die beiden Mess-PCs durch ein LAN-Kabel direkt miteinander verbunden und mittels einer Network-Time-Protocol-Anwendung zeitlich synchronisiert.

Die **Auswertung** der mikroseismischen Messungen erfolgte jeweils nach einem Versuch. Aus den Durchschallungsmessungen wurde zunächst die p-Wellengeschwindigkeit c_p im Probenmaterial bestimmt. Dazu wurden alle Wertepaare der Sender-Empfänger-Distanzen und der ermittelten Laufzeiten (Ersteinsatz am Empfänger) in einem Weg-Zeit-Diagramm aufgetragen. Die Steigung der Ausgleichsgerade durch diese Punktwolke entspricht der p-Wellengeschwindigkeit c_p . Im Mittel aller Experimente ergibt sich für den Tittlinger Feinkorn Granit $c_p = 5000 \pm 115 \text{ m/s}$.

Danach wurden die aufgenommenen akustischen Emissionen während der Risserzeugung und –ausbreitung lokalisiert. Für jedes akustische Ereignis i wurde dazu in allen Empfangskanälen der Zeitpunkt des Ersteinsatzes der elastischen Welle gesucht. Wenn dieser in mindestens vier Kanälen bestimmt werden konnte, wurden unter Ansatz der p-Wellengeschwindigkeit c_p der Entstehungsort der akustischen Emission ($x_{AE,i}$, $y_{AE,i}$, $z_{AE,i}$) und die Entstehungszeit $t_{AE,i}$ bestimmt.

Die Auswertung wurde von GGE durchgeführt und ist in Clauser et al. (2015) detailliert beschrieben. Die Datensätze der lokalisierten akustischen Emissionen und die Werte der Schallwellengeschwindigkeiten wurden durch GGE dankenswerterweise für diese Arbeit bereitgestellt (Dr. K. Willbrand, pers. Kommunikation, Oktober 2014 bis Juni 2015).

4 Versuchsablauf und -auswertung

4.1 Versuchsablauf

Der hier dargestellte Versuchsablauf wurde basierend auf den Erkenntnissen aus einer Vielzahl an Vorversuchen (vor VV28) und vorausgegangenen Tests entwickelt (s. Clauser et al. 2015). Nachfolgend wird die daraus abgeleitete Durchführung der in Kapitel 5 vorgestellten Versuche Schritt für Schritt dargestellt.

4.1.1 Probenvorbereitung

Die Rohblöcke der Probenkörper aus „Tittlinger Feinkorn Granit“ wurden von der Fa. Kusser Granitwerke GmbH abgebaut und bezüglich ihrer Ausrichtung im Steinbruch auf den Seitenflächen gekennzeichnet (s. Bild 3.2). Die Rohblöcke wurden durch die Fa. Planolith GmbH mit einer Genauigkeit von 0,05 mm in Ebenheit, Maßhaltigkeit und Winkeltreue in die gewünschte Quadergeometrie mit den Außenmaßen 300 mm × 300 mm × 450 mm gebracht. Die Markierung der Probenorientierung wurde über alle Bearbeitungsschritte hinweg erhalten.

Bei GiB wird jede Probe mit einer Probennummer (HDR ##) versehen und dokumentiert. Danach wird mit einem Kernbohrer zentrisch ein 450 mm langes Bohrloch ($\varnothing$ 20 mm), das auf der z-Achse liegt, eingebracht. Die erhaltenen Bohrkern wurden zur Bestimmung der Porosität der verwendeten Materialien bei GGE genutzt (s. 3.1.2).

Auf jede Probe wird systematisch ein Koordinatensystem (x-y-z), eine Seitenbezeichnungen (A–F) und der vorgesehene Versuchsname (VV##) aufgetragen (s. Bild 3.1). Je nach geplanter Rissorientierung im Versuch wird ein bohrlochtransversaler oder paralleler Risskeim in mittlerer Höhe in die Bohrlochwandung eingeschnitten (s. 3.1.3). Nach der Reinigung des Bohrlochs wird der Packer (s. Bild 3.5), bereits mit Zu- und Ableitung verbunden, im Bohrloch positioniert und verspannt. Die Durchgängigkeit von Packer und Anschlussleitung wird mit Druckluft geprüft. Abschließend wird an den Stellen, an denen später die akustischen Sensoren an die Probe angekoppelt werden, Vaseline aufgetragen um die Sensorankopplung zu verbessern (s. 3.4.3). Damit ist die Probe für den Aufbau des Versuchs vorbereitet.

4.1.2 Versuchsaufbau

Der Aufbau des Belastungsapparats um die Probe herum ist in den wesentlichen Schritten in Bild 4.1 dargestellt. Die vier Zugstangen mit den unteren Muttern, auf denen die Bodenplatte abgelegt ist und die blauen Distanzhülsen bleiben dauerhaft stehen und stellen die Ausgangssituation der Installation dar. Dabei wird aufgrund der schweren Einzelbestandteile des Versuchsaufbaus ein Deckenkran genutzt.

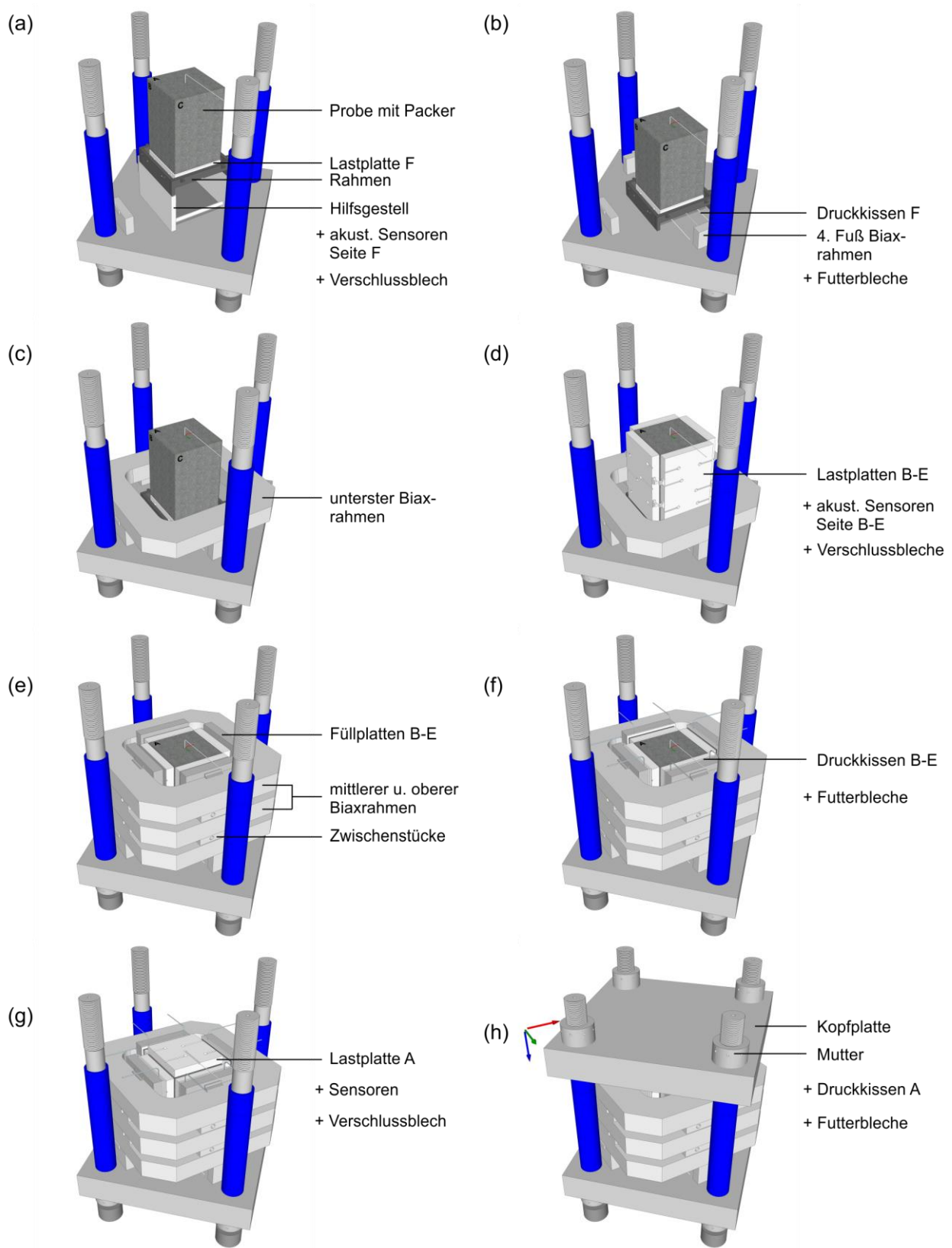


Bild 4.1: Aufbau des Belastungsapparats in wesentlichen Schritten.

Zuerst wird die vorbereitete Probe auf die in einem Rahmen gehaltene untere Lastplatte (Seite F) gestellt und gegen seitliches Verrutschen gesichert. Rahmen und Lastplatte sind auf einem Hilfsgestell im Zentrum des Versuchsstands aufgestellt (a). So können vier Ultraschall-Sensoren durch die untere Lastplatte an die Probenseite F angekoppelt, mit der Schraubring-Feder-Konstruktion fixiert, die Zuleitung des Packers in die zur Seite C hin gerichtete Nut in der Lastplatte gebogen und das Verschlussblech von unten auf die Lastplatte aufgeschraubt werden. Dann wird das Gesamtpaket aus Probe, unterer Lastplatte und dem Lastplattenrahmen angehoben, das Hilfsgestell weggenommen und auf die Bodenplatte des Versuchsstands abgestellt. Dabei wird die zentrale Position der Probe durch Stahlstifte an der Unterseite des Lastplattenrahmens und entsprechende Sacklöcher in der Bodenplatte genau definiert. Das untere Druckkissen wird zwischen Lastplatte F und Druckkissen F eingeschoben und der verbleibende Spalt wird mit Futterblechen aufgefüllt (b). Dann wird der vierte Auflagerfuß für die Biaxialrahmen auf die Bodenplatte aufgesteckt und der unterste Biaxialrahmen wird auf den vier Auflagerfüßen abgelegt (c). Auch hier wird die Lage der passgenauen Bauteile durch Anschläge und Stift-Loch-Verbindungen garantiert. Dann werden die seitlichen Lastplatten mit den auf der Vorderseite angehefteten Teflonschichten an die Probe gestellt (d). Die Probe ist zunächst mit Keilen auf der unteren Lastplatte in ihrer Position gehalten. Wenn die seitlichen Lastplatten an die Probe gestellt sind, werden sie nach außen hin gegen den untersten Biaxialrahmen abgestützt. Nachdem alle Sensoren in den seitlichen Lastplatten installiert und die Verschlussbleche auf den Rückseiten der Lastplatten angeschraubt sind, werden die beiden weiteren Biaxialrahmen und die Zwischenstücke auf den untersten Ring aufgebaut (e). Dann werden die Füllplatten an die Innenseite der Biaxialrahmen gehoben und mit einem oben, rückseitig angeschraubten Winkel auf dem oberen Biaxialrahmen abgesetzt. In die Spalten zwischen den Last- und den Füllplatten auf den Seiten B–E werden die vier großen Druckkissen für die horizontale Belastung eingesetzt (f). Ihre Anschlussleitungen ragen über dem obersten Biaxialrahmen nach außen hervor. Der nun noch verbleibende Spalt zwischen den seitlichen Lastplatten und Druckkissen wird mit Stahlblechen aufgefüttert. So müssen die Druckkissen bei der Belastungsaufbringung nicht erst übermäßig aufgeweitet werden. Die obere Lastplatte wird aufgesetzt, die letzten vier Sensoren werden angekoppelt, die Anschlussleitung des Packers nach vorne zur Seite C hin in eine Nut auf der Oberseite der Lastplatte A gebogen und ein Verschlussblech auf die Oberseite der Lastplatte F aufgeschraubt (g). Darauf wird das obere Druckkissen aufgelegt. Zur Komplettierung des vertikalen Widerlagers wird die Kopfplatte des Versuchsstands auf die Abstandshülsen und das obere Druckkissen gehoben. Das untere und das obere Druckkissen sind währenddessen geöffnet, damit die Kopfplatte durch ihr Eigengewicht auf die Abstandshülsen absinken kann. Mit dem Aufschrauben der oberen vier Muttern ist der Aufbau des Widerlagers und der Belastungselemente abgeschlossen (h).

Nun werden die Druckkissen B–E an die Hydraulikleitungen der Belastungspumpen angeschlossen. Die untere Anschlussleitung zum Packer wird über ein T-Stück mit der Leitung zur Injektionspumpe, die obere Anschlussleitung über eine T-Stück mit dem Verschlussventil und dem dahinter liegenden Überlauf verbunden. An beiden genannten T-Stücken sind außerdem die Injektionsdruckaufnehmer installiert (vgl. Bild 3.4 b).

Abschließend werden die weiteren Messwertaufnehmer angebracht und an die Aufnahmesysteme angeschlossen. Der serielle Anschluss der Injektionspumpe wird, wie auch der Mess-Verstärker und das Druckregelungssystem an einen Mess-PC angeschlossen. Über den Messverstärker werden die Messwerte der Druckaufnehmer an den Druckkissen und an der Injektionsleitung, der DMS an den Widerlagerteilen und das analoge Drucksignal der Injektionspumpe erfasst. Die Stecker der Anschlusskabel der 32 Ultraschall-Sensoren werden an je einen Vorverstärker angeschlossen. Diese sind teilweise zu Paketen zusammengefasst, um die Handhabung zu erleichtern und werden auf den Stahlteilen der Widerlagerkonstruktion abgelegt (s. Kopfplatte in Bild 4.2). Die Vorverstärker werden wiederum an die jeweiligen Empfangskanäle der Rekordereinheit des mikroseismischen Messsystems angeschlossen. Zur zeitlichen Synchronisierung der Mikroseismik mit den anderen Messungen werden die Mess-PCs beider Systeme per LAN-Kabel miteinander verbunden.

Die Vorbereitung und der Aufbau dauern je Versuch ca. eineinhalb Arbeitstage. In Bild 4.2 ist der komplettierte Gesamtaufbau eines Experiments dargestellt.

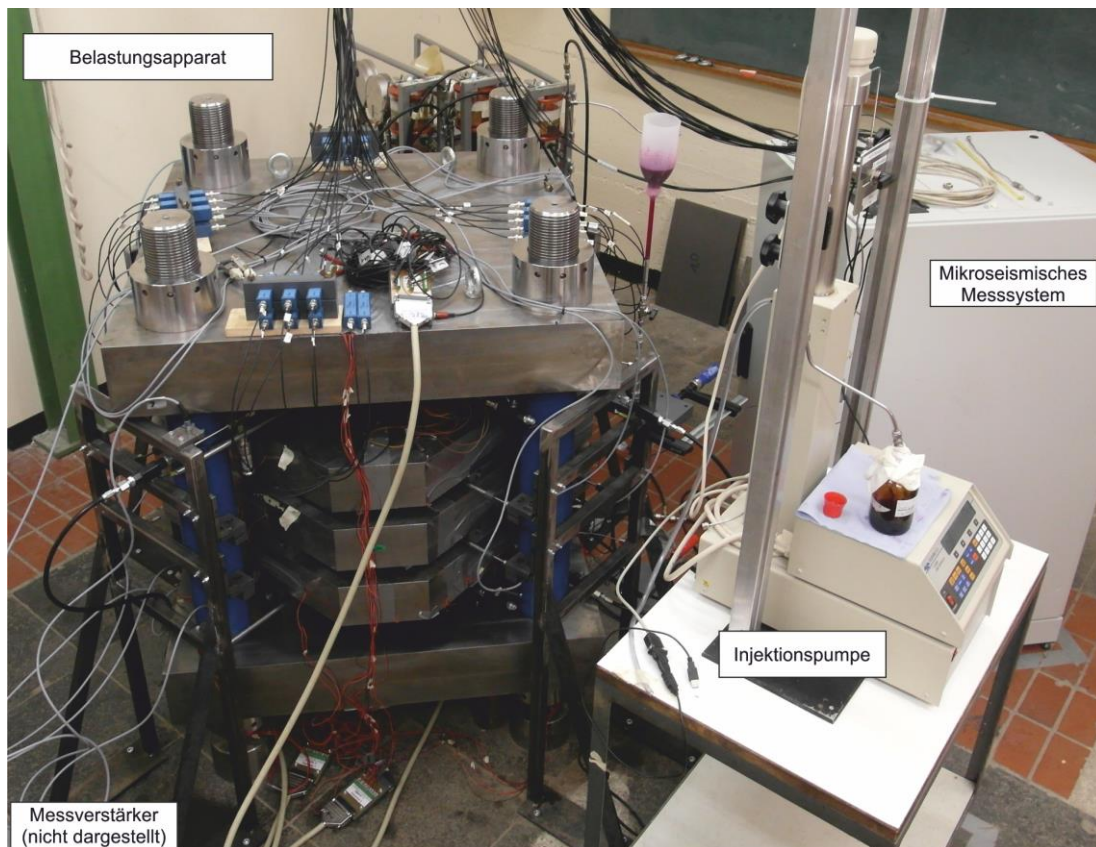


Bild 4.2: Gesamtaufbau: Belastungsapparat, Injektionspumpe, Mikroseismisches Messsystem, Messtechnik.

4.1.3 Versuchsdurchführung

Der im Folgenden dargestellte Versuchsablauf ist basierend auf den Erfahrungen in Vorversuchen während der Versuchsstandsoptimierung und beim Testen verschiedener Gesteinsmaterialien

entwickelt worden (s. Clauser et al. 2015). Der Versuchsablauf ist dann ab Versuch VV30 bis auf die Variation von Parametern absolut gleichbleibend wiederholt worden. Nur diese Experimente werden im Folgenden behandelt. Am Verlauf der aufgenommenen Mess- und Steuergrößen in Bild 4.3 kann der Standardablauf der Versuche erläutert werden. Oberhalb des Diagramms sind die Zeitbereiche der Durchschallungen (kurz: DS) und der Schallemissionsmessung (AT) eingetragen, unterhalb die fünf wesentlichen Versuchsabschnitte.

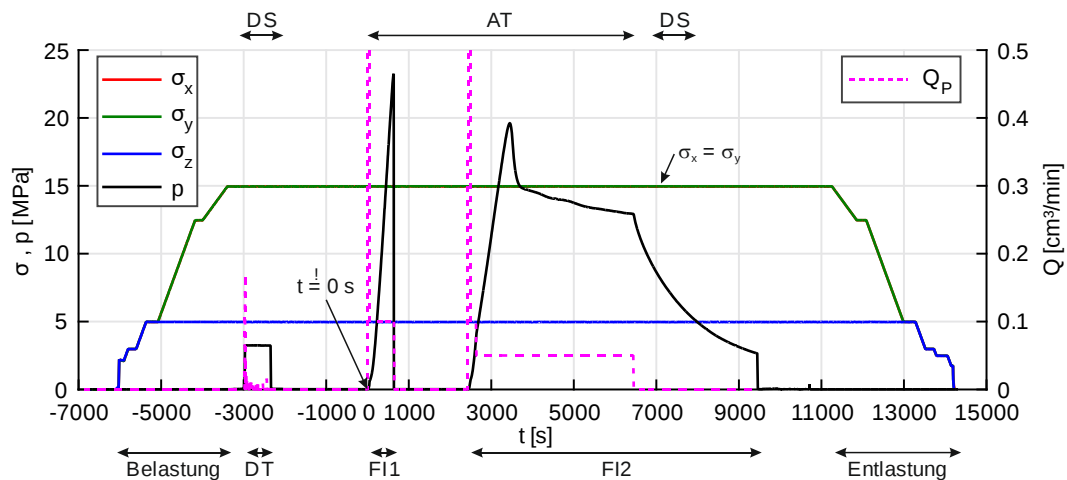


Bild 4.3: Versuchsablauf (Belastung, Dichtheitstest DT, Injektionszyklen FI1 und FI2 und Entlastung) und mikroseismische Messungen (Durchschallung DS, Schallemissionsmessung AT).

Zunächst wird die Probe belastet. Dazu wird der Druck in den Druckkissen mit der Handpumpe allseitig bis 2,2 MPa und dann anschließend mit der Druckregelungsanlage bis auf die Sollwerte erhöht (bis 12,5 MPa: 0,5 MPa/s, darüber: 0,25 MPa/s; hier: $\sigma_x = \sigma_y$). Dann wird das Injektionssystem bei geöffnetem Verschlussventil durchpumpt, um es mit dem Injektionsfluid zu füllen und zu entlüften (nicht dargestellt). Anschließend wird ein Dichtheitstest durchgeführt, indem das Injektionsintervall mit einem Fluiddruck von 3 MPa beaufschlagt wird. Das zur Konstanthaltung dieses Drucks zu injizierende Fluidvolumen wird gemessen (s. Anhang B3). Währenddessen wird eine akustische Durchschallung des Probekörpers zur Ermittlung der Schallwellengeschwindigkeiten vorgenommen (s. 3.4.3). Dazu müssen die Sensoren rundum einmal händisch an einen Sendekanal angeschlossen werden, um als Sender dienen zu können. Danach wird das Zylinderkolbenvolumen in der Injektionspumpe auf ein Startvolumen von $V_{p0} = 5,0 \text{ cm}^3$ reduziert, die Messrate am Messverstärker von 1 Hz auf 10 Hz erhöht und das mikroseismische Monitoring (AT) aktiviert.

Nun beginnt die Injektion von Fluid zur hydraulischen Risserzeugung. Der Pumpenstartzeitpunkt wird im Nachhinein als Bezugszeitpunkt ($t = 0 \text{ s}$) für alle aufgenommenen Messwerte genutzt. Entsprechend der Entwicklungen in den Vorversuchen (s. 3.2.5) wurde in den hier dargestellten Versuchen ein erster Injektionszyklus (FI1) zum „Anreißen“ der Probe am Risskeim durchgeführt (Ausnahme: Serie VV34–VV36). Die Pumprate in diesem Zyklus wurde bis 0,5 MPa auf $Q_p = 1,0 \text{ cm}^3/\text{min}$ und danach auf $Q_p = 0,1 \text{ cm}^3/\text{min}$ eingestellt. Die Druckrate im Druckanstieg wird beobachtet und beim Erreichen des Druckmaximums wird das Verschlussventil hinter dem

Packer geöffnet, das Injektionsintervall so schlagartig entlastet und das weitere Risswachstum gestoppt.

Dann wird erneut das Startvolumen V_{P0} eingestellt und nach einer einheitlichen Pause (ca. 1800 s) der zweite Zyklus (FI2) zum Vorantreiben des Risses gestartet. Dieser Zyklus stellt das eigentliche Risswachstumsexperiment dar. Die Injektionsrate wird hier im Gegensatz zum ersten Zyklus auf $Q_P = 0,05 \text{ cm}^3/\text{min}$ verringert, sobald ein Druck von 4,0 MPa aufgebaut ist. Nach dem Erreichen des Druckmaximums wird ein vorab festgelegtes Fluidvolumen mit gleichbleibender Pumprate injiziert. Dann wird die Injektionspumpe gestoppt. Bevor die Schallemissionsmessungen beendet werden, wird abgewartet bis keine akustischen Emissionen mehr registriert werden. Danach wird eine Durchschallung des Blocks mit dem durch die Injektion hydraulisch erzeugten Riss vorgenommen. Diese schließt die akustischen Messungen im Experiment ab.

Der Fluidruckabfall wird weiter beobachtet, bis der Druck p die vorgegebene minimale Belastungsspannung (σ_z in Bild 4.3) unterschreitet. Dann wird das Injektionssystem durch das Öffnen des Verschlussventils hinter dem Packer vollständig entlastet. Ein Einzelversuch ist nach der kontrollierten Entlastung der Druckkissen durch die Druckregelungsanlage beendet. Die Dauer des beschriebenen Einzelversuchs beträgt zwischen 4–6 Stunden.

4.1.4 Versuchsabbau

Nach Beendigung des Experiments wird die Probe aus dem Versuchsstand ausgebaut. Zuerst wird die zugängliche Messtechnik deinstalliert. Die Injektionspumpe wird vom Injektionsstrang gelöst und beiseite geschoben. Nach dem Schließen der Ventile an den Druckkissen werden dann die Muttern oberhalb der Kopfplatte abgeschraubt. Jetzt kann die Kopfplatte beiseite gehoben werden. Das obere Druckkissen und evtl. eingebaute Futterbleche werden von Lastplatte A gehoben, das Verschlussblech von der Lastplatte gelöst und die vier akustischen Sensoren entnommen. Dabei wird die Ankopplungsfläche der Sensoren gereinigt. Trotz der vollständigen Entlastung sind die Druckkissen B–E noch so fest zwischen dem starren horizontalen Widerlager und der Probe eingeklemmt, dass sie und die Futterbleche nicht einfach nach oben hin entnommen werden können. Das zeigt, dass die Kissen bei der Belastung der Probe bleibende Verformungen erfahren.

Um die Kissen B–E entnehmen zu können, müssen sie zunächst wie folgt zurückverformt werden: Die Ventile an den Anschlussleitungen der Kissen werden verschlossen. An das zweite Ventil der Kissen werden kurze Schlauchleitungsstücke angeschraubt. Dann werden diese Ventile geöffnet. Durch das Eindrehen von Schrauben in Gewindebohrungen in den Zwischenstücken des horizontalen Widerlagers (s. Bild 3.11), werden dann die Futterplatten von den Biaxialrahmen in Richtung der Probe bewegt. Dadurch werden die Kissen zwischen den Last- und Füllplatten zusammengedrückt. Das austretende Hydrauliköl wird über die Schlauchleitungsstücke in einem Behältnis aufgefangen. Wenn alle vier Schrauben ca. 1 mm eingeschraubt sind, werden die Ventile an den zurückverformten Kissen geschlossen. Jetzt können die Druckkissen und die Futterbleche zwischen den Last- und Füllplatten entfernt werden.

Dann werden die oberen beiden Biaxialringe und die acht Zwischenstücke weggehoben und die Sensoren in den Lastplatten B–E ausgebaut. Wenn die Lastplatten B–E weggehoben sind, wird der unterste Biaxialring entfernt. Dann werden das Druckkissen und evtl. eingebaute Futterbleche unterhalb der Lastplatte F entnommen und die Probe mit der Lastplatte und dem Lastplattenrahmen auf das Hilfsgestell gehoben (vgl. Bild 4.1 a). Erst jetzt werden die Sensoren auf Seite F ausgebaut. Dann kann die Probe mitsamt des Packers aus dem Versuchsaufbau gehoben, in Augenschein genommen und abgelegt werden. Zuletzt wird der Packer aus dem Bohrloch ausgebaut.

4.1.5 Versuchsdokumentation

Die Risse sind in den betrachteten Versuchen augenscheinlich wahrnehmbar nie bis zur Probenaußenseite gewachsen. Um den hydraulisch erzeugten Riss betrachten zu können, wurden die Proben nach dem Abbau des Versuchsstands und dem Ausbau des Packers in der Rissebene geöffnet (s. Bild 4.4).

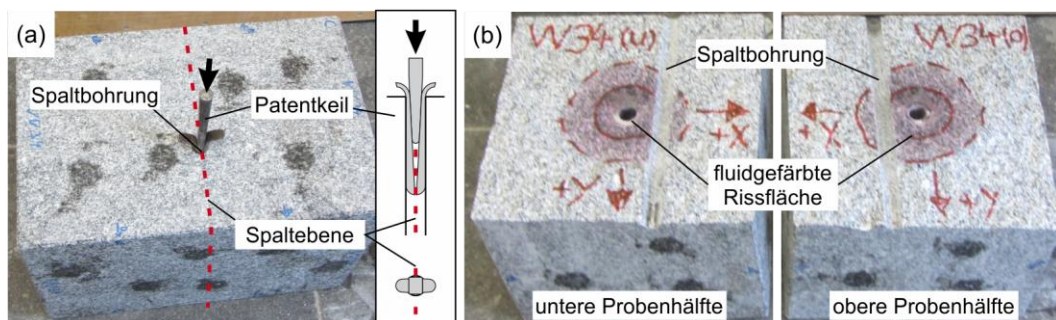


Bild 4.4: (a) Öffnen der Probe mit Patentkeilen bei einem transversal gewachsenen Riss (VV34), (b) Kennzeichnung der Rissebene.

Bei bohrlochtransversalen Rissen muss dazu eine zusätzliche Spaltbohrung, parallel zu und auf Höhe der Rissebene, eingebracht werden. Die Achse der Spaltbohrung wurde anhand der lokalisierten AE positioniert und ausgerichtet. Mit Patentkeilen wird die Probe dann von der Spaltbohrung bzw. bei den bohrlochparallelen Rissen über die Injektionsbohrung in der Rissebene in zwei Hälften gespalten. Von den Probehälften werden zunächst Fotos gemacht. Dann wird der durch das Injektionsfluid eingefärbte Bereich der Fläche mit einem Stift umrandet, das Koordinatensystem sowie der Versuchsname in der Spaltfläche aufgezeichnet. Die so markierten Spaltflächen werden erneut fotografiert.

Zum Ende einer Versuchsserie wurden die geöffneten Proben mit einem vom Lehrstuhl für Informatik 5 zur Verfügung gestellten 3D-Scanner (Breuckmann SmartSCAN) aufgenommen (s. Bild 4.5).

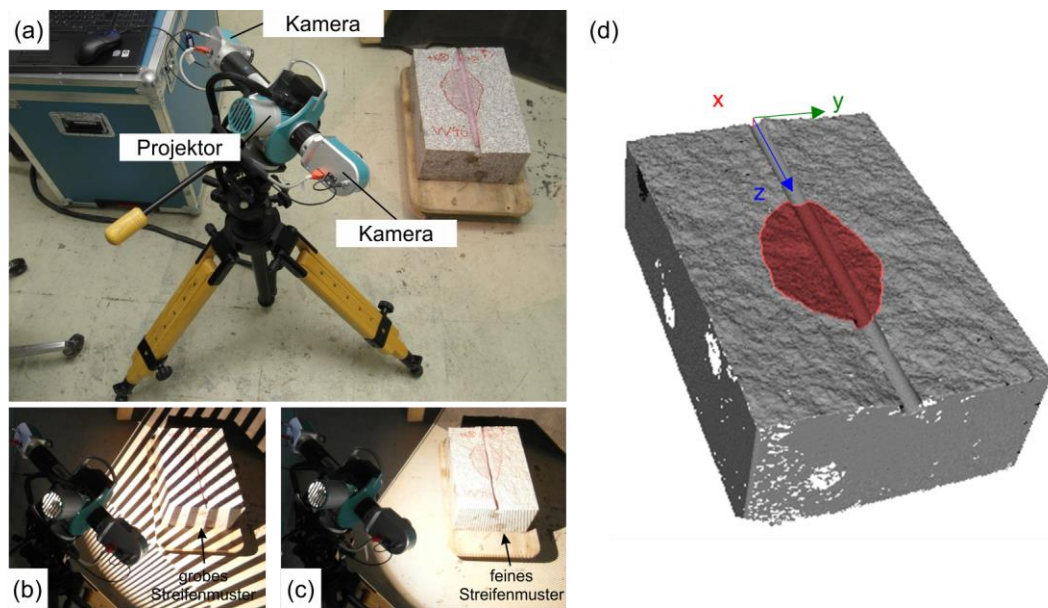


Bild 4.5: (a)-(c) 3D-Streifenlichtscan einer Probenhälfte, (d) 3D-Abbild mit gefärbter Rissfläche.

Die Aufnahmetechnik des 3D-Scanners basiert auf dem Weißlichtscanner-Prinzip: Ein Projektor projiziert Muster paralleler Streifen auf den zu messenden Körper bzw. das Messobjekt. Die beidseitig vom Projektor angeordneten hochauflösenden Digitalkameras erfassen das Objekt mit den projizierten Streifenmustern. Aus dem Verlauf der Streifen auf der Objektoberfläche und der bekannten Anordnung der zwei Kameras und des Projektors zueinander wird mit Hilfe einer Software die dreidimensionale Oberfläche des Objekts berechnet. Um die Oberfläche eines Körpers vollständig zu scannen, muss dieser aus mehreren Perspektiven aufgenommen werden. Je Perspektive werden automatisch Sequenzen verschieden feiner Streifenmuster auf das Messobjekt projiziert und aufgenommen (s. Bild 4.5 b, c). Da das Messvolumen des verwendeten Scanners nur rund $500\text{ mm} \times 500\text{ mm} \times 500\text{ mm}$ groß ist, mussten teilweise mehrere Scans softwaregestützt zusammengefügt werden, um die Probekörperhälften vollständig in digitalen Modellen abbilden zu können. Die aufgenommenen Oberflächen liegen zunächst als Punktwolken vor und können softwarebasiert in eine Mesh-Oberfläche überführt werden (s. Bild 4.5 d). Das zusammengesetzte 3D-Abbild der Probe wird abschließend manuell in das für die Versuchsproben festgelegte Koordinatensystem (s. Bild 3.1) gedreht und verschoben. Für den Vergleich der eingescannten Rissfläche mit den lokalisierten akustischen Emissionen wird der gefärbte Rissflächenbereich manuell entlang der aufgezeichneten Umrandung ausgeschnitten und zusätzlich als eigenständiges 3D-Abbild gespeichert (rote Fläche in Bild 4.5 d).

4.2 Auswertung

In Tabelle 4.1 ist ein Überblick über die je Versuch aufgenommenen Messwerte, die jeweilige Messwerterfassung und ihre Aufnahme gegeben. Dabei sind die in grau eingetragenen Messungen (Wegaufnehmer und DMS) für die Interpretation der hydraulischen Risserzeugung nicht von Interesse. Die Dehnungsmessungen dienen allein der Kontrolle der Widerlagerbeanspruchung (s.

Anhang A3). Aufgrund der beengten Platzverhältnisse um die Probe herum, wurden die Verschiebungen der Lastplatten mit Stahlstangen durch den Widerlageraufbau nach außen geleitet und dort mit Wegaufnehmern abgegriffen. Die so vorgenommenen Verschiebungsmessungen an den Lastplatten waren stark fehlerbeeinflusst. Für zukünftige Experimente wäre zu prüfen, ob durch eine veränderte Anbringung der Wegaufnehmer, weitere Erkenntnisse bezüglich der Probenverformung gewonnen werden können. Weder durch die Dehnungs- noch die Verschiebungsmessungen wurden die Rissentstehung bzw. das Risswachstum registriert.

Tabelle 4.1: Übersicht der aufgenommenen Messwerte.

Messstelle	Messgröße	Messwert	Aufnehmerart	Produkt	Aufnahme
Injektions-pumpe	Druck	p_P	geräteintern	Isco 260 HP	Mess-PC
	Zylindervolumen	V_P			
	Pumprate	Q_P			
Belastungs-pumpen	Regelvolumina	V_x, V_y, V_z	geräteintern	Wille 3VPC	
	Drücke	p_x, p_y, p_z			
Injektions-leitung	Druck	p_1	Drucktransmitter	Keller PA 33x/1000bar	Mess-verstärker Peekel Autolog 3000
		p_2		Keller PA 33x/1000bar	
Druckkissen	Druck/Spannung	σ_x	Drucktransmitter	Keller PA 33x/300bar	
		σ_y		Keller PA 33x/300bar	
		σ_z		Keller PA 33x/700bar	
Lastplatten A + F	Vertikal- verschiebung	$u_{z1...z6}$	indukt. Wegauf- nehmer (Taster)	Messotron WV2	
Lastplatten B - E	Horizontal- verschiebung	$u_{x1...x3}, u_{x7...x9},$ $u_{y4...y6},$ $u_{y10...y12}$	indukt. Wegauf- nehmer (Anker)	Inelta ISDL2-K2,5-2410	
Zugstangen	Dehnungen	$\epsilon_{z1...z16}$	DMS	HBM 1-LY41-50/120	
Biaxial- rahmen		$\epsilon_{xR1,3,5,7,9,11},$ $\epsilon_{yR2,4,6,8,10,12}$		HBM 1-LY41-10/120	
Kopfplatte		$\epsilon_{xK5,7}, \epsilon_{yK4,6}$		HBM 1-LY41-50/120	
Bodenplatte		$\epsilon_{xB11,14}, \epsilon_{yB6,13}$		HBM 1-LY41-50/120	

Im Folgenden wird die Auswertung der Messungen erläutert wie sie unmittelbar nach jedem Versuch erfolgt ist. Weitergehende Betrachtungen der Versuchsergebnisse sind in Abschnitt 5 dargestellt.

4.2.1 Zusammenfassen der Messdaten

Die aufgenommenen Daten der Druckregelung und des Messverstärkers liegen zunächst in einem speziellen Datenformat der jeweiligen Steuersoftware vor. Um alle Daten gemeinsam verarbeiten zu können, müssen sie erst in ein allgemein lesbares Format exportiert werden. Die weitere Verarbeitung der Messdaten erfolgt mit Hilfe der Software Mathworks Matlab. Hier werden die lesbaren Datensätze eingelesen und zusammengefügt. Als Zeitbasis für alle Messwerte wird der Zeitpunkt des Injektionsstarts im ersten Injektionszyklus („Anrisszyklus“, FI1) verwendet. Alle Zeitangaben (auch die der AE) werden auf diese Referenzzeit ($t = 0$ s) bezogen in Sekunden

umgerechnet. Darüber hinaus werden die Messwerte auf Stützstellen im Zeitabstand von 0,5 s interpoliert, um den Datensatz zu verkleinern und den Speicherbedarf zu verringern. Die gewählte Datenrate wurde in den ersten Experimenten geprüft und als ausreichend hoch befunden. Die so bearbeiteten Daten werden im Matlab-Datenformat (.mat) gespeichert und dann in mehreren Schritten mit Hilfe von entwickelten Matlab-Routinen weiter verarbeitet und analysiert.

Anhand eines Plots ausgewählter Messdaten (s. Bild 4.6) über der Gesamtversuchszeit, werden händisch die Anfangs- und Endzeiten der verschiedenen Versuchsphasen und der Pumpenstopp festgelegt. Diese Zeitwerte werden für die weitere Analyse in einer Datei eingetragen und gespeichert.

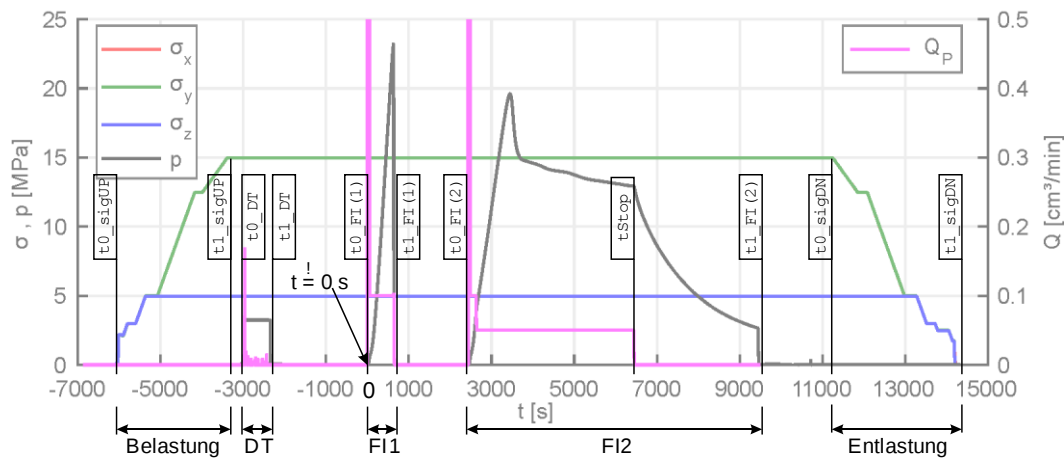


Bild 4.6: Zeitwerte zur Abgrenzung der verschiedenen Versuchsphasen.

4.2.2 Indirekte Zustandsgrößen

Zunächst wird der **Fluiddruck im Injektionsintervall p** als Mittel der Messwerte p_1 und p_2 der Drucktransmitter hinter bzw. vor dem Injektionsintervall (s. 3.2.4) berechnet:

$$p = \frac{p_1 + p_2}{2} \quad (4.1)$$

In Bild 4.3 ist schon der so berechnete Druckwert p verwendet. Außerdem wird dort die auf den Dichtheitstest und die Injektionszyklen reduzierte Pumprate Q_p dargestellt. Die Pumpaktivität beim Befüllen des Injektionsstrangs und bei der Einstellung des Zylindervolumens V_{p0} sind nicht weiter von Interesse. In diesen Zeitbereichen ist Q_p für eine klarere Darstellung in den folgenden Diagrammen zu Null gesetzt.

Die **Druckrate dp/dt** [MPa/s] wird, im Bereich der Injektionszyklen als Ableitung des Drucks nach der Zeit berechnet. Die Differenzierung erfolgt numerisch:

$$\frac{dp}{dt} = \frac{p(t+\Delta t) - p(t)}{\Delta t} \quad (4.2)$$

Der **Nettodruck** p_{net} [MPa] ist gleich dem rissöffnenden Anteil des Fluiddrucks p , also der Druck der über die Normalspannung auf die Rissebene $\sigma_0 = \text{Min}(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z)$ hinausgeht (s. (2.5)). Hier sei nochmals angemerkt, dass die Ebene der Rissinitiierung und des Risswachstums in den behandelten Versuchen immer normal zu σ_0 orientiert ist (s. 2.1.3).

Die **Kompressibilität des Injektionssystems** κ_{sys} [1/Pa] berechnet sich unter Ansatz des Volumens V_0 (s. 3.2.2), des Pumpenzylindervolumens V_P , der Pumprate Q_P und der Druckrate dp/dt zu

$$\kappa_{\text{sys}} = \frac{Q_P / (V_0 + V_P)}{dp/dt}. \quad (4.3)$$

Zusätzlich wird die **volumetrische Kompressibilität des Injektionssystems** C_{sys} [cm³/GPa] berechnet:

$$C_{\text{sys}} = \frac{Q_P}{dp/dt}. \quad (4.4)$$

Dieser Wert entspricht der von Jung (1986) eingeführten (Energie-)Speicherfähigkeit des Injektionssystems (s. 2.2.4) unter der Annahme, dass diese vor und während der Risserzeugung gleich ist. Beide Kompressibilitätswerte werden zyklweise nur in der Drucksteigerung bis zum Maximaldruck berechnet. In beiden Werten sind die nicht trennbaren Einflüsse des Fluids, der Pumpe, der Leitungen, der Anschlussteile und des Injektionsintervalls samt Packer und der Probe sowie der im Injektionsstrang enthaltenen Restluft verschmiert. In Bild 4.7 sind die Verläufe der berechneten Werte für den auch in Bild 4.6 dargestellten Versuch VV40 dargestellt.

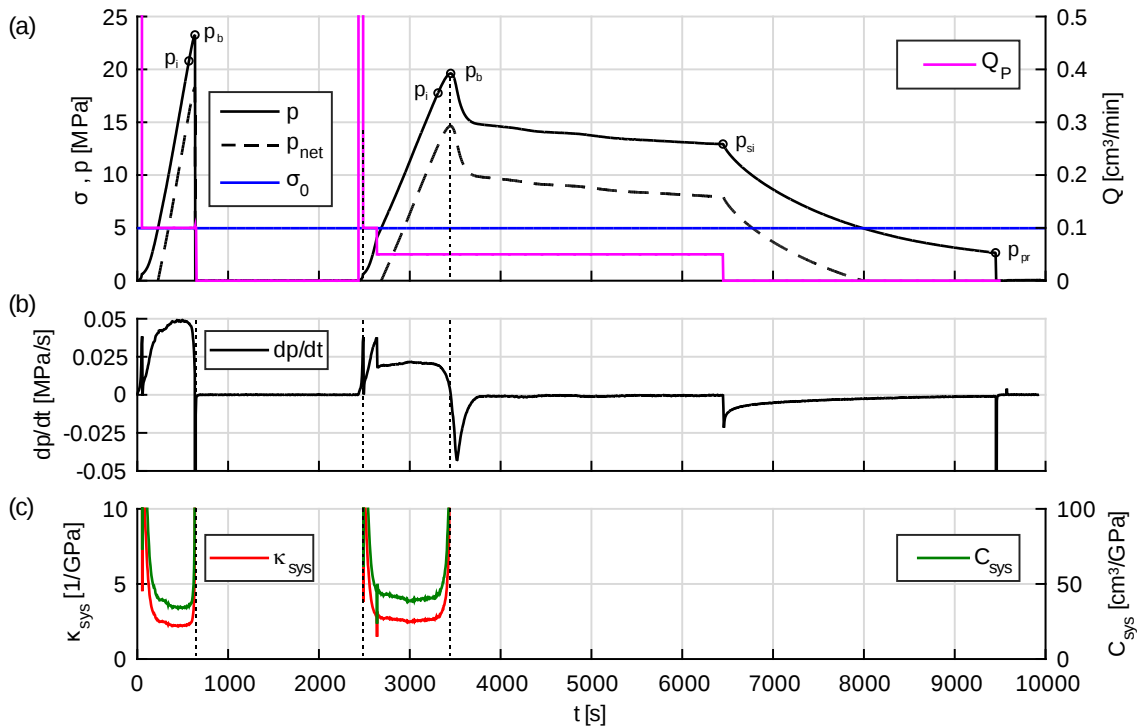


Bild 4.7: Berechnete Werte Versuch VV40 – (a) Druckkurve(n) und Pumprate, (b) Druckrate, (c) Systemkompressibilität und volumetrische Systemkompressibilität.

4.2.3 Bestimmung der charakteristische Druckkurvenpunkte

Die Druckkurven der Rissерzeugung weisen, wie in 2.1.2 erläutert, verschiedene charakteristische Punkte auf. Diese werden genutzt, um die Versuche bei der weiteren Auswertung und Analyse in Zeitbereiche unterteilen zu können und dienen als Vergleichswerte.

Der maximale Druck in den Injektionszyklen kann automatisiert gefunden werden. Er wird hier, nicht gänzlich korrekt, in beiden Injektionszyklen als p_b bezeichnet. Tatsächlich erfolgte die manuelle, schlagartige Entlastung des Injektionssystems im Anrisszyklus in einigen Versuchen schon knapp vor dem Erreichen des „natürlichen“ Druckhöchstwertes. Der zum maximalen aufgenommenen Druck beider Zyklen zugehörige Zeitpunkt wird jeweils als t_b bezeichnet. Auch die Punkte des Pumpenstopps (t_{si} , p_{si}) und der Druckentlastung (t_{pr} , p_{pr}) im zweiten Zyklus können automatisiert bestimmt werden.

Die Rissinitiation (t_i , p_i) kann bei einer idealisierten Druckkurve an der Abweichung des Drucks vom linearen Anstieg erkannt werden (vgl. 2.1.2). Bei den Druckkurven der Versuche war dies nicht so eindeutig möglich. An den Verläufen der Druckrate dp/dt und der Systemkompressibilität κ_{sys} über dem steigenden Druck p (Bild 4.8), ist die Veränderung durch die Rissinitiation deutlicher zu erkennen. Mit der Rissinitiation beginnt κ_{sys} zu steigen bzw. dp/dt zu sinken. Als Rissinitiationsdruck p_i wurde derjenige Druckwert gewählt, bei dem dieser Effekt nach subjektiver Beurteilung beginnt. Um keine übermäßige Genauigkeit dieser Wahl von (t_i , p_i)

vorzutauschen und die Festlegung zu erleichtern, wurden die Werte von p bei der Wahl von p_i nur in „0,5 MPa-Schritten“ unterschieden.

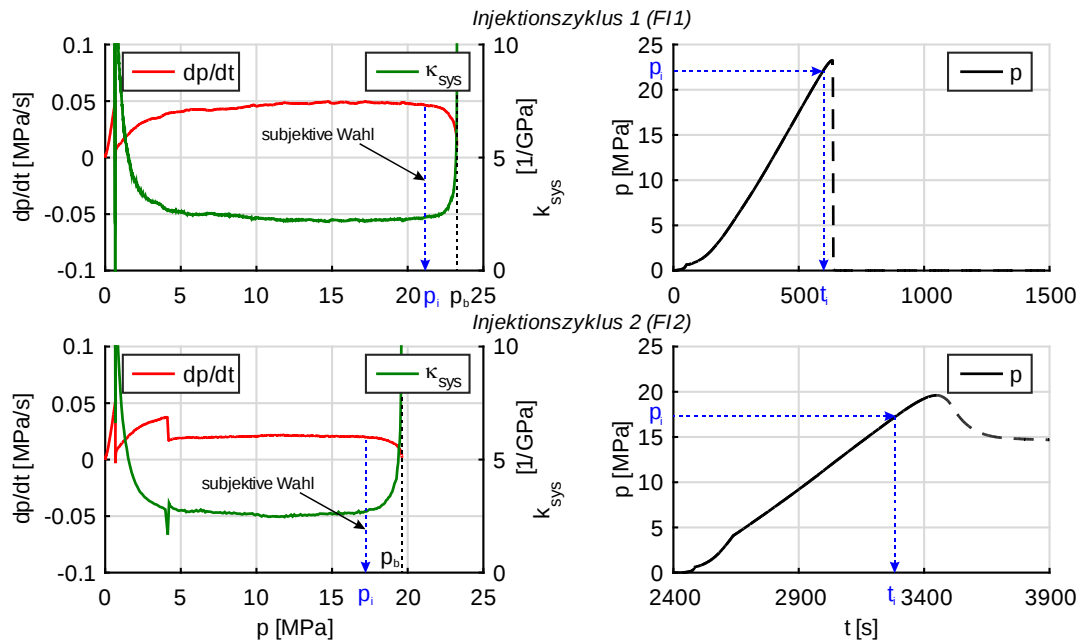


Bild 4.8: Festlegung der Rissinitiiierung (t_i , p_i) für Versuch VV40.

Auch wenn im zweiten Zyklus kein neuer Riss initiiert sondern der vorhandene Anriss geöffnet wird, wird der auf gleiche Weise bestimmte Punkt auch mit dem Index i gekennzeichnet. Mittels des t - p -Diagramms werden für die gewählten Drücke p_i die zugehörigen Zeiten t_i gesucht. In der Druckkurve in Bild 4.7 sind die ermittelten charakteristischen Punkte für den Versuch VV40 gekennzeichnet.

4.2.4 Berechnung der Risseintrittsvolumenrate

Das nach der Rissinitiiierung/-öffnung tatsächlich in den Riss eintretende Volumen je Zeiteinheit, die Risseintrittsvolumenrate Q_e , entspricht nicht der konstant eingestellten Pumprate Q_p . Durch die Dekompression des Injektionsfluides und die Rückverformung des Injektionssystems infolge der Rissentstehung kann zwischenzeitlich mehr Fluid in den Riss eintreten als von der Pumpe gefördert wird. Dabei ist Q_e zeitlich variabel und proportional zur (negativen) Druckrate. Die technisch kaum messbare Risseintrittsvolumenrate Q_e kann nach einem Ansatz von Weijers (1995) abgeschätzt werden. Fluidverluste über die Bohrlochwandung im Injektionsintervall werden dabei vernachlässigt. Weiter wird die volumetrische Systemkompressibilität C_{sys} zum Zeitpunkt der Rissinitiiierung (t_i) als Kennwert des verwendeten Injektionssystems angesetzt. Dann wird aus der Druckänderung im Injektionsintervall die Risseintrittsvolumenrate zu

$$Q_e = -C_{sys}(t_i) \cdot \frac{dp}{dt} + Q_p \quad (4.5)$$

berechnet. Das Fluidvolumen V_e , das ab der Rissinitiiierung (t_i) in den Riss eingetreten ist, kann dann als Integral von Q_e über der Zeit bestimmt werden:

$$V_e = \int_{t_i}^t Q_e dt. \quad (4.6)$$

Der so errechnete Verlauf von Q_e und V_e ist in Bild 4.9 für den zweiten Injektionszyklus des Versuchs VV40 aufgetragen (rote Linien). Zum Vergleich sind die Verläufe der Pumprate Q_P bzw. der Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P mit abgebildet.

Die Werte der grünen Kurvenverläufe in Bild 4.9 wurden auf eine alternative Weise ermittelt, um den Ansatz nach (4.5) zu prüfen: In einem impermeablen Gestein müsste bis zum Erreichen eines bestimmten Druckwerts im Druckabfall nach t_b genau so viel Fluid in den Riss eingetreten sein, wie im Druckanstieg vom gleichen Druckwert bis auf t_b komprimiert und nach t_b mit konstanter Pumprate nachgepumpt wurde. Beide Ansätze liefern schon knapp nach t_b gute Übereinstimmung in Q_e und V_e , was als Bestätigung für den Ansatz nach Weijers (1995) angesehen wurde.

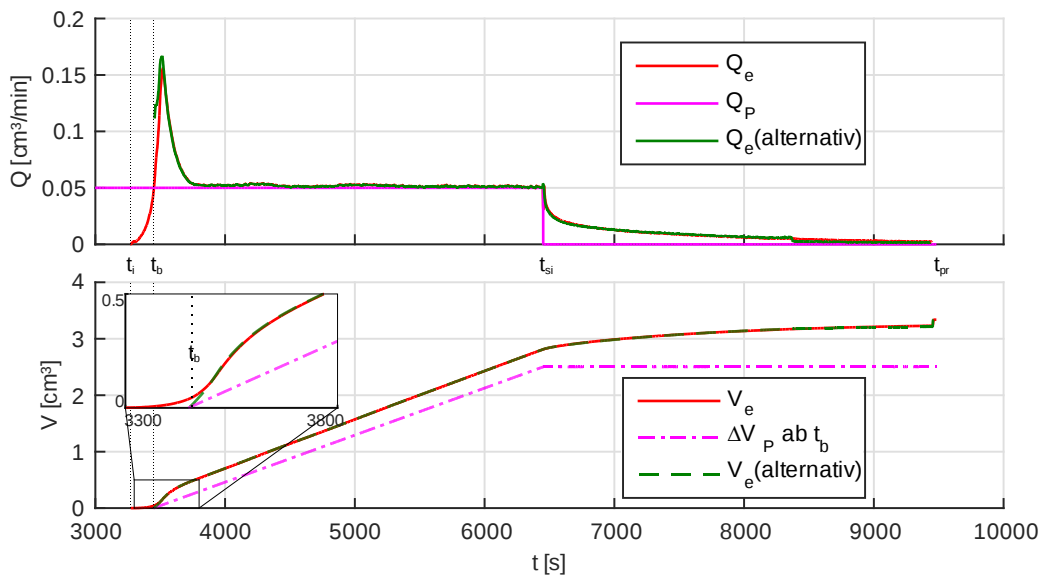


Bild 4.9: Gegenüberstellung der Pumprate Q_P und der Risseintrittsvolumenrate Q_e , bzw. der Pumpenzylindervolumenänderung ΔV_P und des Risseintrittsvolumens V_e im FI2 von Versuch VV40.

Die Rechenwerte V_e bzw. Q_e verdeutlichen den anfänglichen Dekompressionseinfluss auf den tatsächlichen Fluideintritt in den Riss. Da ein unbekannter Anteil des in den Riss eintretenden Fluids ins Gestein verloren geht und der Riss nur in einem unbekannten Maße mit Fluid gefüllt ist, sind diese Rechenwerte nicht als Rissvolumen bzw. Rissvolumenwachstumsraten zu verstehen.

4.2.5 Ermittlung der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung

Die primäre Aufgabe des Belastungssystems aus Druckregelungsanlage und Druckkissen ist die zeitlich konstante Belastung der Probe zur Simulation des Ausgangsspannungszustands bei der

hydraulischen Risserzeugung. Wie in Abschnitt 3.3.3 angedeutet, reagiert die Druckregelung aber eindeutig auf die hydraulische Risserzeugung.

Wenn sich die belastete Probe ausdehnt (z.B. infolge des erzeugten Risses), werden die Druckkissen gegen das Widerlager gequetscht. Um den Öldruck in den Druckkissen, die die Belastung normal zur Rissebene aufbringen, konstant zu halten, muss die Regelanlage diesen Druckkissen Hydrauliköl entziehen. Diese Reaktion auf das Risswachstum konnte aus den Regelvolumenverläufen aller Versuche separiert werden und liefert, wie in Kapitel 5 deutlich wird, zusätzliche Informationen über das Risswachstum.

Das Vorgehen zur Bestimmung der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_z wird für den Versuch VV31, bei dem ein bohrlochtransversaler Riss erzeugt wurde, im Folgenden erläutert. Im oberen Diagramm in Bild 4.10 sind das Regelvolumen V_z (linke y-Achse) sowie der Injektionsdruck p und die vertikale Belastungsspannung σ_z (rechte Achse) über der Versuchszeit t aufgetragen. Hier kann maßstabsbedingt noch keine Reaktion von V_z auf die Fluidinjektion bzw. Risserzeugung erkannt werden. Im mittleren Diagramm in Bild 4.10 ist deshalb allein der Verlauf von V_z mit einer angepassten Skalierung der y-Achse aufgetragen. Nachdem die Belastung in allen drei Richtungen aufgebracht ist ($t > t_{1_sigUP}$) muss durch die Regelanlage Hydrauliköl in die Druckkissen A und F gepumpt werden, um den Druck σ_z fortan konstant zu halten. Dieser durch die Druckkissen bedingte „Grundregelbedarf“ flacht mit der Zeit ab und kann durch eine Sättigungsfunktion (Monodhyperbel) angenähert werden (s. rote Linie).

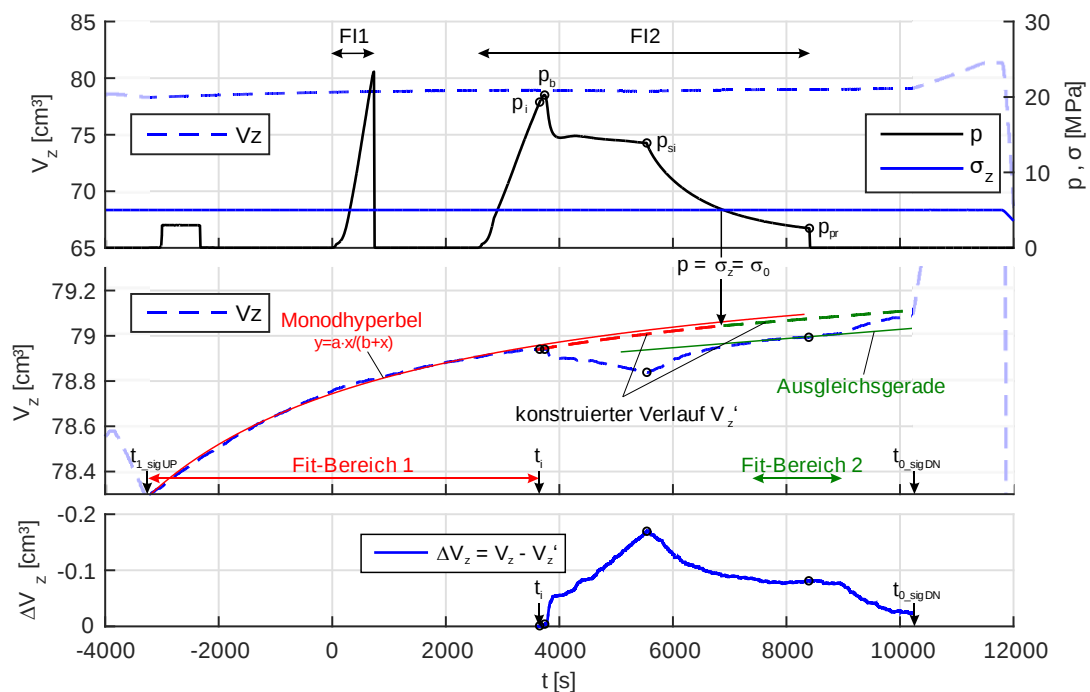


Bild 4.10: Trennung des Risswachstumseinflusses auf das Regelvolumen V_z bei Versuch VV31.

Der Anrisszyklus (FI1) wirkt sich hier, wie in allen Versuchen in denen bohrlochtransversale Risse erzeugt wurden, nicht erkennbar auf den Verlauf von V_z aus. Erst nach dem Rissinitiierungszeitpunkt (t_i) im zweiten Injektionszyklus (FI2) kann eine eindeutige Reaktion von V_z auf die hydraulische Risszeugung festgestellt werden. Diese hängt eindeutig mit dem Injektionsprozess zusammen. Nachdem der Spitzendruck p_b im FI2 überwunden ist, wird bis zum Pumpenstopp (t_{si}) Fluid aus den Druckkissen entzogen. Mit dem Pumpenstopp steigt V_z direkt wieder an. Nachdem der abfallende Fluidruck p im Injektionsintervall unter den Betrag der minimalen Hauptspannung σ_z gefallen ist, verläuft V_z ungefähr linear. Die Entlastung des Injektionsstrangs zum Zeitpunkt t_{pr} wirkt sich verzögert auf V_z aus. Ein paar Minuten nach t_{pr} muss wieder zwischenzeitig mehr Fluid in die Druckkissen A und F zurückgeschoben werden. Der beschriebene, lineare Verlaufsabschnitt konnte in allen Versuchen beobachtet werden. Er kann durch eine Ausgleichsgerade (grün) angenähert werden.

In V_z wird die Reaktion auf die Rissentstehung vom anhaltenden Grundregelbedarf überlagert. Um die Reaktion der Druckregelanlage auf das Risswachstum vom Grundregelbedarf trennen zu können, wurde aus den beiden Ausgleichskurven ein fiktiver (ungestörter) Regelvolumenverlauf V_z' konstruiert. Zum Zeitpunkt der Rissinitiierung im zweiten Injektionszyklus wird $V_z' = V_z$ angenommen. Die anschließende Entwicklung von V_z' wird durch den vertikal verschobenen Verlauf der Ausgleichskurve durch den ungestörten Grundregelbedarf beschrieben (hier: Monodhyperbel, rot gestichelte Linie). Von dem Zeitpunkt an, ab dem $p < \sigma_z$, wird für V_z' dann ein linearer Verlauf, parallel zur beschriebenen Ausgleichsgerade, angenommen (grün gestrichelte Linie). Die risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung im Zeitbereich $t_i < t < t_{0_sigDN}$ wurde dann als Differenz aus dem gemessenen und dem fiktiven Verlauf des Regelvolumens ermittelt:

$$\Delta V_z = V_z - V_z' \quad (4.7)$$

Der Verlauf von ΔV_z ist im unteren Diagramm in Bild 4.10 für den Versuch VV31 dargestellt. Auf eine analoge Weise konnten ΔV_z für alle Versuche bestimmt werden, bei denen bohrlochtransversale Risse erzeugt wurden. Auf die Bestimmung des äquivalenten Wertes für bohrlochparallel entstehende und wachsende Risse wird bei der Vorstellung der (wenigen) entsprechenden Versuche in Kapitel 5 gesondert eingegangen.

4.2.6 Weiterverwertung der 3D-Scans

Die Daten aus den 3D-Scans der aufgespaltenen Proben wurden dazu genutzt, für jeden Versuch die Größe des vom Injektionsfluid eingefärbten Rissbereichs zu ermitteln und die Orientierung der Rissebene in der Probe zu bestimmen. In Bild 4.11 sind die eingeführten Vergleichsgrößen verdeutlicht.

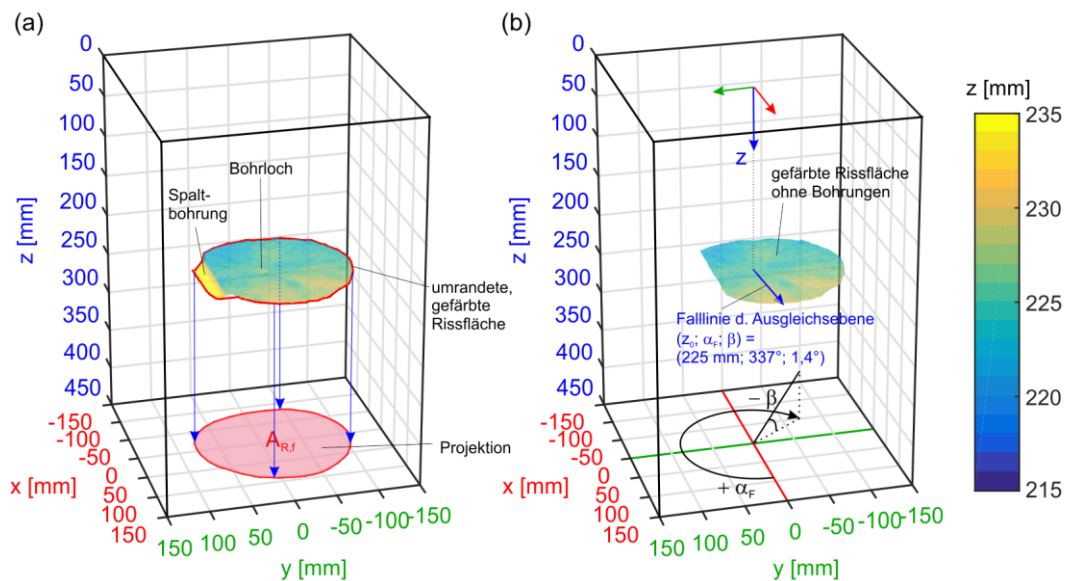


Bild 4.11: (a) Ermittlung der Größe des gefärbten Rissbereichs, (b) Beschreibung der Lage des gefärbten Rissbereichs (VV40).

Der aufgedeckte Rissbereich ist nicht ideal glatt und eben. Die Größe des gefärbten Rissbereichs ($A_{R,f}$) wurde daher vereinfachend als Flächeninhalt der senkrechten Projektion ermittelt (s. Bild 4.11 a). Die Abweichung dieses Flächeninhalts vom Flächeninhalt der geneigten Ausgleichsebene durch den gefärbten Rissbereich beträgt weniger als 3 %.

Um die Orientierung des erzeugten, nahezu ebenen Risses beschreiben zu können, wurde eine Ausgleichsebene durch den gefärbten Rissbereich gelegt. Dabei wurden vorab die in der 3D-Aufnahme enthaltenen Spuren der Bohrlochwandung, des Riskeims, der Spaltbohrungen und der ggf. entnommenen Bohrkern entfernt (vgl. Bild 4.11 a und b). Die Lage und die Orientierung der dann bestimmten Ausgleichsebene durch den verbleibenden, gefärbten Rissbereich, wird durch den Schnittpunkt mit der z-Achse (z_0), die von x aus im Uhrzeigersinn definierte Einfallrichtung α_F und den Einfallwinkel β definiert (s. Bild 4.11 b).

5 Die Versuchsreihen

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse von sechs Versuchsreihen vorgestellt, die im entwickelten Versuchsstand (s. Kapitel 3) entsprechend Kapitel 4 durchgeführt und ausgewertet wurden. Je Versuchsreihe wurden mindestens drei Einzelversuche durchgeführt, um für jede Versuchseinstellung die Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse überprüfen zu können. In Tabelle 5.1 ist ein Überblick über die sechs betrachteten Versuchsserien gegeben.

Tabelle 5.1: Übersicht der betrachteten Versuchsserien.

Serie	Ausführung	Gestein	Risskeim	Fluid	Variation
VV31-VV33	Okt. 2014	Tittlinger Feinkorn Granit	bohrloch-transversal	Glycerin-Tusche-Mischung	-
VV34-VV36	Nov. 2014				ohne Anrisszyklus
VV37-VV40	Dez. 2014 - Jan. 2015				Injektionsvolumen erhöht
VV41-VV43	Feb.-Mrz. 2015				Injektionsvolumen verringert
VV48-VV50	Apr.-Mai 2015				min. Belastungsspannung erhöht
VV44-VV47	Mrz.-Apr. 2015		bohrloch-parallel		Rissebene und Spannungszustand

In fünf der sechs Serien wurden bohrlochtransversale Risse erzeugt (s. Bild 2.4), wie sie bei Multi-Riss-TGS vorgesehen sind (s. Abschnitt 1.1). Zunächst wurde eine Serie von Versuchen (VV31–VV33) durchgeführt, anhand derer die Wiederholbarkeit der Experimente im bis dahin stetig weiter entwickelten und veränderten Versuchsstand geprüft wurde (s. 5.1). Diese dienen für die weiteren Versuchsreihen zur hydraulischen Erzeugung von bohrlochtransversalen Rissen als Referenz. Um die Wirkung des Anrisszyklus untersuchen zu können, wurde in der zweiten Versuchsreihe (VV34–VV36) der aus den Vorversuchen übernommene Anrisszyklus ausgelassen (s. 5.2). In zwei weiteren Serien wurde die Injektionsdauer nach dem Erreichen des Spitzendrucks im zweiten Injektionszyklus im Vergleich zur Referenzserie verlängert (VV37–VV40, s. 5.3) bzw. verkürzt (VV41–VV43, s. 5.4). In der letzten Serie zu bohrlochtransversalen Rissen (VV48–VV50, s. 5.5) wurde untersucht wie sich die Erhöhung der minimalen Belastungsspannung σ_z auf die hydraulische Risserzeugung auswirkt. Zuletzt wird eine Versuchsreihe vorgestellt in denen bohrlochparallele Risse hydraulisch erzeugt wurden (s. 5.6).

Die Versuche wurden in der Abfolge der Versuchsnummer in der Versuchsbezeichnung durchgeführt, werden hier aber serienweise in nicht chronologischer Reihenfolge dargestellt. Die Ergebnisse der Referenzserie (VV31–VV33) werden einleitend ausführlicher erläutert. Die Versuchsergebnisse der weiteren Versuchsreihen werden anschließend so weit wie möglich in analoger Form wiedergegeben.

5.1 Referenzserie

5.1.1 Versuchseinstellungen

In Tabelle 5.2 sind die Versuchseinstellungen der Referenzserie aufgeführt. Neben dem jeweiligen Ausführungsdatum ist der eingestellte Belastungsspannungszustand $\{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z\}$ angegeben. Dieser wurde aus den Vorversuchen übernommen. Die hydraulische Risserzeugung erfolgte, entsprechend den Darstellungen in Abschnitt 3.2.5, in zwei Injektionszyklen. Je Versuch sind für beide Zyklen das Pumpenzylindervolumen zum Injektionsstart (V_{P0}) und die Pumprate Q_P angegeben. Während im Anrisszyklus bei Erreichen des Spitzendrucks p_b händisch eine schlagartige Entlastung des Injektionsstrangs vorgenommen wurde, ist im Zyklus 2 nach t_b noch das angegebene Volumen ΔV_P injiziert worden.

Tabelle 5.2: Versuchseinstellungen der Referenzserie.

Versuch	Datum	Spannungszustand			Injektion				
					FI1 ("Anriss")		FI2		
		σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	σ_z [MPa]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	ΔV_P [cm ³]
VV31	16.10.2014	15	15	5	5	0,1	5	0,05	1,5
VV32	21.10.2014								
VV33	28.10.2014								

5.1.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen

Injektionsdruck p und kumulierte akustische Emissionen

In Bild 5.1 sind für die drei Einzelversuche jeweils der Druck p im Injektionsintervall (linke y-Achse), die Pumprate Q_P (erste rechte y-Achse) und die kumulierte Anzahl N lokalisierter akustischer Emissionen (kurz: AE, zweite rechte y-Achse) über der Zeit aufgetragen.

Die Zeitspanne zwischen den Injektionszyklen FI1 und FI2 variiert zwischen den Einzelversuchen durchführungsbedingt. Um einen direkten Vergleich der Messwerte der Einzelversuche im Rissausbreitungszyklus (FI2) anstellen zu können, wurde für diesen Zyklus eine „Hilfszeit“ t' eingeführt und die Injektionszyklen FI1 und FI2 in Bild 5.1 zyklweise aufgetragen. Alle Messwerte des Zyklus FI2 wurden so verschoben, dass der Höchstdruck p_b im Zyklus FI2 jedes Einzelversuchs bei $t' = 0$ s liegt.

Da im Zyklus FI1 in allen Versuchen nur einige wenige AE auftreten, ist der Verlauf von N über der Zeit nur für den Zyklus FI2 eingetragen. Die Färbung der einzelnen AE-Punkte erfolgt entsprechend des Auftretens im Zeitbereich zwischen dem frühesten und dem spätesten AE der Versuchsreihe im Zyklus FI2. Die so definierte Farbskala ist am oberen Rand des Diagramms über den Bezugszeitraum aufgespannt, die Grenzwerte sind angegeben. Frühe AE des Zyklus FI2 sind dunkelblau, die spätesten gelb gefärbt.

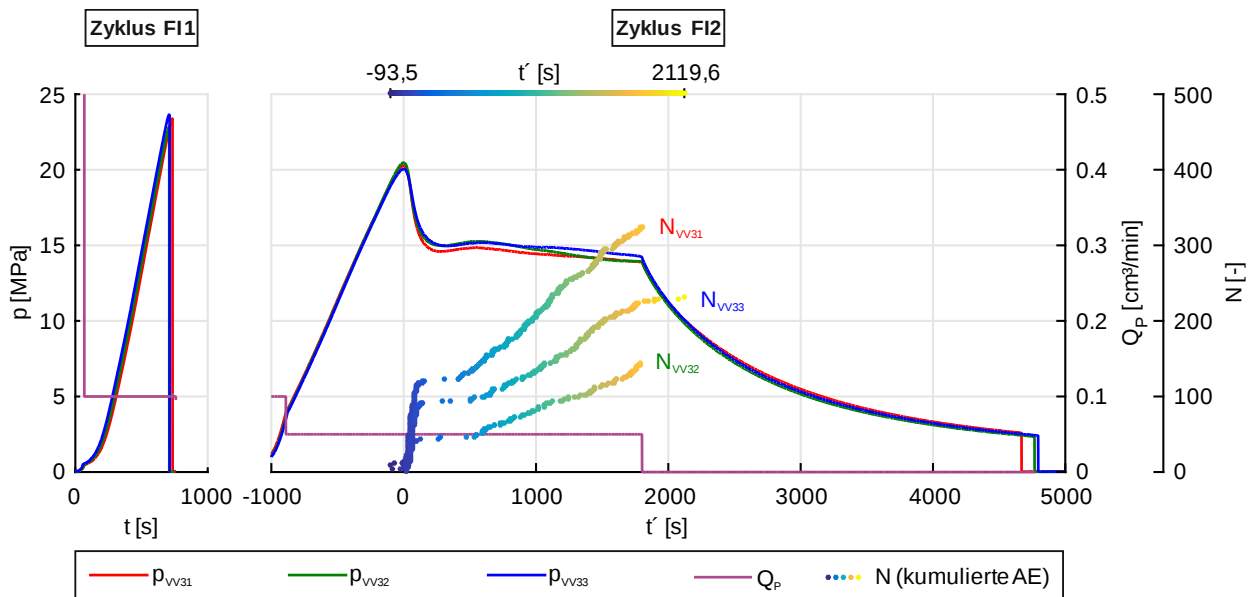


Bild 5.1: VV31–VV33, zyklusweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_P .

Zusätzlich zu den Druckkurven in Bild 5.1 sind in Tabelle 5.3 die exakten Werte des Druckes p und des Pumpenzylindervolumens V_P bei der Rissinitiation, beim Maximaldruck und beim Pumpenstopp der drei Versuche angegeben. Darüber hinaus ist in Tabelle 5.3 die Zeitdifferenz ($t_b - t_{pr}$) zwischen dem Erreichen des Spitzendrucks und der händischen Entlastung des Injektionsstrangs im Anrisszyklus angegeben. Wurde der Injektionsstrang bereits kurz vor Erreichen des natürlichen Höchstwerts von p entlastet, ist der entsprechende Wert in Tabelle 5.3 ausgespart.

Tabelle 5.3: VV31–VV33, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.

Versuch	Zyklus FI1					Zyklus FI2					
	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	$t_{pr}-t_b$ [s]	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	p_{si} [MPa]	$V_{P,si}$ [cm ³]
VV31	21,0	2,87	23,4	2,77	2,5	18,5	2,86	20,3	2,75	13,9	1,25
VV32	21,0	2,91	22,9	2,83	-	19,0	3,51	20,5	3,42	13,9	1,92
VV33	22,0	3,04	23,7	2,96	2,0	19,0	2,95	20,0	2,87	14,3	1,37

Die Druckkurven verlaufen über weite Strecken fast deckungsgleich. Der Anriss im FI1 initiiert bei ~ 21 MPa. Der Höchstdruck im FI beträgt im Serienmittel 23,3 MPa. In den Versuchen VV31 und VV33 erfolgte die Entlastung im Anrisszyklus kurz nach, im Versuch VV32 kurz vor Erreichen des Spitzendrucks. Ab der Rissinitiation bzw. dem Wiederöffnen des Anrisses im FI2 bei ~ 19 MPa unterscheiden sich die Druckkurven der Einzelversuche etwas deutlicher. Im FI2 beträgt der Spitzendruck im Serienmittel 20,3 MPa. In allen Versuchen fällt p nach dem Erreichen des Spitzenwerts p_b im FI2 innerhalb von ~ 280 s– 300 s um ~ 5 MPa– 6 MPa auf ein lokales Druckminimum ab. Dann steigen die Druckkurven bis $t' \approx 550$ s– 600 s um $\sim 0,2$ MPa– $0,3$ MPa an und fallen anschließend bis zum Pumpenstopp bei $t' = 1800$ s relativ stetig auf ~ 14 MPa ab. Nach dem Pumpenstopp fallen die Druckkurven fast deckungsgleich, mit der Zeit nachlassend steil ab bis ungefähr 50 min nach dem Pumpenstopp (t_{si}) der Injektionsstrang geöffnet wird (t_{pr}).

Auch wenn die Anzahl der in den Einzelversuchen aufgenommenen AE deutlich variiert, entwickelt sich N in allen Versuchen auf ähnliche Weise. Vor dem Erreichen von p_b im Zyklus FI2 treten nur vereinzelte AE auf. Knapp nach t_b steigt N zwischenzeitlich steil an. Ungefähr zu dem Zeitpunkt, indem der Druckabfall am steilsten erfolgt, nimmt N am stärksten zu. Danach verlangsamt die Zunahme von N . Noch bevor der Druck p das lokale Minimum erreicht, bleiben dann weitere AE aus. Nachdem der Fluidruck im Injektionsintervall geringfügig angestiegen ist, aber vor Erreichen des lokalen Druckmaximums, treten wieder kontinuierlicher AE auf. Bis zum Pumpenstopp entwickelt sich N dann ungefähr linear und steigt deutlich flacher an als im Anschluss an t_b . Um diese Entwicklung der Anzahl akustischer Emissionen (N) zahlenmäßig beschreiben zu können, wurde der Zeitbereich $t_b < t' < t_{si}$ zwischen dem Höchstdruck und dem Pumpenstopp im Zyklus FI2 in drei Phasen unterteilt (s. Bild 5.2)

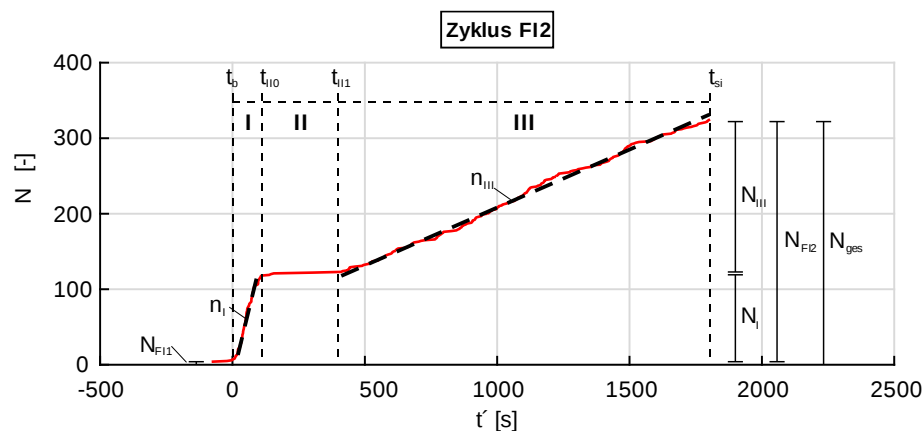


Bild 5.2: Aufteilung des Zeitbereichs $t_b < t' < t_{si}$ im Zyklus FI2 in die Phasen I–III anhand der Entwicklung der Anzahl akustischer Emissionen N am Beispiel des Versuchs VV31, ermittelte Werte (schwarz).

Der Bereich nach t_b , in dem N steil ansteigt, wird im Folgenden als Phase I bezeichnet. In Phase II (t'_{II0} bis t'_{II1}) bleiben weitere akustische Emissionen beinahe oder vollkommen aus bzw. flacht der Verlauf von N deutlich ab. In der anschließenden Phase III treten wieder kontinuierlich akustische Emissionen auf, N steigt aber deutlich flacher an als in Phase I. Diese drei Phasen wurden folgend für jeden Versuch festgelegt. Dann wurden die AE-Raten n_I (im ungefähr linearen Anstieg von N in Phase I) und n_{III} sowie die Anzahl an akustischen Emissionen N_I und N_{III} in Phase I bzw. Phase III ermittelt. Die zahlenmäßige Beschreibung der zeitlichen Entwicklung der akustischen Emissionen wird durch die Angabe der Anzahl akustischer Emissionen im Zyklus FI1 (N_{FI1}), im Zyklus FI2 (N_{FI2}) und im Gesamtversuch (N_{ges}) komplettiert. In Tabelle 5.4 sind diese Werte für die Versuche der Referenzserie zusammengestellt.

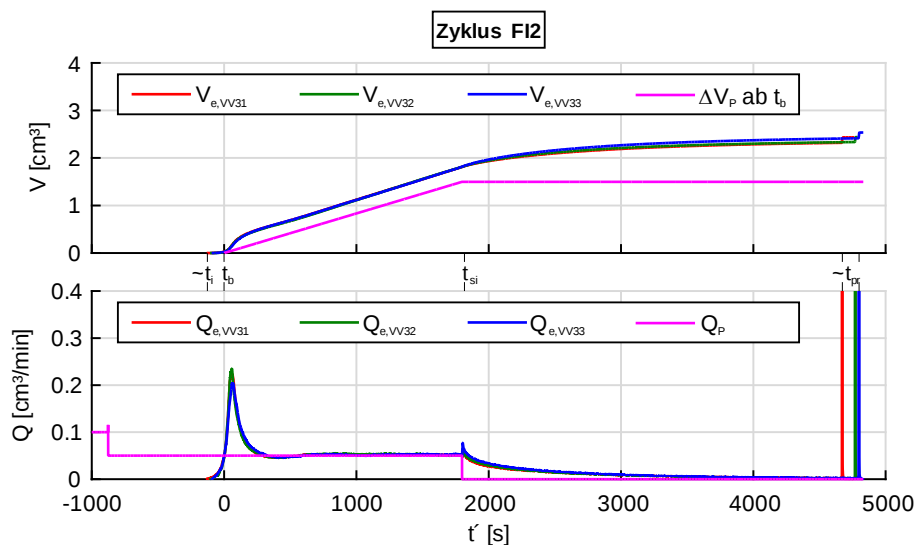
Tabelle 5.4: VV31–VV33, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.

Versuch	N_{FI1} [-]	N_I [-]	n_I [1/s]	t'_{II0} [s]	t'_{II1} [s]	N_{III} [-]	n_{III} [1/s]	N_{FI2} [-]	N_{ges} [-]
VV31	3	115	1,3	108	411	201	0,15	322	325
VV32	0	40	0,7	72	538	96	0,07	143	143
VV33	9	83	1,1	148	504	129	0,11	222	231

Die Zahlenwerte zeigen deutlicher als die Verläufe der kumulierten AE in Bild 5.1, dass die Ereignisdichte n zwischen den Phasen und zwischen den Versuchen stark schwankt. In allen Versuchen werden in der frühen Phase I zwischenzeitig acht- bis zehn-mal so viele AE je Zeiteinheit aufgenommen wie in der späteren Phase III. Die Phase II, in der kaum bzw. nur vereinzelte AE aufgenommen werden, dauert zwischen 5 und 7 Minuten an.

Risseintrittsvolumen V_e und Risseintrittsvolumenrate Q_e

In Bild 5.3 sind die nach (4.6) und (4.5) berechneten Verläufe des Risseintrittsvolumen V_e und der Risseintrittsvolumenrate Q_e im Zyklus FI2 über t' aufgetragen. Zu Vergleichszwecken sind den Verläufen von V_e die Veränderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab dem Zeitpunkt t_b und den Verläufen von Q_e die konstante Pumprate Q_P gegenübergestellt. Die jeweilig zur Berechnung der Risseintrittsvolumenrate angesetzte volumetrische Systemkompressibilität im Rissinitiationszeitpunkt $C_{sys}(t_i)$ ist für alle Versuche im Anhang B2 angegeben.

Bild 5.3: VV31–VV33, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.

Wie die zugrunde liegenden Druckkurven sind auch die Verläufe von V_e bzw. Q_e jeweils fast deckungsgleich.

Auch bei den Verläufen von V_e und Q_e können im Zeitbereich $t_b < t' < t_s$ drei Phasen unterschieden werden: zunächst steigt Q_e steil an, erreicht kurzzeitig Spitzenwerte in Höhe des Vier- bis Fünffachen von Q_P und fällt dann ab. Entsprechend der erhöhten Risseintrittsvolumenrate steigt

das in den Riss theoretisch eingetretene Volumen V_e deutlich schneller an als das von der Pumpe injizierte Volumen ΔV_p . In Phase II ist der errechnete Wert Q_e dann zwischenzeitlich kleiner als Q_p weil der Druck p wieder geringfügig ansteigt. Entsprechend steigt V_e flacher an als ΔV_p . Im oben als Phase III eingeführten Zeitbereich entspricht Q_e dann ungefähr Q_p , V_e verläuft ungefähr parallel zu ΔV_p . Durch die anfänglich erhöhte Flußrate infolge der Dekompression ist V_e etwa $0,3 \text{ cm}^3$ größer als ΔV_p . Bis zum Pumpenstopp ist demnach ein Volumen von $V_e \approx 1,8 \text{ cm}^3$ in den Riss eingetreten.

Im Pumpenstopp übersteigt Q_e kurzzeitig Q_p und nimmt dann verlangsamt ab. Beim Öffnen des Injektionsstrangs am jeweiligen Ende des Zyklus FI2 ($\sim t_{pr}$) schlägt Q_e kurz aus.

Risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z

In Bild 5.4 sind die Verläufe der risswachstumsbezogenen Änderung des Regelvolumens ΔV_z für die Versuche der Referenzserie dargestellt. Die Ermittlung von ΔV_z erfolgte entsprechend Abschnitt 4.2.5.

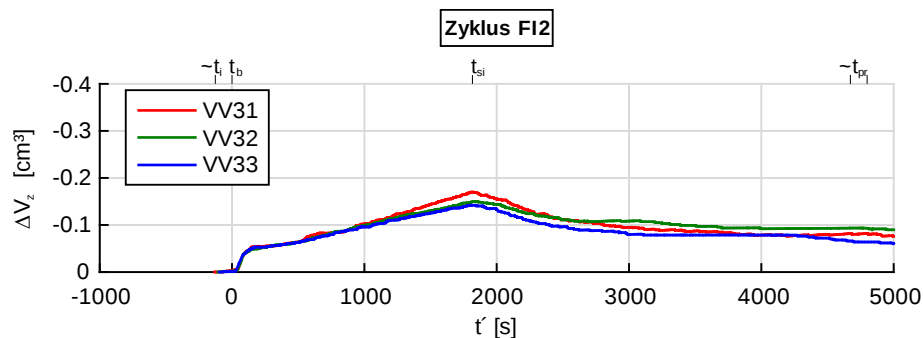


Bild 5.4: VV31–VV33, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z .

Auch die unter Vereinfachungen abgeleitete Messgröße zeigt im Bereich $t_b < t' < t_s$ drei Phasen auf. Im Bereich des steilen Druckabfalls nach t_b (Phase I) wird den Druckkissen A und F schnell Fluid entzogen, um den Belastungsdruck σ_z konstant zu halten. Der Regelbedarf lässt dann, im Einklang mit den obigen Beobachtungen, zwischenzeitlich nach und der Betrag von ΔV_z wächst in einem Zeitbereich von $\sim 300 \text{ s}$ nur geringfügig an (Phase II). In der dritten Phase wächst $|\Delta V_z|$ wieder stärker, steigt aber flacher als in Phase I an.

Die Verläufe ΔV_z der Einzelversuche stimmen im frühen Zeitbereich ($\sim$ bis $t' = 1200 \text{ s}$) herleitungsbedingt besser überein und weichen im späteren Verlauf stärker voneinander ab. Trotz dessen zeigen die Verläufe aller drei Versuche ein konsistentes Verhalten der Druckregelung. Im Pumpenstopp ist $|\Delta V_z| \approx 0,14 \text{ cm}^3$ – $0,17 \text{ cm}^3$ groß. Nach dem Pumpenstopp zum Zeitpunkt t_{si} wird der Betrag von ΔV_z in allen Versuchen wieder kleiner, geht aber nicht vollständig zurück.

5.1.3 Dokumentation der Risse

Der gefärbte Rissbereich

Nach dem Rissexperiment wird die Probe, wie in Abschnitt 4.1.5 dargestellt, in der Rissebene geöffnet. In Bild 5.5 ist je Einzelversuch der Serie die Draufsicht auf die aufgedeckte Ebene der unteren Probenhälfte dargestellt. Bei allen Proben kann ein vom Injektionsfluid eingefärbter Rissbereich abgegrenzt werden. Hier wird angenommen, dass die äußere Umrandung dieses Bereichs wiedergibt, wie weit die Fluidfront bis zum Pumpenstopp t_{si} im Zyklus FI2 im erzeugten Riss vorgedrungen ist.

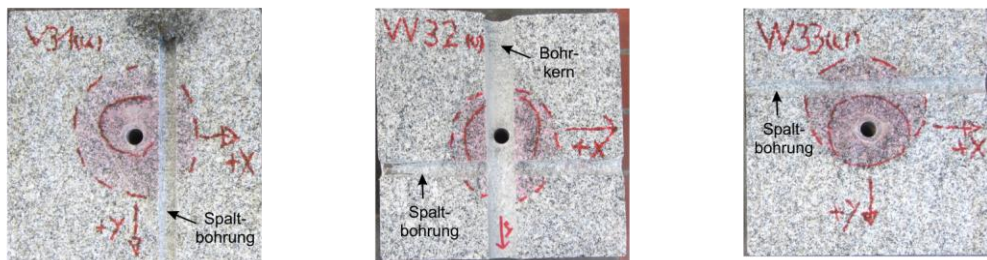


Bild 5.5: VV31–VV33, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.

Unterschiede in der Farbintensität zwischen den Fotos der Einzelversuche sind maßgeblich durch wechselnde Lichtverhältnisse bei der Aufnahme begründet.

Bei allen frisch aufgespaltenen Proben konnte zusätzlich ein bohrlochnaher, feuchterer Rissflächenbereich abgegrenzt werden. Diese Bereiche wurden mit einer zusätzlichen roten Linie umrandet.

Während die insgesamt gefärbte Fläche bei VV31 relativ symmetrisch ist, zeigt sich bei VV32 und VV33 ein bevorzugtes Risswachstum in die positive bzw. die negative y-Richtung. Der innere umrandete Bereich ist bei diesen beiden Versuchen relativ symmetrisch und zentriert. Der äußere, beim Aufspalten heller gefärbte Bereich ist hier jedoch fast ausschließlich in die beobachtete Vorzugsrichtung über den inneren Bereich hinaus gewachsen.

Entsprechend Abschnitt 4.2.6 wurde je Versuch eine Ausgleichsebene durch den gefärbten Rissbereich der gescannten Oberflächen gelegt und die Größe dieses Bereichs bestimmt. In Tabelle 5.5 sind die Parameter der Ausgleichsebene (z_0 , α_F , β , d , $d_{\max}$, s. Bild 4.11 b) und die Größe des gefärbten Rissbereichs ($A_{R,f}$) angegeben. Zusätzlich sind Tabelle 5.5 je Versuch die Radien R' fiktiver Ersatzkreise mit dem Flächeninhalt $A_{R,f}$ angegeben und die Mittelwerte der Flächeninhalte $A_{R,f}$ und Radien R' aus allen Einzelversuchen der Serie aufgeführt.

Tabelle 5.5: VV31–VV33, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.

Versuch	z_0 [mm]	α_F [°]	β [°]	d [mm]	$d_{\max}$ [mm]	$A_{R,f}$ [cm ²]	$A_{R,f,MW}$ [cm ²]	R' [cm]	R'_{MW} [cm]
VV31	224,9	101,8	2,5	$0,7 \pm 0,6$	3,9	170,5	154,2	7,4	7,0
VV32	223,7	146,5	1,4	$1,2 \pm 1,3$	8,0	145,5		6,8	
VV33	225,1	222,2	1,8	$2,0 \pm 1,7$	7,8	146,5		6,8	

Die Ausgleichsebenen der Einzelversuche fallen sehr flach in verschiedenen Richtungen ein und liegen im Bohrlochbereich beinahe exakt auf Höhe des eingepprägten Risskeims ($z = 225$ mm). Der mittlere Abstand der aufgenommenen Oberflächenpunkte zur berechneten Ausgleichsebene beträgt im Mittel rund 1,3 mm bei ungefähr gleich großer Standardabweichung und maximal 8 mm. Die Flächeninhalte der gefärbten Rissbereiche der Versuche VV32 und VV33 stimmen nahezu überein. Beim Versuch VV31 ist der gefärbte Bereich ~17 % größer. Im Mittel ist der gefärbte Rissbereich ca. 154 cm² groß. Das entspricht dem Flächeninhalt eines Kreises mit einem Radius von $R' = 7$ cm.

Bohrkern und Dünnschliff VV32

Nach dem Versuch VV32 wurde vor dem Auspalten der Probe in der Rissebene ein Bohrkern ($\varnothing 30$ mm) entnommen, der parallel zur y-Achse durch die Rissebene verläuft (s. Bild 5.6 a).

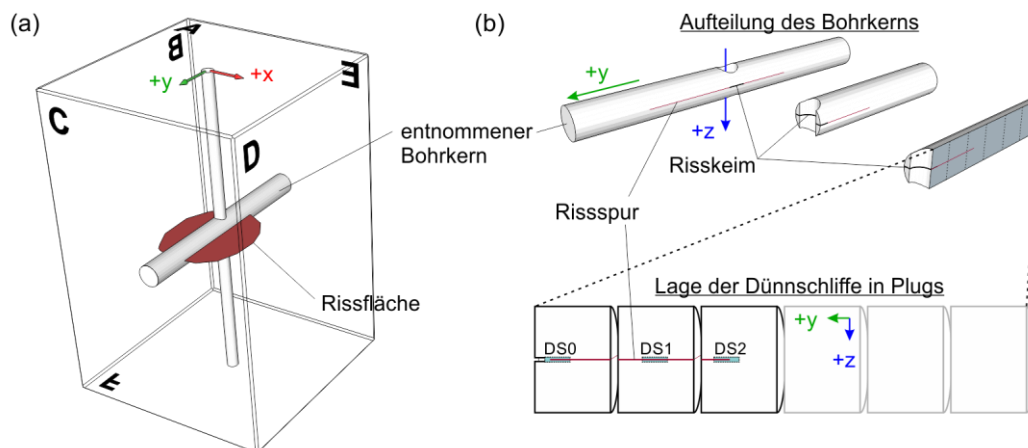


Bild 5.6: VV32, (a) Bohrkern durch Rissebene (rot) und (b) Zuschnitt der Plugs und Lage der Dünnschliffe.

In Bild 5.7 ist eine Seitenansicht dieses Bohrkerns dargestellt. Beidseitig vom Risskeim verläuft horizontal ein rot gefärbter Streifen dessen vertikale Ausdehnung bis zu ~5 mm beträgt. In positiver y-Richtung endet dieser gefärbte Streifen ~8 cm, in negativer Richtung ~5,5 cm von der Bohrlochachse entfernt. Nah des Risskeims ist in diesem roten Band deutlich eine diskrete Rissspur zu erkennen: in positiver y-Richtung bis in eine Entfernung von ~6 cm, in negativer Richtung bis in eine Entfernung von ~4 cm von der Bohrlochachse. Im jeweils äußeren Bereich des roten Bandes wird die erkennbare Rissspur dünner und verläuft sich bzw. ist nicht mehr zusammenhängend erkennbar.

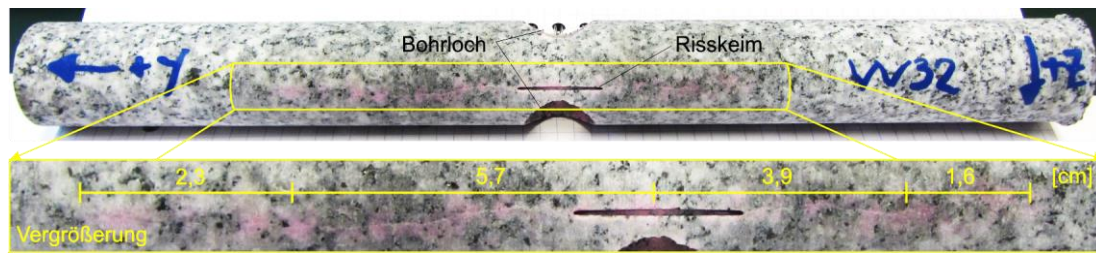


Bild 5.7: V32, Entnommener Bohrkern mit Rissspur (Kontrast und Bildschärfe erhöht!).

Im Bereich ober- und unterhalb des gefärbten Streifens, vor allem im bohrlochnahen Bereich, um die deutlicher erkennbare Rissspur herum, ist das Gestein dunkler gefärbt. Die rote Färbung ist in der Rissspur am intensivsten und lässt normal zu ihr nach oben und unten nach. Das deutet darauf hin, dass ein Teil des injizierten Fluid über die Rissflächen in die Porenräume und Mikrorisse im Gestein migriert ist und die Farbpartikel dabei mit zunehmender Eindringtiefe ausgefiltert wurden.

Der Bohrkern wurde dazu genutzt Dünnschliffe von der Rissspur anzufertigen. Dazu wurde er, wie in Bild 5.6 b dargestellt, zerteilt und in kleinere Teile, sogenannte Plugs, geschnitten. Von deren Oberflächen wurden dann durch EMR Dünnschliffe hergestellt und analysiert. Um die enthaltenen Risse unter dem Mikroskop deutlicher erkennen zu können, wurden die Dünnschliffe mit einem fluoreszierenden, aushärtenden Harz getränkt. Die rote Färbung, die den Fluidfortschritt in den aufgespaltenen Proben und im Bohrkern deutlich markiert, ist in den Rissspuren der Dünnschliffe nach der Präparation nicht mehr zu erkennen. In Bild 5.8 sind drei Ausschnitte der zur y-z-Ebene parallelen Dünnschliffe DS 0–2 abgebildet. Die ungefähre Lage dieser Abschnitte ist durch die kleinen, türkisen Rechtecke in Bild 5.6 gekennzeichnet. Die Färbung der Dünnschliffe unterscheidet sich durch die im Mikroskop aktivierten Polarisationsfilter während der fotografischen Aufnahme.

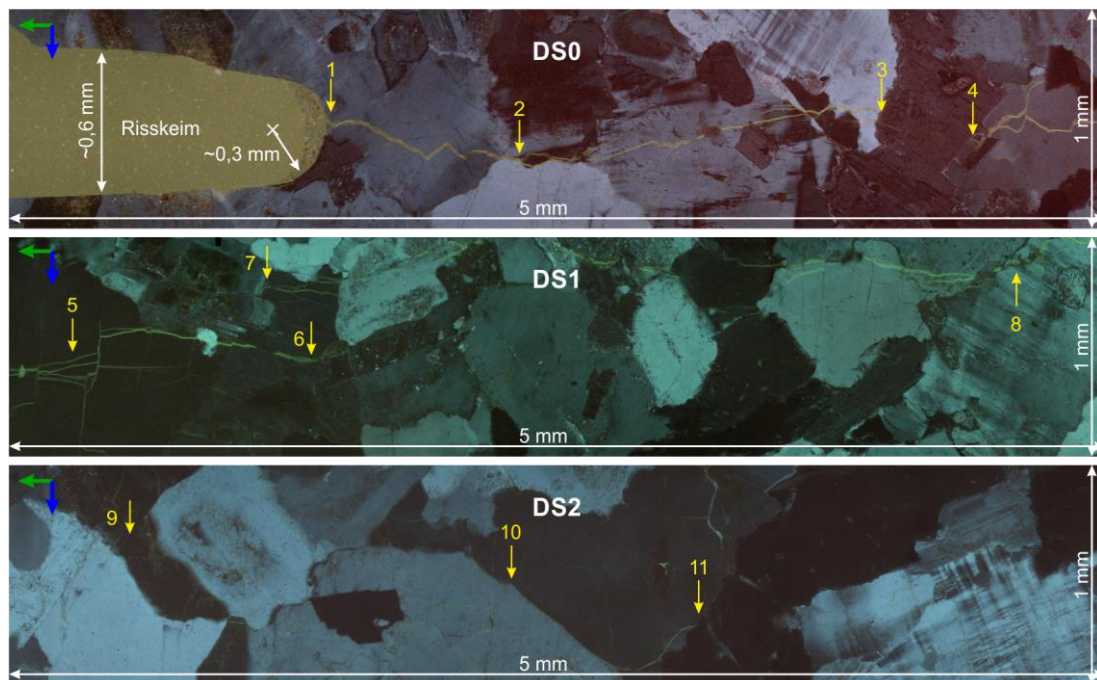


Bild 5.8: VV32, Verlauf der Rissspur in den Dünnschliffen DS0 bis DS2 (unterschiedliche Polarisationsfilter).

Links in DS0 ist ein Teil des eingebrachten Risskeims zu sehen. Er weist eine Dicke von $\sim 0,6$ mm auf, seine Spitze ist mit einem Radius von $\sim 0,3$ mm ausgerundet. Wann sich das feinkörnige Material im vordersten Bereich der Risskeimspitze abgelagert hat, konnte nachträglich nicht mehr geklärt werden. Am Scheitel der Risskeimspitze (1) startet eine einzelne Rissspur die nahezu horizontal in negativer y-Richtung verläuft. Schon beim Austritt aus dem ersten Kristallkorn (2) ist ein kurzer Abzweig vom Hauptriss zu erkennen. Der Riss verläuft durch Kristalle hindurch oder an ihnen entlang. Zwischen (3) und (4) taucht die Rissspur hinter einem Mineralkorn ab. Das deutet darauf hin, dass eine vollflächige Trennung des Gesteins auch in der fluidgefärbten Rissfläche nicht sicher gegeben ist. Im weiteren Verlauf sind deutlich mehr Verzweigungen, auch innerhalb einzelner Minerale (5), zu erkennen. Die Rissweite wird mit zunehmender Entfernung vom Risskeim augenscheinlich geringer. Zwischen (6) und (7) „verspringt“ die Rissspur um $\sim 0,3$ mm nach oben. Anstatt eines einzelnen diskreten Hauptrisses sind hier und bei (8) mehrere dünne, parallel zueinander verlaufende Risse zu erkennen. Im DS2 ist anfänglich keine eindeutige Rissspur mehr zu finden. Bei (9) sind stattdessen mehrere wirt verteilte Einzelrisse zu erkennen. Inwiefern diese durch die hydraulische Stimulation entstanden sind kann nicht geklärt werden. Zwischen (10) und (11) kann nochmal eine längere Rissspur, die entlang einer Kristallgrenze verläuft, erkannt werden. In den anschließenden Dünnschliffen sind keine Spuren des durch die Injektion erzeugten Risses mehr zu erkennen. Das vermeintliche Ende der Rissspur in DS2 stimmt ungefähr mit dem Ende der rot gefärbten Rissspur im Bohrkern überein.

5.1.4 Lokalisierte AE

In Bild 5.9 sind die lokalisierten AE der Versuche in die x-y- bzw. in die x-z-Ebene projiziert dargestellt. Die AE des Zyklus FI1 sind als schwarz umrandete Kreise in den Projektionen eingetragen. Die Punkte der AE des Zyklus FI2 sind konsistent zur oben in Bild 5.1 gegebenen Farbskala entsprechend ihres zeitlichen Auftretens gefärbt. Die zeitbezogene Farbskala ist nochmals in Bild 5.9 oberhalb der Projektionen angegeben. Zusätzlich zu den lokalisierten AE ist jeweils der äußere Umriss des gescannten, rot gefärbten Rissbereichs eingetragen. Außerdem sind das Bohrloch und die eingebrachten transversalen Risskeime angedeutet.

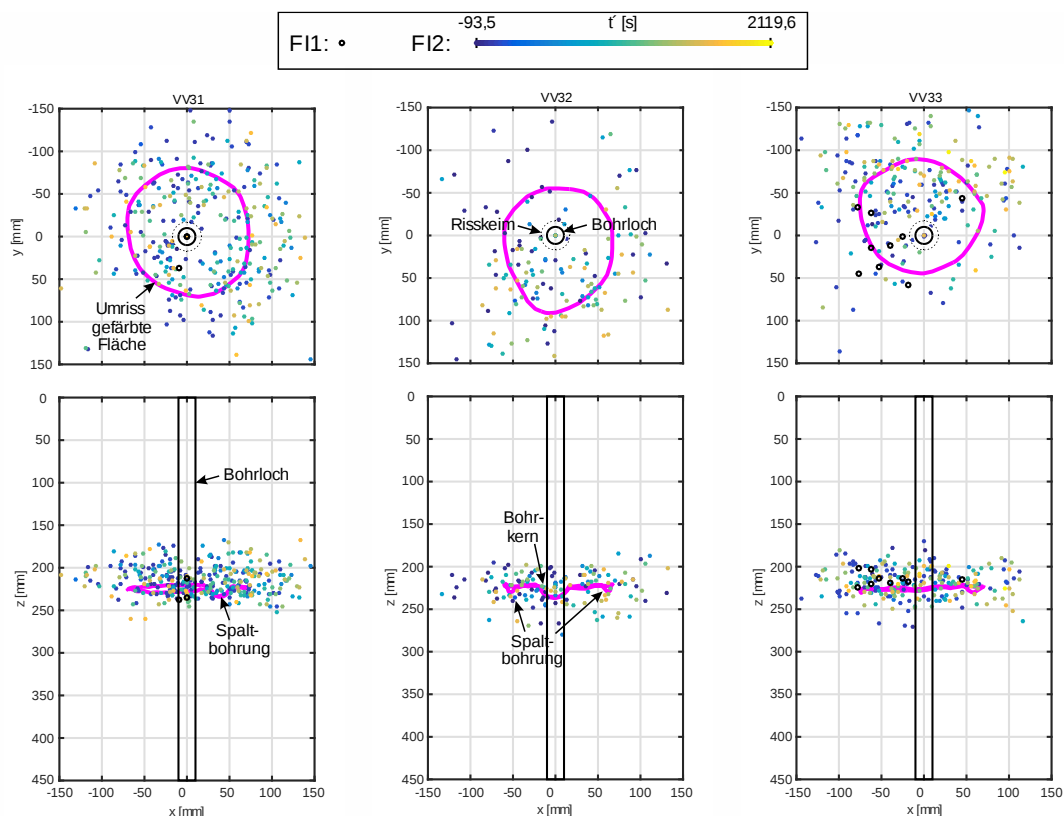


Bild 5.9: VV31–VV33, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.

Die akustischen Emissionen streuen deutlich um den aufgedeckten, gefärbten Rissbereich. Die Punktwolke der akustischen Emissionen gibt die Lage des gefärbten Rissbereichs in der x-y-Ebene aber ungefähr und die Vorzugsrichtung der Ausbreitung in der Horizontalen gut wieder. In den x-z-Projektionen ist zu erkennen, dass die Punktwolken tendenziell geringfügig höher als die gefärbten Rissbereiche liegen.

Bei Versuch VV31 sind die AE-Punkte relativ gleichmäßig um das Bohrloch verteilt. Bei den Versuchen VV32 und VV33 liegen die meisten AE auf der Seite des Bohrlochs in die der gefärbte Rissbereich bevorzugt gewachsen ist. Bei allen Versuchen liegen schon einige der frühesten, dunkelblau gefärbten AE in der x-y-Projektion weit außerhalb der Umrandung des gefärbten

Rissbereichs. Spätere AE treten vorrangig in Bereichen auf in denen schon akustische Ereignisse lokalisiert wurden.

Durch GGE wurde der Lokalisierungsfehler infolge möglicher Ungenauigkeiten bei der Ankopplung und bei der Auswertung theoretisch untersucht. Der letztendlich enthaltende Lokalisierungsfehler in den zur Verfügung stehenden Werten der lokalisierten AE ist aber nicht angegeben worden (vgl. Clauser et al. 2015). Das ist unter anderem dadurch begründet, dass schon materialbedingt ein Streuen der einzelnen Rissereignisse beim Rissfortschritt zu erwarten ist (s. „Prozesszone“, s. Bild 2.5). Hier wurde daher eine „verschmierte“ Streuung der lokalisierten AE abgeschätzt. Dazu wurden zunächst, ausgehend von der Annahme, dass die AE durch das Wachstum eines ebenen Risses bedingt sind, Ausgleichsebenen durch die Punktwolken der AE jedes Einzelversuchs berechnet. Diese Ausgleichsebenen sind in Tabelle 5.6, analog zu den Ausgleichsebenen durch die Punkte der gescannten Rissbereiche (s. Bild 4.11), jeweils durch den Schnittpunkt mit der z-Achse ($z_{0,AE}$), die Einfallrichtung $\alpha_{F,AE}$ und den Einfallwinkel β_{AE} beschrieben. Als Maß für die „verschmierte“ Streuung der AE wurde dann jeweils der Mittelwert der Abstände d_{AE} der AE zur Ausgleichsebene bestimmt. Dieser Wert ist gemeinsam mit dem jeweilig maximalen Abstand $d_{max,AE}$ eines AE zur errechneten Ausgleichsebene in Tabelle 5.6 angegeben.

Tabelle 5.6: VV31–VV33, Beschreibung der Punktwolke der akustischen Emissionen.

Versuch	$z_{0,AE}$ [mm]	$\alpha_{F,AE}$ [°]	β_{AE} [°]	d_{AE} [mm]	$d_{max,AE}$ [mm]
VV31	213,6	297,7	2,5	$13,5 \pm 10,1$	47,5
VV32	224,9	213,9	1,4	$14,2 \pm 10,7$	55,9
VV33	217,1	297,7	2,1	$13,7 \pm 10,9$	51,6

Der mittlere Abstand d_{AE} der einzelnen AE zur Ausgleichsebene stimmt zwischen den Versuchen gut überein und beträgt rund 14 ± 11 mm. Die z-Koordinate des Stützpunktes der Ausgleichsebene ($z_{0,AE}$) bestätigt den visuellen Eindruck, dass die AE-Punktwolke in den Versuchen VV31 und VV33 leicht oberhalb der eingescannten Rissfläche liegen. Die Höhen in denen die Risskeime eingebracht wurden weichen über alle durchgeführten Versuche hinweg maximal 3 mm von der Sollage ($z = 225$ mm) ab und können die Unterschiede zwischen der Höhenlage von Riss und AE-Punktwolke daher nicht begründen. Die Ausgleichsebenen durch die AE fallen ähnlich flach aber in anderen Richtungen als die Ausgleichsebenen durch die gefärbten Rissbereiche ein.

5.1.5 Zusammenfassung und Interpretation

Die Einzelversuche stimmen in den kontinuierlichen Messungen so gut überein, dass sie einheitlich beschrieben werden können.

Im Zyklus FI1 treten nur sehr wenige AE auf und am Regelvolumenverlauf V_z des minimalen Belastungsdrucks σ_z sind keine erkennbaren Auswirkungen zu erkennen. Daher kann nicht ersehen werden, wie weit der anvisierte „Anriss“ einem diskreten Riss am Bohrloch entspricht und wie groß dieser ist.

Im Zyklus FI2 sind aber sowohl der Druck p_i als auch der Spitzendruck p_b um $\sim 2\text{--}3$ MPa geringer als im „Anrisszyklus“. Hier erfolgt die eigentliche Rissausbreitung. In allen Messwertverläufen können im Zeitbereich zwischen dem Höchstdruck und dem Pumpenstopp des Zyklus FI2 drei Phasen ausgemacht werden.

In Phase I fällt der Druck p von p_b aus zunehmend steil ab. Die AE-Rate n steigt schnell an und erreicht im Punkt des steilsten Druckabfalls ihren Spitzenwert. Hier ist herleitungsbedingt auch die errechnete Risseintrittsvolumenrate Q_e am größten. Sie steigt in der betrachteten Serie kurzzeitig bis auf das Vier- bis Fünffache der konstanten Pumprate Q_p an. Die risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z zeigt an, dass den Druckkissen A und F in dieser Phase schnell Ölvolumen entzogen werden muss, damit der Belastungsdruck σ_z trotz der Probendehnung konstant gehalten werden kann. Schon die AE in dieser frühen Ausbreitungsphase reichen bis in weit vom Bohrloch entfernt gelegene Bereiche der Rissebene. Nach dem minimalen Wert von dp/dt bzw. dem maximalen Wert von Q_e geht auch die AE-Rate zurück und die Änderung in ΔV_z verlangsamt. Die Phase I dauert in den drei Versuchen zwischen 70 s und 150 s.

Die anschließende Phase II ist durch das zwischenzeitliche Ausbleiben weiterer AE gekennzeichnet. Der Druck p im Injektionsintervall fällt hier erst verlangsamt auf ein lokales Minimum ab und steigt danach langsam geringfügig an. Die aus p abgeleitete Risseintrittsvolumenrate Q_e wird im erneuten Anstieg von p herleitungsbedingt kleiner als die Pumprate Q_p . Zur Konstanthaltung von σ_z muss $|\Delta V_z|$ in dieser Phase kaum weiter gesteigert werden. Die Phase II dauert über einen Zeitraum von 300–450 s an.

Knapp bevor p ein lokales Maximum erreicht, treten wieder kontinuierlicher AE auf. Dieser Punkt stellt den Beginn der Phase III der Rissausbreitung im Zyklus FI2 dar. Nach Überschreiten des lokalen Druckmaximums fällt p bis zum Pumpenstopp langsam und stetig ab. Aufgrund des langsamen Druckabfalls ist die errechnete Risseintrittsvolumenrate Q_e in dieser Phase ungefähr gleich der Pumprate Q_p . Die Anzahl an AE entwickelt sich ungefähr linear und steigt deutlich langsamer als in Phase I. Gleiches gilt für die Zunahme des Betrags von ΔV_z . Die in Phase III lokalisierten AE liegen weitestgehend im bereits durch AE der Phase I erschlossenen Bereich in der x-y-Ebene. Erst die späten AE (gelb) deuten eine fortschreitende Ausbreitung nach außen an.

Mit dem Pumpenstopp fällt der Druck p im Injektionsintervall mit der Zeit verlangsamt ab. Weitere AE bleiben bald aus. Die errechneten Werte Q_e und V_e entwickeln sich analog zu p . Auch der Betrag von ΔV_z wird kleiner, geht aber nicht vollständig zurück. Nachdem p die minimale Belastungsspannung $\sigma_z = 5\text{ MPa}$ unterschritten hat, verläuft ΔV_z nahezu horizontal.

An den nach dem Versuch aufgespaltenen Proben konnte ein vom Injektionsfluid eingefärbter Rissbereich erkannt werden. Dieser gibt die Ausdehnung des Injektionsfluid im erzeugten Riss wieder und ist in allen drei Versuchsproben etwa gleich groß. Die mittlere Abweichung der tatsächlichen Oberfläche von der errechneten Ausgleichsebene durch diesen Bereich beträgt im Mittel $\max. 2 \pm 1,7$ mm. Dieser Wert ist kleiner als die maximale Korngröße der Einzelkörner des Granits. Der errechnete Einfallwinkel der Ausgleichsebenen ist maximal $2,5^\circ$ groß. Demnach sind in den drei Versuchen ebene, nahezu horizontale Risse mit ungefähr gleich großer Fläche erzeugt

worden. Die gefärbten Bereiche sind aber nicht ideal symmetrisch gewachsen, sondern weisen deutlich unterschiedliche Vorzugsrichtungen der Ausbreitung auf. Die Ursachen dafür können unter anderem materialbedingt sein und daher nicht eindeutig ausgemacht werden. Der Dünnschliff des Versuchs VV32 zeigt Ablagerungen feiner Partikel an der Spitze des eingesägten Risskeims (s. Bild 6.8). Wenn diese von der Risskeimfertigung stammen, könnten sie den Fluidstrom in den Riss in negativer y-Richtung behindert haben und so Ursache für das bevorzugte Wachstum in positiver y-Richtung sein. Diese Beobachtung kann aber nicht weiter belegt werden, da nur noch beim Versuch VV36 Dünnschliffe angefertigt wurden und dort keine solchen Ablagerungen festgestellt wurden.

Die Rissspur und das rote Band am Bohrkern des Versuchs VV32 belegen, dass sich das Fluid in einer Rissebene ausbreitet und über diese ins Gestein eintritt. Darüber hinaus zeigen die Dünnschliffe, dass der Riss stark durch das Korngerüst geprägt ist und Materialbrücken vorliegen.

Die Gesamtheit der lokalisierten AE bestätigt in allen drei Versuchen die Vorzugsrichtung des gefärbten Rissbereichs. Die AE-Punktewolken umschließen jeweils den eingefärbten Rissbereich. Die AE streuen aber stark in Bezug auf die aufgedeckte Rissebene und reichen in allen Richtungen weit über den gefärbten Bereich hinaus. Anhand der zeitlichen Abfolge der lokalisierten AE kann der Ablauf der Rissausbreitung in dieser Versuchsreihe nicht erkannt werden. Die Größe des Risses kann daher während und auch nach der Rissausbreitung nicht aus den AE bestimmt werden. Die Interpretation der lokalisierten AE wird noch dadurch erschwert, dass die Anzahl an registrierten und lokalisierten AE zwischen den Einzelversuchen stark schwankt.

Keiner der Messwerte zeigt Anzeichen dafür, dass schon im Anrisszyklus ein ausgedehnter Riss erzeugt wurde. Die etwas geringeren Spitzendruckwerte im Zyklus FI2 sprechen lediglich dafür, dass das Material am Risskeim durch den Anrisszyklus geschwächt wird. Die eigentliche Rissausbreitung erfolgte also wie vorgesehen erst nachdem der Höchstdruck im Zyklus FI2 erreicht wurde. Dabei lassen alle kontinuierlichen Messwerte darauf schließen, dass der Riss im Zyklus FI2 in Phase I erst zwischenzeitlich schnell voran gewachsen und dann gestoppt ist. Das ist dann möglich, wenn der Riss dem Fluid so weit vorausgeeilt ist, dass die Rissspitze nicht mehr kritisch beansprucht wird (Fluid-lag) oder wenn die Rate der Fluidverluste über die Rissflanken ins Gestein den Volumenstrom in den Riss (Q_e) übersteigt.

In Phase II fällt der Druck trotz der Injektion in den stehenden Riss zunächst noch weiter ab. Der Wert $|\Delta V_z|$ korreliert eindeutig mit den Dehnungen der Probe infolge des Risswachstums und nimmt in Phase II am langsamsten bzw. kaum zu. Das deutet darauf hin, dass das in den Riss eintretende Fluid nicht zu maßgeblichen Probendehnungen führt. Das kann dadurch begründet sein, dass das Fluid in den fluidfreien Risspitzenbereich eintreten kann ohne diesen zu weiten und/oder in den Gesteinsporenraum verloren geht ohne zu wesentlichen Dehnungen zu führen. Bei Erreichen des lokalen Minimums von p sind die Risspitze und der umliegende Gesteinsporenraum soweit aufgefüllt, dass der Druck wieder ansteigt. Das führt dann zur Weitung des Risses. Das erneute Auftreten von akustischen Emissionen zeigt an, dass die Beanspruchung des vorab gestoppten Risses so hoch ist, dass erneut Rissereignisse auftreten. In der Phase III wächst der Riss dann deutlich langsamer weiter.

Wie genau die Probendehnung oder das Rissvolumen zahlenmäßig mit dem Wert ΔV_z zusammenhängen, konnte nicht abschließend geklärt werden. Wie im Anhang B4 dargestellt, wurde in einer einfachen Studie betrachtet wie das Rissvolumen und die Verschiebungen der oberen Probenseite bei verschiedenen Seitenreibungswerten zusammenhängen. Aus dieser idealisierten Betrachtung kann gefolgert werden, dass bei einem impermeablen, elastischen Gestein der Wert von ΔV_z nicht kleiner als $\sim 65\%$ des Rissvolumens sein sollte. Zum Pumpenstopp entsprechen die Werte von $|\Delta V_z|$ aber nur $\sim 10\%$ vom Volumen des injizierten Fluids. Das deutet zumindest auf erhebliche Fluidverluste hin.

Nach dem Pumpenstopp t_{si} fällt p verlangsamt ab. Das im Riss unter Druck stehende Fluid tritt nach und nach in den Porenraum des Granits ein. Mit der ins Gestein fortschreitenden Fluidfront wird der hydraulische Gradient kleiner. Der Wert von ΔV_z geht unterdessen teilweise zurück. Das deutet zusätzlich darauf hin, dass die Probendehnungen durch den Fluideintritt in den Porenraum gering sind und der Wert ΔV_z maßgeblich durch die Dehnung der Probe infolge des Rissvolumens bestimmt wird. Der Umstand, dass der Druck p im Pumpenstopp nicht spontan um einen gewissen Betrag abfällt (vgl. Bild 2.2 u. 2.1.6), deutet an, dass das Injektionsintervall und der Riss „schlecht miteinander verbunden“ sind.

5.2 Versuchsreihe ohne Anrisszyklus

5.2.1 Versuchseinstellungen

Die zweite Versuchsserie wurde durchgeführt, um den Effekt des standardmäßig eingeführten Anrisszyklus (s. 3.2.5) betrachten zu können. Dazu wurde der Anrisszyklus FI1 bei dieser Serie ausgelassen und das Rissexperiment auf den Injektionszyklus FI2 beschränkt.

Tabelle 5.7: Versuchseinstellungen der Versuchsreihe ohne Anrisszyklus.

Versuch	Datum	Spannungszustand			Injektion				
					FI1 ("Anriss")		FI2		
		σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	σ_z [MPa]	V_{p0} [cm ³]	Q_p [cm ³ /min]	V_{p0} [cm ³]	Q_p [cm ³ /min]	ΔV_p [cm ³]
VV34	04.11.2014	15	15	5	-	-	5	0,05	1,5
VV35	18.11.2014								
VV36	25.11.2014								

Die Darstellung der Versuchsergebnisse dieser und der weiteren Versuchsreihen erfolgt weitgehend analog zur Referenzserie.

5.2.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen

Injektionsdruck p und kumulierte akustische Emissionen

Für einen direkten Vergleich mit der Referenzserie ist in Bild 5.10 zusätzlich zu den Druckkurven der Einzelversuche der Serie die Druckkurve des Versuchs VV31 eingetragen.

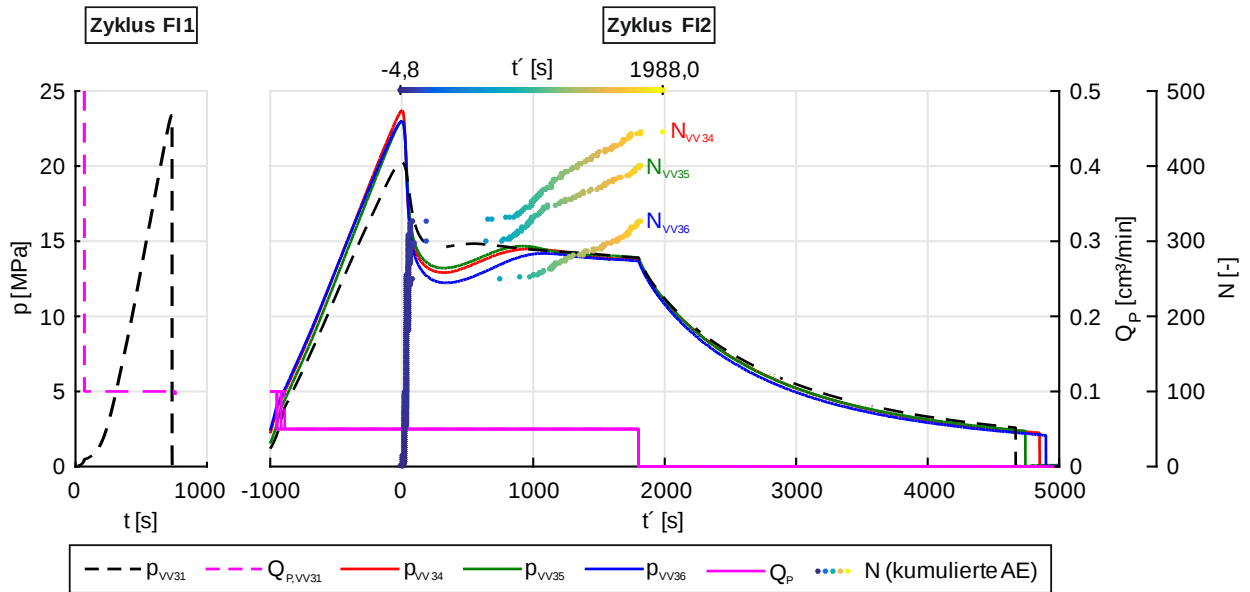


Bild 5.10: VV34–VV36+VV31, zyklusweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_p .

Der Druckanstieg in den drei Einzelversuchen erfolgte nahezu deckungsgleich und etwas steiler als im Vergleichsversuch. Wie auch Tabelle 5.8 zu entnehmen, beträgt der Spitzenwert p_b im Serienmittel $\sim 23,2$ MPa und ist beinahe genau so groß wie im Zyklus FI1 des Vergleichsversuchs VV31. Nach dem Überschreiten von p_b fällt der Druck steiler und tiefer (~ 10 MPa– 11 MPa in ~ 300 s– 350 s) ab als in der Referenzserie. Der Druckabfall endet ebenfalls in einem lokalen Minimum von dem aus der Druck zunächst erneut ansteigt. Die Differenz zwischen den lokalen Extrema im Druckverlauf liegt hier zwischen $1,5$ MPa und $2,0$ MPa und ist damit sieben- bis zehnmal so groß wie in der Referenzserie. Entsprechend dauert der erneute Druckanstieg bei gleicher Pumprate Q_p länger an (~ 600 s– 740 s). Die Versuche weisen also ein deutlich ausgeprägteres „Drucktal“ in den Druckkurven auf. Die Verläufe der Versuche VV34 und VV36 stimmen auch in dieser Phase beinahe überein. Bei Versuch VV36 fällt der Druck auf einen niedrigeren lokalen Minimalwert ab.

Auffällig ist, dass der flache Druckabfall nach dem Erreichen des lokalen Druckmaximums dann bei allen Versuchen ungefähr deckungsgleich zum Versuch VV31 verläuft. Im Pumpenstopp ist der Druckwert bei allen vier Versuchen ungefähr gleich. Auch der anschließende Druckabfall stellt sich bei allen Versuchen fast identisch dar. Die händische Entlastung erfolgte zu verschiedenen Zeitpunkten bei Drücken zwischen 2 MPa und $2,5$ MPa.

Tabelle 5.8: VV34–VV36, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.

Versuch	Zyklus FI1					Zyklus FI2					
	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	$t_{pr}-t_b$ [s]	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	p_{si} [MPa]	$V_{P,si}$ [cm ³]
VV34	-					22,5	2,89	23,7	2,83	13,8	1,33
VV35	-					20,5	3,00	23,0	2,89	13,9	1,39
VV36	-					21,0	3,03	23,0	2,93	13,7	1,43

In allen drei Versuchen treten erst kurz vorm Erreichen des Maximaldrucks p_b die ersten AE auf. Im Bereich des steilen Druckabfalls werden dann deutlich mehr AE registriert als in der Referenzserie. Während des „Drucktals“ im Druckverlauf bleiben auch in dieser Versuchsreihe weitere AE aus. Wie in der Referenzserie treten kurz vor dem Erreichen des lokalen Maximums von p wieder kontinuierlicher AE auf. Zusätzlich zum Verlauf von N in Bild 5.10 ist die Entwicklung der AE in Tabelle 5.9 quantifiziert (vgl. Bild 5.2).

Tabelle 5.9: VV34–VV36, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.

Versuch	N_{FI1} [-]	N_I [-]	n_I [1/s]	t'_{II0} [s]	t'_{II1} [s]	N_{III} [-]	n_{III} [1/s]	N_{FI2} [-]	N_{ges} [-]
VV34	-	327	9,9	79	850	110	0,12	446	446
VV35	-	298	7,3	96	812	95	0,09	401	401
VV36	-	250	8,1	80	996	72	0,08	327	327

Die anfängliche AE-Rate n_I ist ca. 8-mal so hoch wie in der Referenzserie und schon ca. 80 s nach t_b bleiben weitere AE für rund 850 s aus. Die gegen Ende des Drucktals wieder kontinuierlich einsetzenden AE treten ungefähr mit gleicher Rate n_{III} auf wie in der späten Phase der Referenzserie. Die Anzahl an AE ist in allen Versuchen der Serie höher als in der Referenzserie und variiert zwischen den Einzelversuchen nicht so stark. Mehr als 70 % aller AE sind in der Phase I der Rissausbreitung aufgenommen worden.

Risseintrittsvolumen V_e und Risseintrittsvolumenrate Q_e

In Bild 5.11 sind die Verläufe von V_e und Q_e im Zyklus FI2 der Einzelversuche aufgetragen. Auch hier sind die entsprechenden Kurven des Versuchs VV31 als Referenz eingetragen. Entsprechend des deutlich steileren Druckabfalls steigt die Risseintrittsvolumenrate Q_e kurzzeitig auf das Zehn- bis Dreizehnfache der konstanten Pumprate Q_P an und fällt dann, schneller als in der Referenzserie auf Werte unterhalb von Q_P .

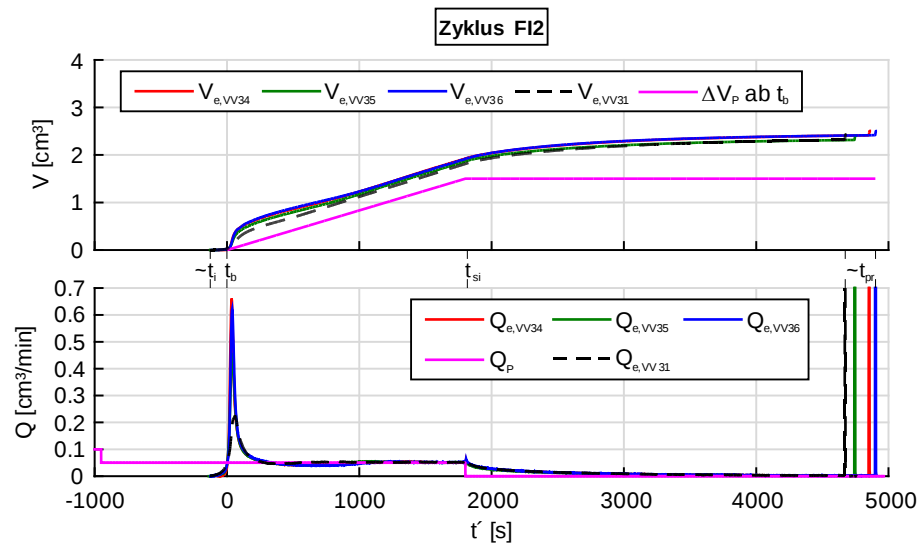


Bild 5.11: VV34–VV36+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.

Risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z

Am Verlauf der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_z (s. Bild 5.12) sind die bereits in den Druckkurven beobachteten Eigenarten dieser Versuchsserie auch festzustellen. Die Verläufe von ΔV_z der Einzelversuche der Versuchsreihe stimmen gut überein.

Der anfängliche Regelbedarf ist sehr groß, und der Betrag von ΔV_z steigt deutlich schneller und höher als im Referenzversuch an, bevor die Zunahme von $|\Delta V_z|$ nachlässt und der ΔV_z bis ~800 s–900 s nach t_b fast unverändert bleibt. Dann steigt ΔV_z bis zum Pumpenstopp (fast deckungsgleich zur Kurve der Referenz VV31) langsamer an.

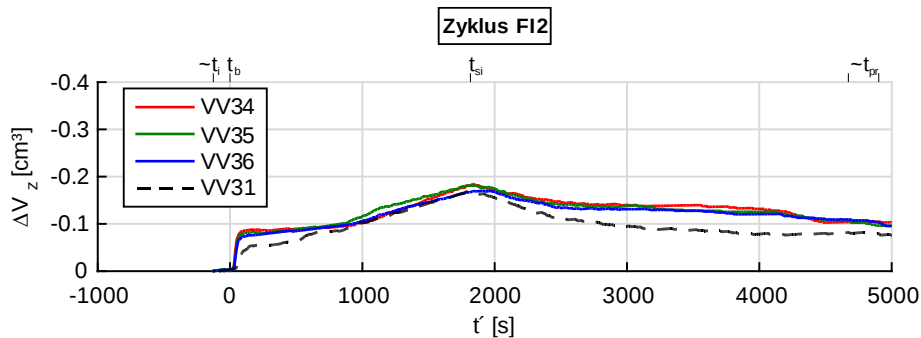


Bild 5.12: VV34–VV36+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z .

Nach dem Pumpenstopp ist der Rückgang von ΔV_z verhaltener als in der Referenzserie. Ab ca. 3000 s, hier unterschreitet der Druck p die minimale äußere Belastung σ_z , fällt ΔV_z nur noch gering ab. Die Ursache für den kurzzeitig steileren Abfall bei ca. 4200 s konnte nicht geklärt werden. Danach liegen die Beträge von ΔV_z nur noch knapp oberhalb derer des Referenzversuchs.

5.2.3 Rissdokumentation

Gefärbte Rissfläche

In Bild 5.13 sind Draufsichten auf die Spaltflächen der unteren Probenhälften nach dem Öffnen der Proben dargestellt.



Bild 5.13: VV34–VV36, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.

Der gefärbte Rissbereich liegt bei VV34 fast symmetrisch in der Mitte des Probenquerschnitts. Bei Versuch VV35 hat sich der gefärbte Rissbereich etwas weiter in die untere rechte Ecke (+x,+y), bei Versuch VV36 weiter nach rechts (+x) ausgedehnt. In Tabelle 5.10 sind die gefärbten Rissbereiche zahlenmäßig beschrieben. Der Flächeninhalt $A_{R,f}$ beträgt im Mittel 153 cm^2 und entspricht damit dem mittleren Flächeninhalt der gefärbten Rissbereiche die in der Referenzserie beobachtet wurden. Die Unterschiede zwischen den Flächeninhalten der Einzelversuche sind hier aber geringer als in der Referenzserie. Die Ausgleichsebenen durch die Punkte der gescannten Abbilder der gefärbten Rissbereiche weisen ähnliche Charakteristika auf wie in der Referenzserie. Sie fallen sehr flach in verschiedenen Richtungen ein und weichen im Mittel ca. 2,3 mm und maximal ca. 9 mm von der tatsächlichen Oberfläche ab.

Tabelle 5.10: VV34–VV36, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.

Versuch	z_0 [mm]	α_F [°]	β [°]	d [mm]	$d_{\max}$ [mm]	$A_{R,f}$ [cm ²]	$A_{R,f,MW}$ [cm ²]	R' [cm]	R'_{MW} [cm]
VV34	225,5	154,2	2,3	$1,7 \pm 0,8$	4,2	153,7	153,3	7,0	7,0
VV35	225,0	310,1	2,1	$2,5 \pm 1,8$	8,6	159,8		7,1	
VV36	222,5	21,6	0,8	$2,3 \pm 1,7$	8,6	146,3		6,8	

5.2.4 Lokalisierte AE

Auch in der Darstellung der projizierten AE in der x-y- und in der x-z-Ebene ist die Auswirkung der veränderten Injektionsprozedur zu erkennen. Die frühen, dunkelblau gefärbten AE sind deutlich zahlreicher und spannen in der x-y-Ebene eine größere Fläche auf als in der Referenzserie. Dabei ist die Dichte an AE im in Vorzugsrichtung gewachsenen gefärbten Rissbereich auch in dieser Serie deutlich höher. Bei Versuch VV35 und VV36 treten spätere AE nur auf der von der Vorzugsrichtung abgewandten Seite der Probe auf. Dieses Phänomen ist beim symmetrischer gewachsenen Riss des Versuchs VV34 nicht so ausgeprägt.

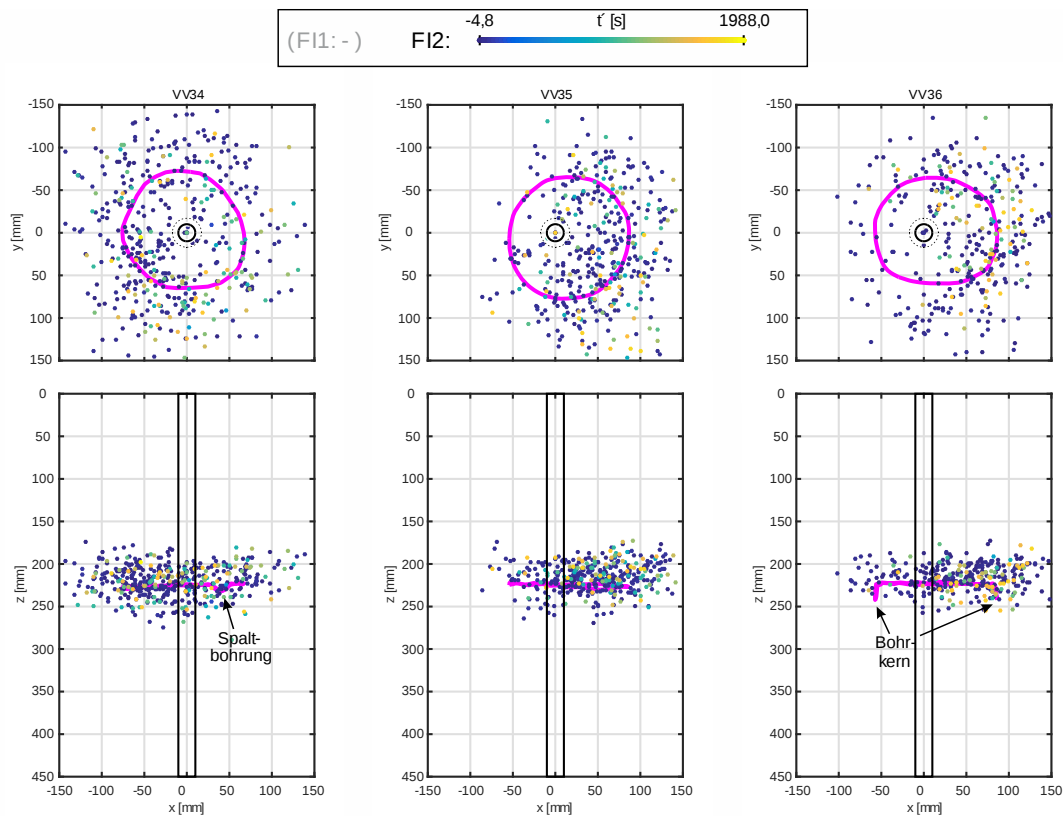


Bild 5.14: VV34–VV36, Projektion der lokalisierten AE und der Umrissse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.

Durch die Punktwolken wurde analog zur Referenzserie jeweils eine Ausgleichsebene gelegt. Die Ebene und der mittlere sowie der maximale Abstand der einzelnen AE zur jeweiligen Ausgleichsebene sind in Tabelle 5.11 angegeben.

Tabelle 5.11: VV34–VV36, Beschreibung der Punktwolke der akustischen Emissionen.

Versuch	$z_{0,AE}$ [mm]	$\alpha_{F,AE}$ [°]	β_{AE} [°]	d_{AE} [mm]	$d_{max,AE}$ [mm]
VV34	220,2	232,9	1,8	$14,4 \pm 10,9$	69,8
VV35	217,5	206,0	3,0	$13,3 \pm 10,2$	53,9
VV36	216,4	129,0	1,6	$12,8 \pm 9,5$	44,7

Wieder fällt auf, dass die Ausgleichsebene oberhalb des Risskeims liegt ($z_{0,AE} < 225$ mm). Die Einfallrichtung der flach einfallenden Ausgleichsebenen weicht deutlich und unsystematisch von den Ausgleichsebenen durch die gefärbten Rissbereiche ab (vgl. Tabelle 5.10). Der mittlere Abstand d_{AE} zeigt in allen Versuchen die ungefähr gleiche Größenordnung wie in der Referenzserie.

5.2.5 Zusammenfassung/Interpretation

Die Versuche VV34–VV36 der Versuchsreihe ohne Anrisszyklus zeigen im Vergleich mit der Referenzserie deutlich den Einfluss des Anrisszyklus auf.

Der Druck steigt bei gleicher Pumprate schneller an. Darüber hinaus sind die Drücke bei der Rissinitiierung bzw. –öffnung und die Höchstdrücke im Vergleich zum Zyklus 2 der Referenzserie um ca. 3 MPa höher. Sie entsprechen den Werten des Anrisszyklus in der Referenzserie. Daraus kann gefolgert werden, dass die Steifigkeit der Proben ohne Anriss größer ist als die der Proben im FI2 der Referenzserie und durch den Anrisszyklus eine Materialschwächung erfolgt.

Die drei eingeführten Phasen der Rissausbreitung können auch in dieser Serie festgemacht werden. Erst knapp vor Erreichen der Spitzendruckwerte p_b werden die ersten AE registriert.

Der Druck fällt in Phase I deutlich steiler und weiter ab als in der Referenzserie. Der Einfluss der Dekompression in dieser Phase wird dadurch deutlich erhöht. Die Spitzenwerte der errechneten Risseintrittsvolumenrate Q_e erreichen das 2–3-fache der Spitzenwerte der Referenzserie. Der Anstieg der risswachstumsbezogenen Änderung des Regelvolumens ΔV_z erfolgt deutlich schneller und überschreitet die vergleichbaren Werte der Referenzserie. Die Anzahl lokalisierter AE übersteigt die in der Referenzserie bei weitem. Das deutet darauf hin, dass die AE-Dichte mit der Energiefreisetzungsrate korreliert. Hier wird in kürzerer Zeit mehr Volumen freigesetzt und dadurch ein größerer Druck abgebaut als in der Referenzserie. Früher als in der Bezugsserie bleiben weitere AE aus und endet die Phase I der Rissausbreitung. Die lokalisierten AE der Phase I decken einen ähnlich großen Bereich wie die frühen Ereignisse der Referenzserie ab. Die räumliche Dichte der AE ist aber deutlich höher als in der Referenzserie.

In Phase II ist ohne Anriss ein deutlicher ausgeprägtes „Drucktal“ zu beobachten. Der Druck fällt länger und tiefer bis er ein lokales Minimum erreicht. Bei Annahme exakt gleicher Materialeigenschaften und Versuchsrandbedingungen muss das in Phase I erzeugte Rissvolumen daher größer sein als in den Vergleichsversuchen. Die Unterschiede in den Druckverläufen sind hier deutlicher als in der Referenzserie. Das Regelvolumen ΔV_z bleibt in diesem Bereich nahezu unverändert. Bei allen Versuchen steigt der Druck nach dem lokalen Minimum erst deutlich höher an bis knapp vor dem Erreichen des lokalen Druckmaximums wieder kontinuierlich AE registriert werden. Die lokalen Druckmaxima liegen auf Höhe des Druckverlaufs der Phase III der Referenzserie. Die so gemachten Beobachtungen können als Anzeichen dafür gesehen werden, dass der Riss dem Fluid in dieser Versuchsreihe ohne Anrisszyklus weiter vorausgeeilt ist, als in der Referenzserie. Der Überschuss an Energie für die Rissausbreitung ist durch den höheren Maximaldruck größer gewesen als in der Referenzserie.

Der Umstand, dass in der später beginnenden Phase III der langsame Abfall des Injektionsdrucks p und der erneute Anstieg von $|\Delta V_z|$ ungefähr deckungsgleich zu den entsprechenden Vergleichskurven der Referenzserie verlaufen, deutet auf ähnlich große Risse hin. In dieser Phase werden wieder kontinuierlich AE registriert. Diese sind zu Teilen in Bereichen lokalisiert in den schon vorab AE aufgetreten sind. Sie breiten sich aber tendenziell weiter aus als die AE der Phase I. Das deutet daraufhin, dass in dieser Phase ein erneuter Rissfortschritt nach außen hin erfolgt.

Der Druckabfall nach dem Pumpenstopp erfolgt in allen Versuchen ungefähr gleich wie in der Referenzserie. In Übereinstimmung mit dieser Beobachtung sind die gefärbten Rissbereiche in den Versuchen ohne Anriss genau so groß wie in den Versuchen mit Anrisszyklus.

Die bisherigen Beobachtungen zeigen auf, dass das Risswachstum ohne vorherigen Anriss unter Freisetzung größerer Energie zu größeren Teilen direkt im Druckabfall nach p_b erfolgt ist. Dabei ist davon auszugehen, dass der Riss dem Fluid weiter vorausseilt als in der Referenzserie. Entsprechend ist die Phase des Rissausbreitungsstillstand, in der der Riss unter großen Fluidverlusten in den Gesteinsporenraum erst teilweise aufgefüllt werden muss, verlängert.

5.3 Versuchsreihe mit verlängerter Injektionsdauer

5.3.1 Versuchseinstellungen

In der Versuchsreihe VV37–VV40 wurde die Injektionsdauer im Vergleich zur Referenzserie um 20 Minuten verlängert, d.h. nach t_b wurde noch ein Volumen von $\Delta V_P = 2,5 \text{ cm}^3$ aus der Pumpe in die Probe eingepumpt. Diese zusätzliche Injektionsdauer/-menge ist frei gewählt worden. Nach Versuch VV39 wurde eine Optimierung der Regelparameter der Druckregelungsanlage vorgenommen. Um eine gegebenenfalls auftretende Beeinflussung des Versuchsausgangs durch diese technische Änderung erkennen zu können, wurde in dieser Serie zusätzlich ein vierter Versuch ausgeführt (VV40).

Tabelle 5.12: Versuchseinstellungen der Versuchsreihe mit verlängerter Injektionsdauer.

Versuch	Datum	Spannungszustand			Injektion				
					FI1 ("Anriss")		FI2		
		σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	σ_z [MPa]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	ΔV_P [cm ³]
VV37	09.12.2014	15	15	5	5	0,1	5	0,05	2,5
VV38	16.12.2014								
VV39	07.01.2015								
VV40	13.01.2015								

5.3.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen

Injektionsdruck p und kumulierte akustische Emissionen

In Bild 5.15 sind die Druckkurven und die Verläufe der kumulierten AE für die Versuche VV37–VV40 dargestellt.

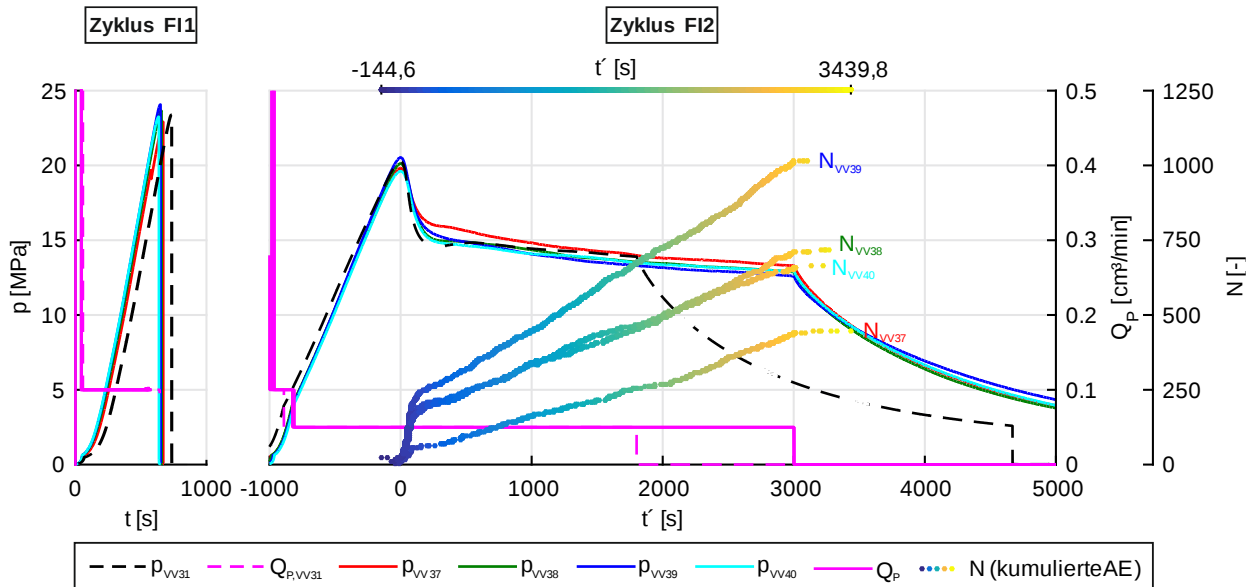


Bild 5.15: VV37–VV40+VV31, zyklusweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_P .

Der Druckanstieg erfolgt in allen Versuchen und in beiden Zyklen übereinstimmend direkter und etwas steiler als im Referenzversuch. In Tabelle 5.13 sind die charakteristischen Druckwerte mit den zugehörigen Pumpenzylindervolumina für beide Injektionszyklen angegeben. In beiden Zyklen stimmen die Rissinitierungs- und Höchstdrücke relativ gut mit denen der Referenzserie überein. Tendenziell ist der Unterschied zwischen den Spitzenwerten p_b in Zyklus FI1 und Zyklus FI2 dieser Versuchsreihe aber etwas größer als in der Referenzserie.

Tabelle 5.13: VV37–VV40, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.

Versuch	Zyklus FI1					Zyklus FI2					
	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	$t_{pr}-t_b$ [s]	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	p_{si} [MPa]	$V_{P,si}$ [cm ³]
VV37	20,5	3,15	22,9	3,05	0,5	18,5	3,17	19,8	3,08	13,3	0,58
VV38	20,0	3,25	23,7	3,10	0,5	18,5	3,24	20,1	3,14	12,9	0,64
VV39	21,5	3,24	24,1	3,13	1,0	19,0	3,28	20,5	3,19	12,5	0,69
VV40	21,0	3,27	23,3	3,15	2,0	17,0	3,36	19,6	3,20	12,9	0,71

Mit der Rissinitierung/-öffnung im Zyklus FI2 laufen die Druckkurven leicht auseinander. Nach Erreichen der jeweiligen Höchstwerte des Drucks in Zyklus FI2 trennen sich die Verläufe der Einzelversuche deutlicher als in der Referenzserie.

Im Gegensatz zu den beiden vorherig behandelten Versuchsreihen kann in den Druckkurven der vier Einzelversuche kein „Drucktal“ ausgemacht werden. In der Druckkurve des Versuchs VV37

ist nach dem Abflachen des Druckabfalls lediglich ein Knick zu erkennen, ab dem der Druck dann wieder etwas steiler abfällt. Ein zwischenzeitlicher Wiederanstieg des Drucks wurde in keinem der Versuche beobachtet. Der Druckabfall nach dem Abflachen erfolgt etwas steiler als in der Referenzserie. Zwischen den Druckverläufen der Einzelversuche kann deutlicher unterschieden werden. Der Druckverlauf im Bereich der verlängerten Injektion ($t' > 1800$ s) schließt ungefähr passend an den Druckverlauf des Versuchs VV31 an. Im Pumpenstopp bei $t' = 3000$ s beträgt die maximale Druckdifferenz zwischen den Einzelversuchen der Serie 0,8 MPa.

Im Zyklus FI2 treten schon ca. 2 min vor Erreichen des Höchstdrucks p_b erste AE auf. Bei keinem der Einzelversuche dieser Versuchsreihe bleiben nach t_b im Zyklus FI2 zwischenzeitlich für einen längeren Zeitraum weitere AE aus, wie es bei den Versuchen mit „Drucktal“ beobachtet wurde. Zusätzlich zur grafischen Darstellung der Entwicklung der Anzahl N lokalisierter AE in Bild 5.15 ist die Entwicklung der AE in Tabelle 5.14 zahlenmäßig beschrieben. Im Zyklus FI1 werden tendenziell mehr AE registriert als in den Referenzversuchen. In der gewählten Skalierung in Bild 5.15 ist kaum zu erkennen, dass die AE-Rate nach einem anfänglich steilen Anstieg im Zyklus FI2 in allen Versuchen zwischenzeitlich unter das später wieder höhere Niveau abfällt. Anhand dieses Übergangsbereichs konnte aber auch in dieser Versuchsreihe eine Einteilung der Rissausbreitung in drei Phasen erfolgen.

Tabelle 5.14: VV37–VV40, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.

Versuch	N_{FI1} [-]	N_I [-]	n_I [1/s]	t'_{II0} [s]	t'_{II1} [s]	N_{III} [-]	n_{III} [1/s]	N_{FI2} [-]	N_{ges} [-]
VV37	4	52	0,5	95	323	369	0,12-0,18	445	449
VV38	21	150	1,6	107	359	489	0,16-0,22	697	718
VV39	19	224	2,9	148	241	752	0,27	999	1018
VV40	12	156	2,1	110	356	248	0,17	651	663

Während die Anzahl der AE in Phase I in den Versuchen VV38–VV40 ähnlich groß ist wie in Versuch VV31, werden im Versuch VV37 deutlich weniger AE registriert – ähnlich viele wie in den Versuchen VV32 und VV33. Die weitere Entwicklung der Anzahl an kumulierten AE ist bei den Versuchen VV38 und VV40 bis ca. 500 s vor dem Pumpenstopp nahezu gleich. Die Ereignisrate n ist in allen Phasen des Risswachstums in Versuch VV39 am höchsten. Die durchschnittliche AE-Rate in der dritten Phase des Risswachstums ist tendenziell etwas höher als in der Referenzserie. Am Verlauf der AE in Bild 5.15 ist zu erkennen, dass nach dem Injektionsstopp im Vergleich zu den vorherigen Versuchen noch einige AE mehr aufgenommen werden.

Risseintrittsvolumen V_e und Risseintrittsvolumenrate Q_e

Die errechneten Verläufe von V_e und Q_e im Zyklus FI2 dieser Versuchsreihe sind in Bild 5.16 dargestellt.

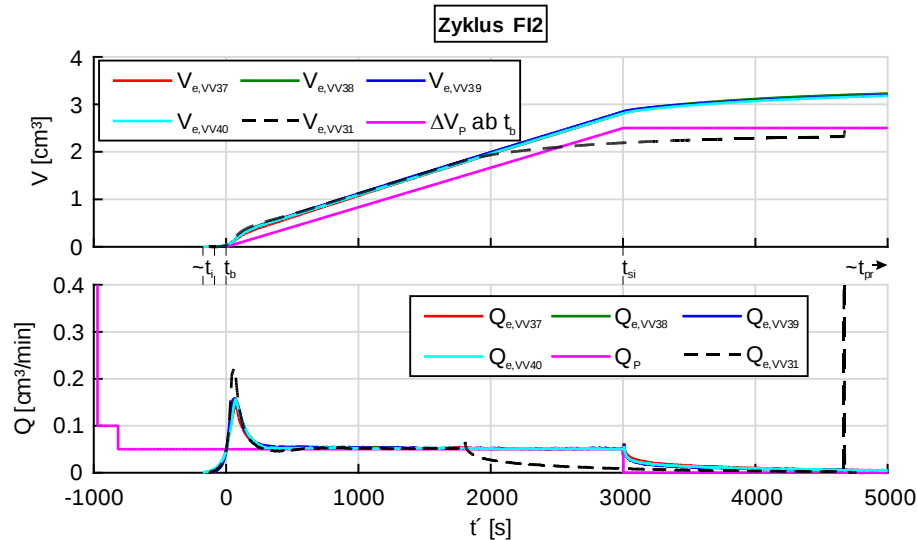
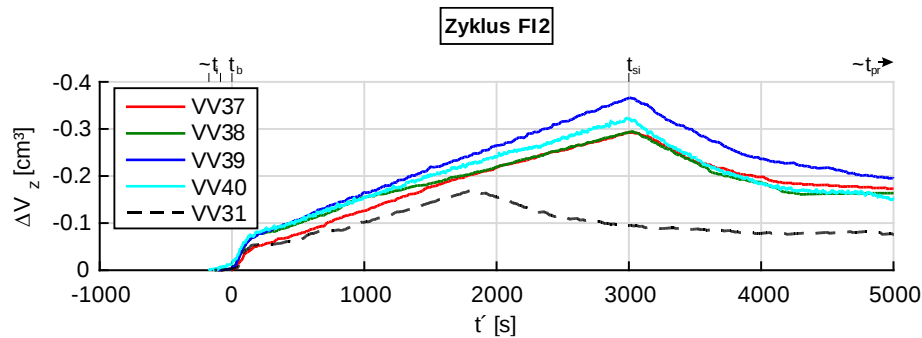


Bild 5.16: VV37–VV40+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.

Während an den Verläufen von V_e augenscheinlich keine Besonderheiten auszumachen sind, fällt auf, dass die Spitzenwerte von Q_e in den Einzelversuchen dieser Serie durchweg kleiner sind als im Versuch VV31. Das gilt auch im Vergleich mit den anderen Versuchen der Referenzserie. Die Risseintrittsvolumenrate Q_e steigt hier maximal auf das ungefähr Dreifache von Q_P . Einhergehend mit dem Ausbleiben des vorher beobachteten Drucktals und dem kontinuierlichen Druckabfall wird Q_e in keinem der Versuche kleiner als Q_P . Der Wert von Q_e nähert sich der vorgegebenen konstanten Pumprate Q_P von oben her an.

Risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z

Die Verläufe der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_z der Einzelversuche dieser Versuchsreihe zeigen untereinander deutlichere Abweichungen als in den vorherigen Versuchsreihen. Bei den Versuchen VV38–VV40 steigt $|\Delta V_z|$ schon in Phase I der Rissausbreitung deutlich über den Wert im Referenzversuch an. Das in Versuch VV31 beobachtete, durch den Stopp des Risswachstums bedingte, zwischenzeitliche „Stagnieren“ von ΔV_z ist in keinem der vier Versuchskurven deutlich zu erkennen. Der spätere Anstieg von $|\Delta V_z|$ ist bei allen Einzelversuchen etwas steiler als beim Vergleichsversuch. Zum Zeitpunkt des Pumpenstopps in der Referenzserie ($t' = 1800$ s) sind die Beträge von ΔV_z dieser Versuchsreihe $\sim 12\%$ – 40% größer als beim Vergleichsversuch VV31. Bis zum Pumpenstopp dieser Versuchsreihe ($t' = 3000$ s) ist bei Versuch VV39 am meisten Fluid aus den Kissen A und F „entzogen“ worden.

Bild 5.17: VV37–VV40+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z .

5.3.3 Rissdokumentation

Nach dem Aufspalten der Probenblöcke der Versuche VV37–VV40 konnte bei allen Proben ein innerer, benetzter Bereich vom Rest des gefärbten Rissbereichs abgegrenzt werden (s. Bild 5.18).

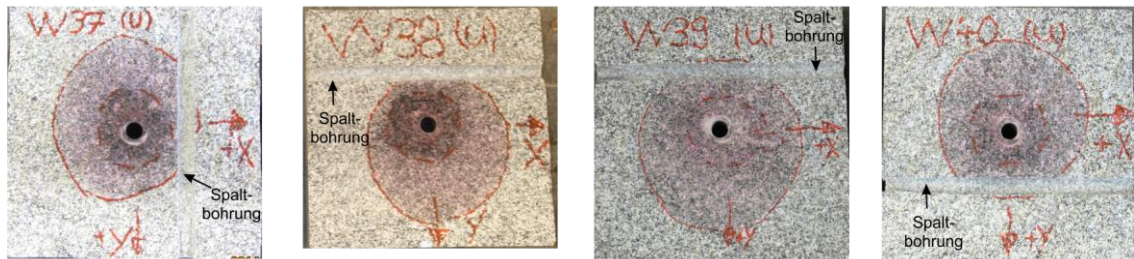


Bild 5.18: VV37–VV40, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.

In Tabelle 5.15 sind die Parameter der Ausgleichsebene und die Größe der gefärbten Fläche angegeben.

Tabelle 5.15: VV37–VV40, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.

Versuch	z_0 [mm]	α_F [°]	β [°]	d [mm]	$d_{\max}$ [mm]	$A_{R,f}$ [cm²]	$A_{R,f,MW}$ [cm²]	R' [cm]	R'_{MW} [cm]
VV37	225,3	17,7	2,9	$2,3 \pm 1,7$	8,3	250,0	261,8	8,9	9,1
VV38	224,9	155,8	1,8	$1,6 \pm 1,3$	6,1	248,4		8,9	
VV39	224,9	226,2	2,1	$3,0 \pm 2,2$	10,0	289,5		9,6	
VV40	225,56	343,73	2,0	$3,0 \pm 2,0$	9,4	259,4		9,1	

Die insgesamt gefärbte Fläche ist entsprechend der verlängerten Injektion deutlich größer als in der Referenzserie. Der gefärbte Bereich ist bei allen Versuchen wieder nahezu horizontal. Das flache Einfallen der Ausgleichsebenen erfolgt in verschiedenen Richtungen α_F . Der Flächeninhalt $A_{R,f}$ im Versuch VV37 ist nur 0,4 % größer als im Versuch VV38. Hingegen überschreitet der Flächeninhalt des gefärbten Rissbereichs in den Versuchen VV40 und VV39 den in VV38 gemessenen um 4 % bzw. 16 %. Im Versuch VV39 wurde zum Pumpenstopp auch das größte Volumen ΔV_z ermittelt.

5.3.4 Lokalisierte AE

Die in den Projektionen dargestellten AE (s. Bild 5.19) sind entsprechend der Zeit ihres Auftretens im zweiten Injektionszyklus gefärbt oder wenn sie schon im Anrisszyklus registriert wurden, als schwarze Kreise eingetragen.

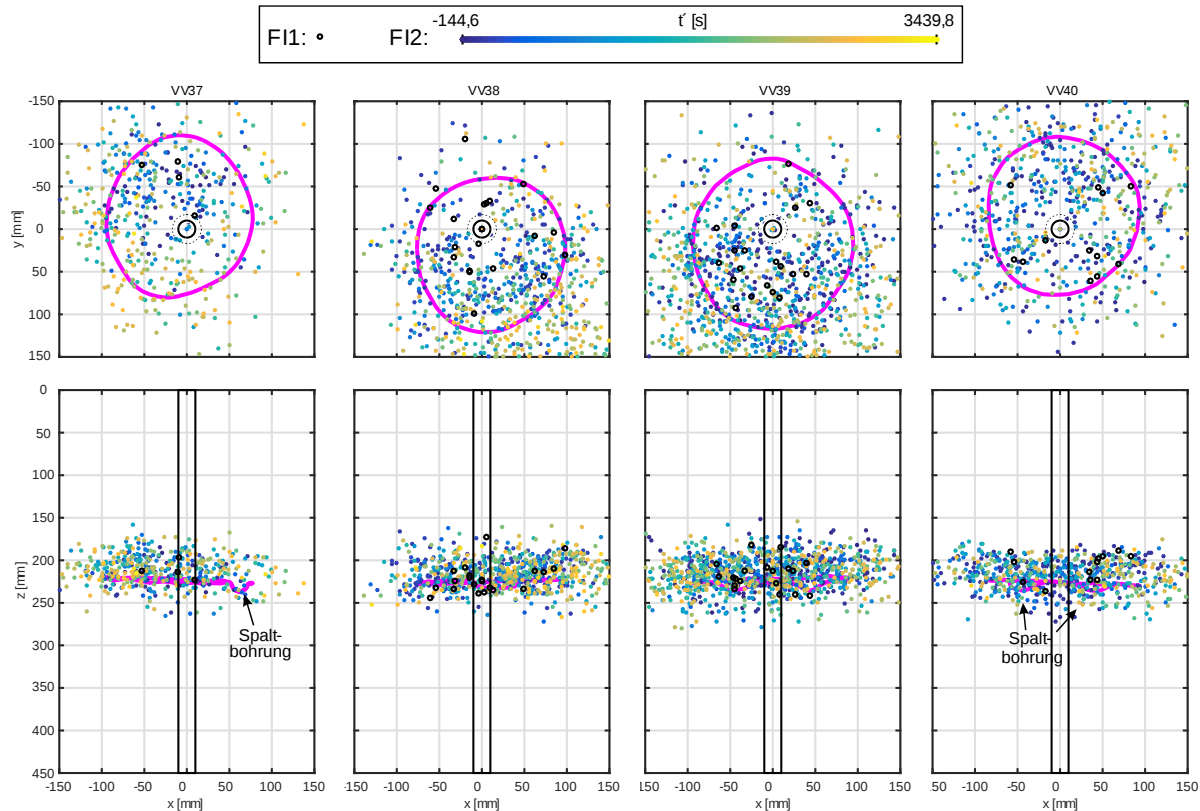


Bild 5.19: VV37–VV40, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.

Die AE des Anrisszyklus liegen weitestgehend innerhalb der später gefärbten Rissfläche. Ihre spärliche Zahl und zufällig scheinende Lage ermöglichen keine Rückschlüsse auf ein bohrloch-nahes Risswachstum.

Im FI2 treten die frühen AE nach t_b wieder in schon weit vom Bohrloch entfernten Bereichen auf. In allen Versuchen ist eine Vorzugsrichtung des Rissfortschrittes zu erkennen. Die hohe Anzahl späterer AE ermöglicht es das Risswachstum in dieser Serie besser nachzuvollziehen. Die frühen dunkelblauen AE dünnen nach außen hin aus, wo dann spätere AE (grüne und türkise Punkte) vermehrt zu finden sind. Die ganz späten, gelb gefärbten AE treten zumeist in Bereichen auf in denen keine frühen AE lokalisiert wurden. Die AE deuten also auf ein von innen nach außen fortschreitendes Wachstum hin. In Übereinstimmung mit den Größen der gefärbten Rissbereiche zeigen die lokalisierten AE dieser Versuchsserie eine größere Ausdehnung als die der Referenzserie.

Anhand der AE von VV37 kann ersehen werden, dass der Riss erst in negative x- und y-Richtung gewachsen ist. Die gelb gefärbten späten AE zeigen aber auf, dass sich der Riss dann später in

positive y-Richtung ausgebreitet hat. Schon die frühen akustischen Ereignisse im Versuche VV38 zeigen deutlich auf, dass der Riss vorzugsweis in positiver y-Richtung gewachsen ist. Der Großteil der frühen AE liegt in den beiden unteren Quadranten der x-y-Projektion. Die Ausdehnung der späten, grün und gelb gefärbten AE geht über die der frühen, dunkelblauen AE hinaus. Auch bei den Versuchen VV39 und VV40 kann das Risswachstum in ähnlicher Weise anhand der lokalisierten AE beschrieben werden. Obwohl die lokalisierten AE hier nah am Rand in großer Dichte lokalisiert sind, konnte an den Probenseiten kein Fluid- oder Rissaustritt erkannt werden.

In Tabelle 5.16 sind die Kenndaten der versuchsweise berechneten Ausgleichsebenen durch die finalen AE-Punktewolken der Versuche angegeben.

Tabelle 5.16: VV37–VV40, Beschreibung der Punktewolke der akustischen Emissionen.

Versuch	$z_{0,AE}$ [mm]	$\alpha_{F,AE}$ [°]	β_{AE} [°]	d_{AE} [mm]	$d_{max,AE}$ [mm]
VV37	213,7	25,1	2,6	$13,8 \pm 10,8$	53,0
VV38	217,7	239,1	2,2	$14,3 \pm 11,0$	57,2
VV39	216,4	211,3	2,8	$15,4 \pm 12,0$	65,6
VV40	217,6	337,19	1,4	$14,7 \pm 11,1$	59,4

Die Abweichung der AE von der Ausgleichsebene durch die Punktewolke ist ähnlich groß wie in der Referenzserie. Wieder liegen die Ausgleichsebenen durch die Punktewolken auf der Bohrlochachse leicht oberhalb des Risskeims ($z = 225$ mm). In dieser Serie und in der Referenzserie ist die Anzahl an registrierten und lokalisierbaren AE in dem Versuch am größten, der auch die größte gefärbte Fläche aufweist. Die Anzahl der AE variiert zwischen den Versuchen V37 und VV38 aber stark, obwohl der Flächeninhalt der gefärbten Fläche ungefähr gleich groß ist. Eine direkte Korrelation zwischen N_{ges} und $A_{R,f}$ kann also nicht abgeleitet werden.

5.3.5 Zusammenfassung/Interpretation

Der Injektionsdruck der Einzelversuche dieser Versuchsreihe zeigt punktuell eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den Referenzversuchen. Der Druckanstieg nach dem Injektionsstart erfolgt direkter und steiler als in der Referenzserie. Ursache für die erste Beobachtung ist die bessere Entlüftung in dieser Serie. Die Ursache für den steileren Druckanstieg könnte dadurch bedingt sein, dass die Probenblöcke zu einer anderen Liefercharge gehören als die der Versuche VV31–VV35.

Die Verläufe der Einzelversuche unterscheiden sich aber deutlicher als in der Referenzserie. Darüber hinaus tritt in den Versuchen dieser Serie im FI2 im Anschluss an p_b kein „Drucktal“ auf. Als einzig plausible Ursache für diesen Unterschied wird hier angesehen, dass die Probenblöcke zu einer späteren Liefercharge gehören und ggf. an anderer Stelle des Steinbruch abgebaut wurden, d.h. die Unterschiede naturbedingt sind.

Das Risswachstum im FI2 kann trotz des kontinuierlicheren Druckabfalls in drei Phasen unterteilt werden, da die AE-Rate n zwischenzeitig unter ihren später beobachteten Wert abfällt.

In Phase I fällt der Druck etwas flacher ab als in der Referenzserie. Gleichzeitig werden tendenziell mehr AE registriert. Der stärkere Anstieg von ΔV_z zeigt an, dass das Rissvolumen in Phase I der Versuche VV38–VV40 schneller zunimmt als in den Bezugsversuchen. Die Risseintrittsvolumenrate Q_e überschreitet Q_p weniger hoch als in der Referenzserie, fällt aber langsamer vom Spitzenwert ab.

In Phase II lassen die Veränderungen aller Messwerte nach. Das Risswachstum verlangsamt und die Risseintrittsvolumenrate Q_e gleicht sich von oben an die konstante Pumprate Q_p an. Das Ausbleiben eines Drucktals und die kontinuierliche Registrierung weiterer AE deuten darauf hin, dass ein zwischenzeitlicher Rissstopp in dieser Versuchsreihe nicht aufgetreten ist. Der Beginn der (Übergangs-) Phase II erfolgt ungefähr zur gleichen Zeit wie in den Referenzversuchen.

In Phase III nimmt die Anzahl der AE (N) wieder ungefähr linear und etwas stärker als in Phase II zu. Tendenziell werden in den Versuchen mehr AE je Zeiteinheit registriert und der Druckabfall erfolgt etwas steiler als in den Versuchen der Referenzserie. Trotz dessen schließen die Versuche mit verlängerter Injektion ungefähr passend an den Injektionsstopp in der Referenzserie an. Das Regelvolumen ΔV_z nimmt in der Phase III geringfügig stärker zu als in den Referenzversuchen.

Die lokalisierten AE zeigen im Gegensatz zu den vorherigen Serien deutlicher ein kontinuierlich von innen nach außen fortschreitendes Risswachstum. Die über den Pumpenstopp in der Referenzserie hinausgehende Rissausbreitung ist ebenfalls deutlich zu erkennen. Das Auftreten später AE in bohrlochnahen Bereichen wird mit zunehmender Injektionsdauer seltener und deutet an, dass der bohrlochnahe Rissbereich ausreichend verbunden ist und der Prozess der Rissflächenbildung sich nach außen hin verlagert. Der mittlere Abstand der AE zur Ausgleichsebene durch die AE-Punktwolke ist ähnlich groß wie in den vorherigen Versuchen. Die Anzahl an aufgenommenen AE schwankt auch hier zwischen den Einzelversuchen stark.

Die gefärbte Rissfläche ist in allen Versuchen einhergehend mit der verlängerten Injektionsdauer größer als in der Referenzserie. Die Größen des Regelvolumens ΔV_z und des Flächeninhalts $A_{R,f}$ scheinen auch hier zu korrelieren.

Der steilere Anstieg von ΔV_z in den Phasen I–III deutet daraufhin, dass die Fluidverluste ins Gestein geringer sind als in den vorherigen Versuchen. Die Effektivität des injizierten Fluid ist merklich höher. Ein zwischenzeitiger Stopp des Risswachstums infolge einer vorausgeeilten Rissfront und einem großen, noch aufzufüllenden fluidfreien Rissspitzenbereichs wurde hier nicht beobachtet. Der fortschreitende Riss scheint in allen Versuchen dieser Serie beständig kritisch beansprucht. Die Fluidfront reicht immer soweit bis zur Rissspitze bzw. die Rissspitzenbelastung ist immer so groß, dass der Riss weiter fortgepflanzt wird. Die Verlangsamung des Risswachstums ist dann maßgeblich durch das Nachlassen der Risseintrittsvolumenrate Q_e und das gleichzeitige Anwachsen der Rissoberfläche, über die Fluid verloren gehen kann, bedingt.

5.4 Versuchsreihe mit verkürzter Injektion

5.4.1 Versuchseinstellungen

In den Versuchen VV41–VV43 wurde die Injektion im FI2 im Wendepunkt des Druckabfalls nach t_b , d.h. im Punkt der minimalen Druckrate, programmgesteuert gestoppt. Ziel dieser Versuchseinstellung war es zu prüfen, ob das Risswachstum in dieser Phase direkt mit dem Pumpenstopp endet oder ob der Riss weiter wächst.

Die genauen Werte der nach t_b noch aus der Injektionspumpe verdrängten Volumina ΔV_P sind gemeinsam mit den Versuchseinstellungen dieser Serie in Tabelle 5.17 angegeben. Im Mittel wurde in dieser Serie nach t_b nur etwa 4 % des Fluidvolumens aus der Pumpe verdrängt, das in der Referenzserie injiziert wurde.

Tabelle 5.17: Versuchseinstellungen der Versuchsreihe mit verkürzter Injektionsdauer.

Versuch	Datum	Spannungszustand			Injektion				
					FI1 ("Anriss")		FI2		
		σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	σ_z [MPa]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	ΔV_P [cm ³]
VV41	26.02.2015	15	15	5	5	0,1	5	0,05	0,07
VV42	05.03.2015								0,05
VV43	11.03.2015								0,08

5.4.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen

Injektionsdruck p und kumulierte akustische Emissionen

In Bild 5.20 sind die Druckkurven der Versuche VV41–VV43 dargestellt. Zum Vergleich sind die Verläufe von Q_P und p des Versuchs VV31 als gestrichelte Linien eingetragen.

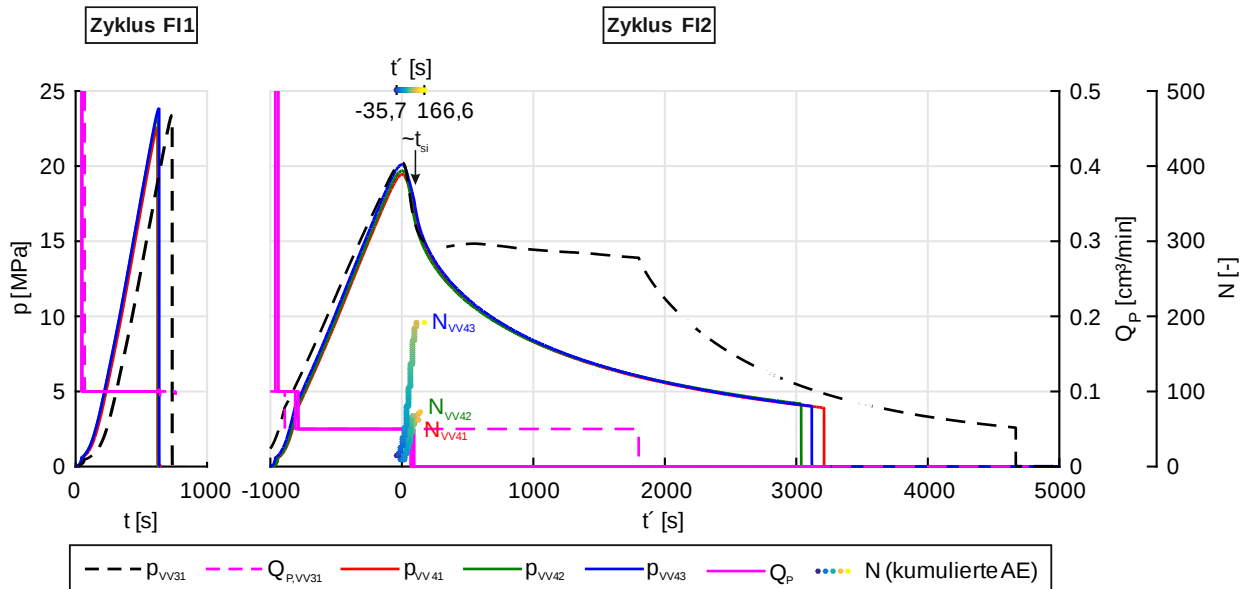


Bild 5.20: VV41–VV43+VV31, zyklusweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_P .

Im Mittel der drei Einzelversuche wurde ~ 80 s über t_b hinaus injiziert. Die Druck- und Pumpenzylindervolumenwerte bei der Rissinitiierung, bei Erreichen des maximalen Drucks und beim (individuellen) Pumpenstopp sind in Tabelle 5.15 je Versuch und Zyklus aufgeführt.

Tabelle 5.18: VV41–VV43, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.

Versuch	Zyklus FI1					Zyklus FI2					
	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	$t_{pr}-t_b$ [s]	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	p_{si} [MPa]	$V_{P,si}$ [cm ³]
VV41	19,5	3,33	22,6	3,20	0,5	17,5	3,41	19,5	3,30	17,5	3,23
VV42	21,5	3,34	23,4	3,25	1,5	18,0	3,50	19,7	3,40	18,0	3,34
VV43	21,5	3,37	23,8	3,27	1,0	17,5	3,46	20,1	3,32	17,6	3,25

Die Injektionsdrücke p der Einzelversuche der Serie verlaufen im Zyklus FI1 nahezu deckungsgleich. Der Druckanstieg erfolgt geringfügig schneller als in der Vergleichsserie. Der Spitzendruck p_b beträgt im Anrisszyklus im Mittel 23,3 MPa und stimmt mit dem Mittelwert der Referenzserie überein. In allen Versuchen wurde die Entlastung knapp nach dem natürlichen Spitzendruck vorgenommen.

Auch im FI2 steigt der Druck der Einzelversuche bis zur Rissinitiierung deckungsgleich und etwas steiler als im Versuch VV31. Der Mittelwert der Spitzendrücke p_b liegt hier bei 19,8 MPa. Nach dem Erreichen von p_b im Zyklus FI2 wurde die Pumpe jeweils knapp nach dem steilsten Druckabfall automatisiert gestoppt. Die mit dem Pumpenstopp einhergehende Unstetigkeit im

Druckkurvenverlauf ist in Bild 5.20 nur schwer zu erkennen. Daher ist die ungefähre Lage des Pumpenstopps t_{si} , der zwischen den Versuchen variiert, zusätzlich gekennzeichnet. Der Druckabfall nach dem Pumpenstopp verläuft in allen Einzelversuchen ungefähr gleich.

Die Anzahl an lokalisierten AE steigt im Zyklus FI2 in allen drei Einzelversuchen bis zum Pumpenstopp steil an. In den vorherigen Versuchsserien wurde beobachtet, dass die AE-Rate n bis zum Zeitpunkt des steilsten Druckabfalls zunimmt. Daher wird hier gefolgert, dass dieser Maximalwert von n erreicht worden ist. Mit dem Pumpenstopp, kurz nach dem Punkt des steilsten Druckabfalls, lassen die AE abrupt nach und bleiben kurz darauf vollständig aus. Dieser Umstand deutet daraufhin, dass das Risswachstum schnell nach dem Pumpenstopp abbricht. Auffällig ist der deutliche Unterschied der Anzahl an lokalisierbaren AE zwischen den Einzelversuchen. In Versuch VV43 werden mehr als dreimal so viele AE registriert wie in Versuch VV41. Analog zur obigen Darstellung ist die zahlenmäßige Entwicklung der AE in Tabelle 5.19 zusammengefasst. Die Phase I dauerte hier nur etwa halb so lang wie in den Vergleichsserien, da mit Überschreiten der minimalen Druckrate die Injektionspumpe gestoppt wurde. Trotzdem ist die Anzahl an AE beim Versuch VV43 deutlich höher als die Anzahl der in der längeren Phase I des Referenzversuchs aufgenommenen AE.

Tabelle 5.19: VV41–VV43, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.

Versuch	N_{FI1} [-]	N_I [-]	n_I [1/s]	N_{FI2} [-]	N_{ges} [-]
VV41	7	49	0,7	56	63
VV42	7	48	0,9	65	72
VV43	13	163	1,9	180	193

Risseintrittsvolumen V_e und Risseintrittsvolumenrate Q_e

Bild 5.21 enthält die aus den Druckkurven berechneten Verläufe der Rechenwerte V_e und Q_e . Auch hier ist der ungefähre Zeitpunkt des Pumpenstopps zusätzlich gekennzeichnet. Da der Pumpenstopp knapp nach der minimalen Druckrate erfolgte, ist der Maximalwert von Q_e noch enthalten. In allen drei Versuchen liegt er unterhalb des Spitzenwertes von Q_e im Versuch VV31.

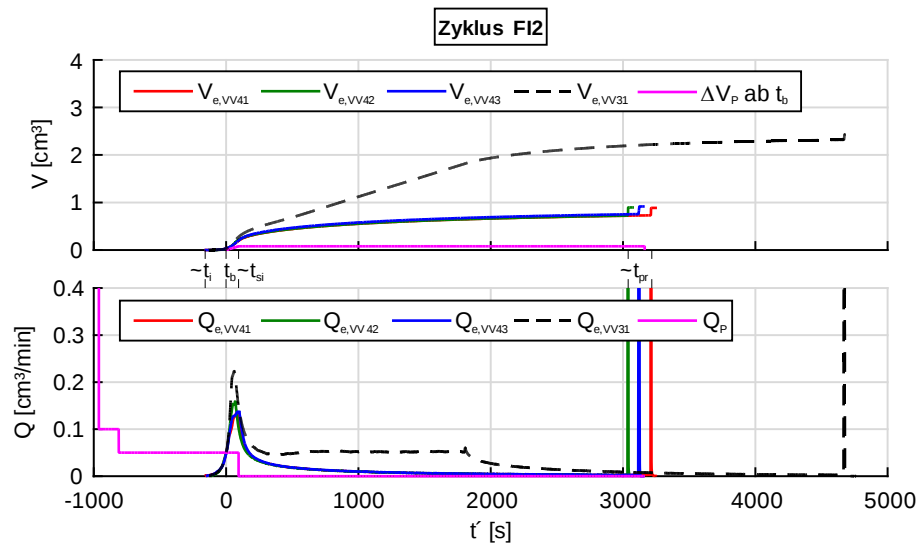


Bild 5.21: VV41–VV43+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.

Risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z

Die Zunahme von $|\Delta V_z|$ verläuft während der kurzen Injektionsdauer etwas schneller als im Referenzversuch (s. Bild 5.22). Mit dem Pumpenstopp gehen die Werte ΔV_z ungefähr linear auf Null zurück. Durch das notwendigerweise vereinfachende Verfahren zur Bestimmung des Wertes, tritt bei allen Versuchen sogar ein zwischenzeitiger Vorzeichenwechsel auf, der eine physikalisch nicht sinnvolle Kontraktion der Probe andeutet.

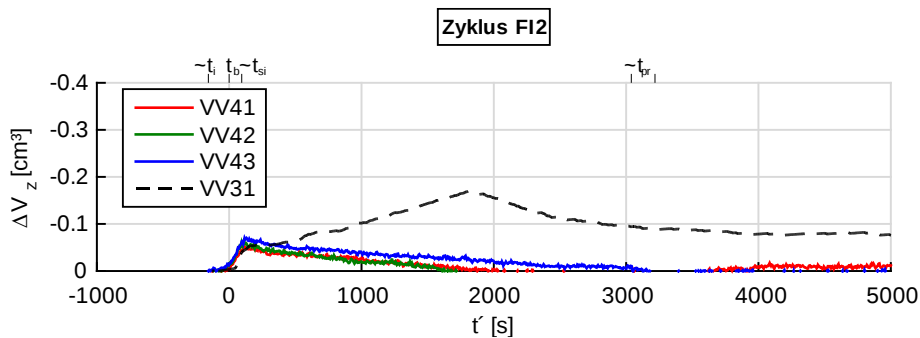


Bild 5.22: VV41–VV43+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z .

5.4.3 Rissdokumentation

Die aufgedeckten, gefärbten Rissbereiche bei den Versuchen VV41–VV43 waren deutlich kleiner als bei den vorherigen Versuchen mit längerer Injektionsdauer. Direkt nach dem Aufdecken konnte keine eindeutige Unterscheidung zwischen einem inneren „nasserem“ und einem äußeren „trockenerem“ Bereich der gefärbten Rissbereiche vorgenommen werden.



Bild 5.23: VV41–VV43, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.

Die gefärbte Fläche ist in allen drei Versuchen nahezu symmetrisch zum Bohrloch und ähnlich groß (s. Tabelle 5.20). Die Probe des Versuchs VV43 konnte unmittelbar nach dem Versuch geöffnet und dokumentiert werden und ist deshalb noch deutlich dunkler gefärbt. Hier kann erahnt werden, dass ein schmaler äußerer Streifen innerhalb der rot gefärbten Fläche ein wenig heller ist als der innere Bereich. Die Ausgleichsebenen durch diese kleinen gefärbten Rissbereiche sind in Tabelle 5.20 analog zu den vorherigen Serien zahlenmäßig beschrieben.

Tabelle 5.20: VV41–VV43, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.

Versuch	z_0 [mm]	α_F [°]	β [°]	d [mm]	$d_{\max}$ [mm]	$A_{R,f}$ [cm ²]	$A_{R,f,MW}$ [cm ²]	R' [cm]	R'_{MW} [cm]
VV41	224,7	174,3	2,3	$2,4 \pm 1,9$	9,3	78,3	82,7	5,0	5,1
VV42	225,7	241,0	2,2	$2,6 \pm 1,9$	9,7	77,6		5,0	
VV43	224,8	130,2	2,2	$2,2 \pm 2,0$	9,3	92,3		5,4	

5.4.4 Lokalisierte AE

Entsprechend der kurzen Injektionsdauer sind weniger AE aufgenommen worden. Die Eintragung der AE in Bild 5.24 erfolgte entsprechend der oben an stehenden Legende.

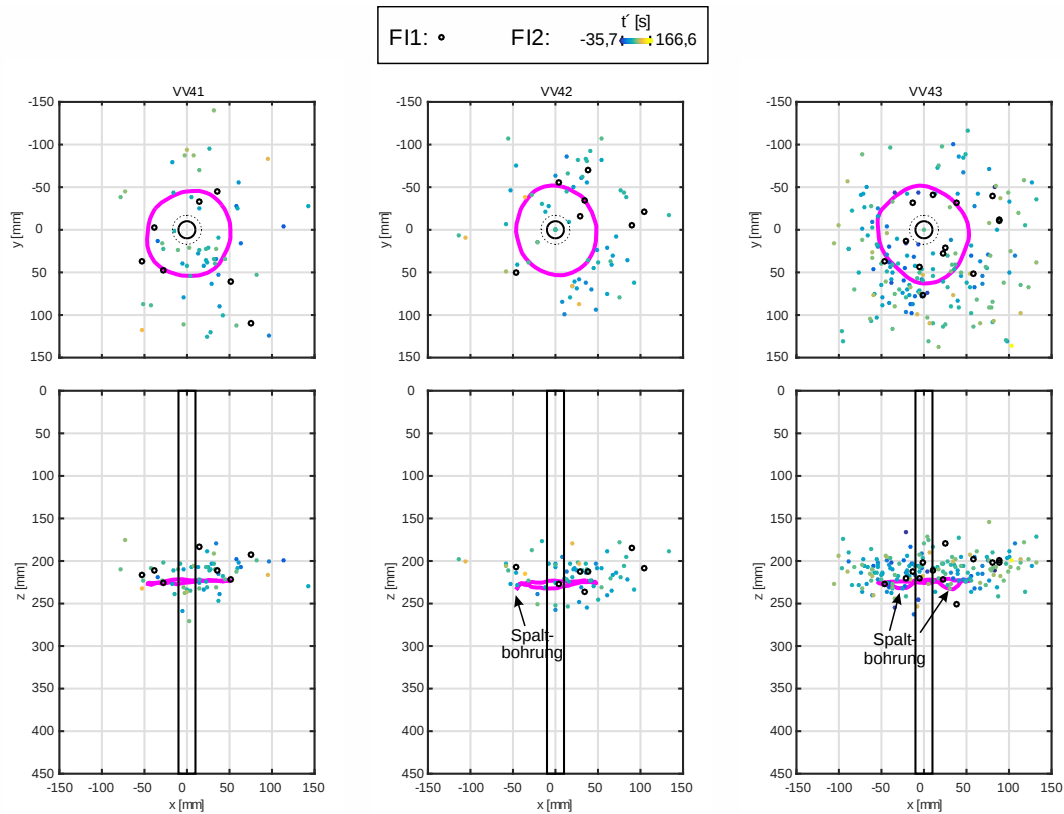


Bild 5.24: VV41–VV43, Projektion der lokalisierten AE und der Umrisse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.

Schon die AE des Zyklus FI1 sind zum Teil weit vom Bohrloch entfernt. Das Wachstum des Anrisses kann anhand der AE aber nicht nachvollzogen werden.

Die lokalisierten AE der Versuche VV41 und VV42 geben die symmetrische Form des gefärbten Bereichs, im Gegensatz zu den AE von Versuch VV43, nicht wieder. Die Anzahl an AE ist bei den ersten beiden Versuchen sehr gering. Die maximale radiale Ausdehnung der AE über die eingetragene Umrandung in der x-y-Projektion hinaus ist in allen drei Versuchen ungefähr gleich groß.

Tabelle 5.21: VV41–VV43, Beschreibung der Punktwolke der akustischen Emissionen.

Versuch	$z_{0,AE}$ [mm]	$\alpha_{F,AE}$ [°]	β_{AE} [°]	d_{AE} [mm]	$d_{max,AE}$ [mm]
VV41	216,3	151,8	3,5	$13,5 \pm 10,9$	54,1
VV42	215,7	258,8	1,4	$14,6 \pm 11,1$	41,7
VV43	212,9	217,3	3,9	$13,0 \pm 10,9$	55,2

Der mittlere Abstand der AE von der Ausgleichsebene, der als Anhaltswert für die Streuung der AE gedeutet werden kann, zeigt die gleiche Größenordnung wie in allen vorherigen Versuchen.

5.4.5 Zusammenfassung

Die Druckkurven der Versuche mit verkürzter Injektion zeigen untereinander über beide Injektionszyklen hinweg eine gute Übereinstimmung. Selbst der Stopp knapp nach dem jeweiligen Punkt des steilsten Druckabfalls bedingt nur geringfügige Unterschiede.

Die Injektion wird schon vor dem Ende der Phase I des Risswachstums aber knapp nach Erreichen der minimalen Druckrate gestoppt. Die Risseintrittsvolumenrate Q_e hat ihren zu erwartenden Höchstwert also noch erreicht. In allen drei Versuchen liegt dieser Wert betragsmäßig unterhalb der Spitzenwerte der Referenzserie und in ähnlicher Größenordnung wie die Werte in den Versuchen VV37–VV40. Die Rate der AE (n) erreicht ebenfalls ungefähr im Pumpenstopp ihren maximalen Wert. Die Änderung des Regelvolumens erfolgt schneller als in den Vergleichsversuchen VV31–VV33. Basierend auf diesen Beobachtungen kann gemutmaßt werden, dass die Rissausbreitung bei fortgesetzter Injektion ähnlich verlaufen wäre, wie in der Versuchsreihe mit verlängerter Injektion, also kein „Drucktal“ aufgetreten wäre.

Mit dem Pumpenstopp fällt der Betrag von ΔV_z ungefähr linear ab. Nach dem Pumpenstopp werden zeitnah noch einige wenige AE registriert, dann scheinen keine weiteren Rissereignisse mehr aufzutreten, das Risswachstum ist demnach beendet. Anders als in den vorherigen Serien geht $|\Delta V_z|$ in allen drei Versuchen wieder auf Null zurück. Das deutet darauf hin, dass der erzeugte Riss tatsächlich schließt. Der beobachtete Vorzeichenwechsel von ΔV_z ist auf die Ungenauigkeit des Verfahrens zur Trennung von ΔV_z aus V_z zurückzuführen.

Die gefärbte Rissfläche ist im Mittel $\sim 83 \text{ cm}^2$ groß und damit rund 56 % bzw. 68 % kleiner als in der Referenzserie bzw. in der Serie mit verlängerter Injektion. Dabei beträgt das bis zum Pumpenstopp injizierte Volumen ΔV_p in dieser Serie im Mittel nur 4,5 % bzw. 2,7 % des in der Referenzserie bzw. in der Serie mit verlängerter Injektion injizierten Volumens. Die Rissausbreitung erfolgt in der frühen Phase I also tatsächlich sehr viel schneller als in den weiteren Phasen.

In Kapitel 6 wird an der direkten Gegenüberstellung ausgewählter Einzelversuche und Messwerte der drei Serien mit verschieden langer Injektionsdauer eine modellhafte Beschreibung des Risswachstums in diesen Serien erarbeitet.

5.5 Versuchsreihe mit erhöhter minimaler Belastungsspannung

5.5.1 Versuchseinstellungen

In dieser Serie wurde die minimale Belastungsspannung σ_z von 5 MPa auf 12 MPa angehoben. Die horizontalen Belastungsspannungen σ_x und σ_y wurden wie in allen vorherigen Serien auf 15 MPa eingestellt. Die Injektion zur Risserzeugung wurde wie in der Referenzserie durchgeführt. In Tabelle 5.22 sind die Versuchseinstellungen aufgelistet.

Tabelle 5.22: Versuchseinstellungen VV48–VV50

Versuch	Datum	Spannungszustand			Injektion				
					F11 ("Anriss")		F12		
		σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	σ_z [MPa]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	V_{P0} [cm ³]	Q_P [cm ³ /min]	ΔV_P [cm ³]
VV48	22.04.2015	15	15	12	5	0,1	5	0,05	1,5
VV49	07.05.2015								
VV50	19.05.2015								

5.5.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen

Injektionsdruck p und kumulierte akustische Emissionen

In Bild 5.25 sind die Verläufe der Pumprate Q_P , des Drucks p und der Anzahl N akustischer Emissionen eingetragen. Zum Vergleich ist der Druckverlauf des Versuchs VV31 der Referenzserie ebenfalls abgebildet. In Tabelle 5.23 sind die punktuellen Vergleichswerte des Drucks und des Pumpenzylindervolumens zyklensweise für alle drei Versuche angegeben.

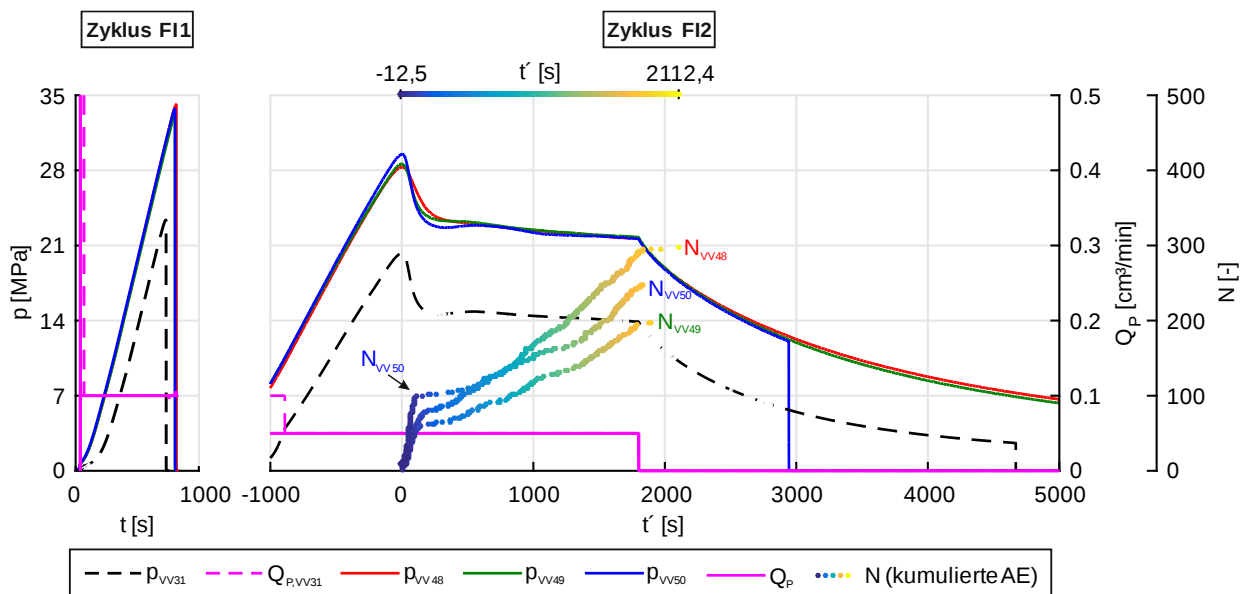


Bild 5.25: VV48–VV50+VV31, zyklensweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl N bei vorgegebener Pumprate Q_P .

Die Druckkurven der Einzelversuche verlaufen im Anrisszyklus FI1 augenscheinlich deckungsgleich. Im Zyklus FI1 übersteigen die Rissinitiierungsdrücke p_i und die Spitzendrücke p_b die entsprechenden Werte der Referenzserie im Mittel um ~ 10 MPa. Die Entlastung im Zyklus FI1 erfolgt bei allen Versuchen knapp nachdem der Spitzendruck überschritten ist.

Im Zyklus FI2 verläuft der Druckanstieg in allen Versuchen bis ca. 300 s vor Erreichen des Spitzendrucks ($p \sim 24$ MPa) ungefähr deckungsgleich. Ab diesem Punkt weicht die Druckentwicklung bei den Versuchen VV48 und VV49 erkennbar nach unten von der bei Versuch VV50 ab. Die Abweichungen in den Druckverläufen treten damit vor Erreichen der unabhängig bestimmten Rissinitiierungs- bzw. Rissöffnungsdrücke p_i auf. Der Spitzendruck p_b im Zyklus FI2 liegt im Versuch VV50 am höchsten und beträgt im Serienmittel 20,3 MPa. Damit ist er noch ~ 8 MPa größer als der entsprechende Mittelwert der Referenzversuchsreihe.

Tabelle 5.23: VV48–VV50, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.

Versuch	Zyklus FI1					Zyklus FI2					
	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	$t_{pr}-t_b$ [s]	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	p_{si} [MPa]	$V_{P,si}$ [cm ³]
VV48	32,0	3,15	34,1	3,06	3,0	26,0	3,30	28,3	3,16	21,6	1,66
VV49	31,0	3,18	33,0	3,09	1,5	26,5	3,29	28,6	3,17	21,8	1,67
VV50	32,0	3,18	33,7	3,10	1,0	27,0	3,40	29,5	3,28	21,6	1,78

Der Druckabfall kurz nach Erreichen von p_b ist bei Versuch VV50 steiler als bei den anderen beiden Versuchen und wie in der Referenzserie tritt in diesem Versuch ein „Drucktal“ auf. Selbiges ist in Versuch VV49 in abgeschwächter Form auch anzutreffen. In Versuch VV48 erfolgt ein kontinuierlicher Druckabfall ohne lokale Druckextrema. Nach dieser in den Einzelversuchen unterschiedlich ausgeprägten (Übergangs-)Phase II verlaufen die Druckkurven ab ca. 700 s nach t_b bis zum Pumpenstopp wieder nahezu deckungsgleich. Auch im Druckabfall nach dem Pumpenstopp stimmen die Druckverläufe gut überein. Die Entlastung des Injektionsstrangs im Versuch VV50 erfolgte irrtümlicherweise schon deutlich früher als in den beiden vorherigen Versuchen der Serie.

Die Entwicklung der Anzahl N lokalisierter AE ist analog zu den vorherigen Versuchsserien in Tabelle 5.24 quantifiziert.

Tabelle 5.24: VV48–VV50, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.

Versuch	N_{FI1} [-]	N_I [-]	n_I [1/s]	t'_{II0} [s]	t'_{II1} [s]	N_{III} [-]	n_{III} [1/s]	N_{FI2} [-]	N_{ges} [-]
VV48	7	72	0,5	181	349	205	0,14	290	297
VV49	1	59	0,7	134	404	126	0,09	196	197
VV50	9	90	1,4	109	587	131	0,10	239	248

Die Verläufe von N stehen im Einklang mit den Druckkurven und den vorherig beobachteten Zusammenhängen zwischen Druckabfall und AE-Häufigkeit. Bei VV50 ist n_I ca. dreimal so groß wie in Versuch VV48. Nach nur ~ 100 s werden dann in Versuch VV50 zwischenzeitlich aber nur sehr wenige AE registriert. Vor Erreichen des lokalen Druckmaximums setzt wieder ein

kontinuierlicheres Auftreten der AE ein. Die durchschnittliche AE-Rate n_{III} liegt aber deutlich unter der im Versuch VV48 ermittelten. Hier erfolgt in Phase II ein kontinuierlicher Übergang, ohne dass zwischenzeitlich AE ausbleiben. Bei Versuch VV49 werden insgesamt die wenigsten AE registriert.

Risseintrittsvolumen V_e und Risseintrittsvolumenrate Q_e

Die an den Druckkurven erkannten Unterschiede zwischen den Einzelversuchen der Serie werden auch im frühen Verlauf und in den Spitzenwerten von Q_e in Bild 5.26 deutlich.

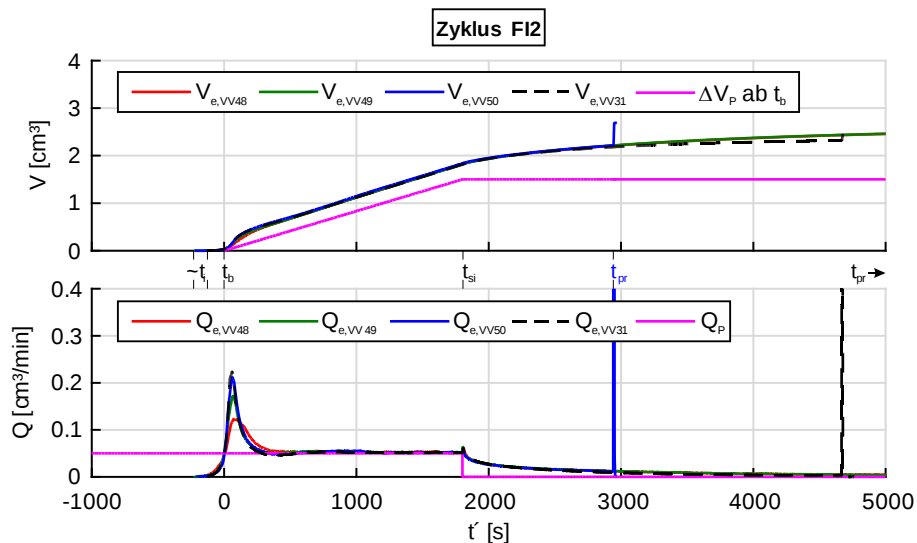


Bild 5.26: VV48–VV50+VV31, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.

Während Q_e in den Versuchen VV49 und VV50 das Dreieinhalb- bis Vierfache der Pumprate Q_P erreicht, steigt Q_e im Versuch VV48 nur auf maximal das Zweieinhalbfache von Q_P an. Die höheren Werte gleichen den Spitzenwerten von Q_e in der Referenzserie. Einhergehend mit den lokalen Extrema nach t_b in den Druckkurven der Versuche VV49 und VV50 unterschreitet die berechnete Rate Q_e hier zwischenzeitig den konstanten Wert Q_P . Beim Versuch VV48 nähert sich die Risseintrittsvolumenrate Q_e dem Wert der konstanten Pumprate Q_P von oben her an. Nach ~ 700 s gleicht Q_e in allen drei Versuchen ungefähr der Pumprate.

Risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z

In Bild 5.27 sind die Verläufe der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_z bei der Injektion im Zyklus FI2 der Einzelversuche der Serie und des Referenzversuchs VV31 aufgetragen.

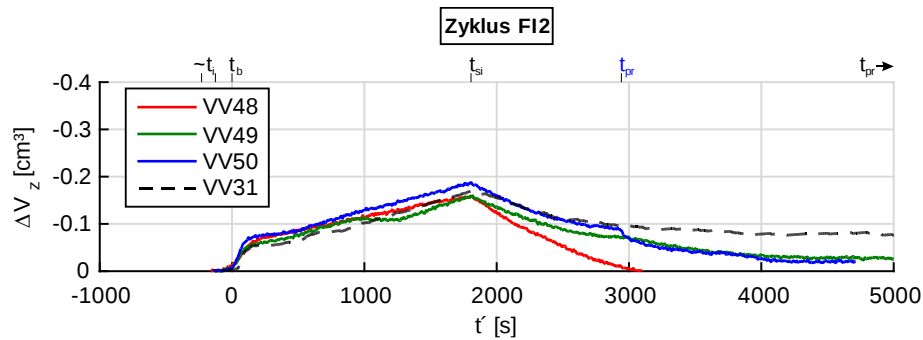


Bild 5.27: VV48–VV50+VV31, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z .

Die Kurven der Versuche VV49 und VV50 flachen nach einem steilen Anstieg (Phase I) zunächst geringfügig ab (Phase II), um dann wieder steiler anzusteigen (Phase III). Der ΔV_z -Verlauf des Versuchs VV48 weist einen kontinuierlichen Anstieg auf. Nach dem Pumpenstopp (t_{si}) fällt der Wert im Versuch VV48 deutlich steiler ab als in den beiden anderen Versuchen und im Referenzversuch. An der Stufe im Verlauf von VV50 nach dem Pumpenstopp t_{si} kann deutlich die frühzeitige Entlastung des Injektionsstrangs erkannt werden ($t' \sim 2900$ s). Bei $t' \approx 5000$ s liegen die „Restwerte“ von ΔV_z der Versuche VV49 und VV50 deutlich unterhalb des Wertes ΔV_z im Referenzversuch.

5.5.3 Rissdokumentation

In Bild 5.28 sind die Spaltflächen der unteren Probenhälften mit den eingefärbten Rissbereichen abgebildet.

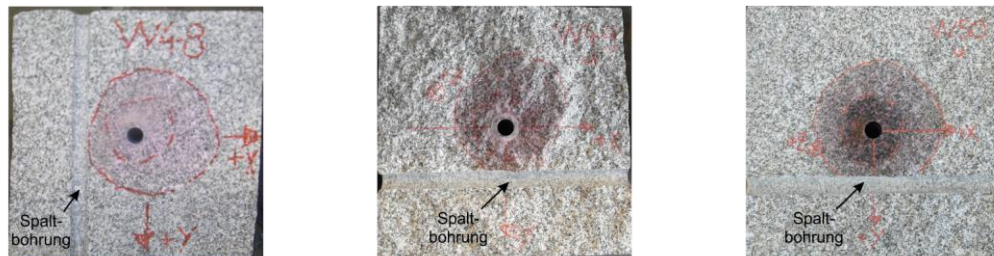


Bild 5.28: VV48–VV50, Spaltebene der unteren Probenhälfte mit gefärbtem Rissbereich.

In Tabelle 5.25 sind die Kennwerte der Ausgleichsebene durch die gescannten gefärbten Rissbereiche und deren Flächeninhalte $A_{R,f}$ zusammengestellt.

Tabelle 5.25: VV48–VV50, Beschreibung des gefärbten Rissbereichs.

Versuch	z_0 [mm]	α_F [°]	β [°]	d [mm]	$d_{\max}$ [mm]	$A_{R,f}$ [cm ²]	$A_{R,f,MW}$ [cm ²]	R' [cm]	R'_{MW} [cm]
VV48	225,1	195,8	4,1	$3,2 \pm 2,2$	9,5	174,2	153,2	7,4	7,0
VV49	224,0	181,1	4,7	$2,8 \pm 2,1$	9,4	134,9		6,6	
VV50	225,1	205,1	3,1	$2,9 \pm 2,1$	9,5	150,4		6,9	

In allen drei Versuchen wurde beim Öffnen ein deutlich abgrenzbarer „nasser“, innenliegender Bereich angetroffen und entsprechend markiert. Die Fotografien der Proben VV49 und VV50 suggerieren, dass der äußere Bereich weniger intensiv gefärbt ist als in der Referenzserie. Ursache dafür sind aber die unterschiedlichen vorherrschenden Lichtverhältnisse bei der Aufnahme der Fotos. Der Flächeninhalt der insgesamt rot gefärbten Fläche beträgt im Mittel $\sim 153 \text{ cm}^2$ und ist damit nur geringfügig ($\sim 1 \text{ cm}^2$) kleiner als in der Referenzserie. Die Abweichungen zwischen den Einzelwerten $A_{R,f}$ sind größer als in der Referenzserie. Außerdem fallen die Ausgleichsebenen durch den gefärbten Rissbereich geringfügig steiler als in der Referenzserie und alle ungefähr in negativer y-Richtung ein. Der mittlere Abstand der gescannten Einzelpunkte des 3D-Modells von der Ausgleichsebene durch den gefärbten Rissbereich ist etwas größer als in der Referenzserie.

5.5.4 Lokalisierte AE

In Bild 5.29 sind die lokalisierten AE in bekannter Weise gemeinsam mit der äußeren Umrandung der gefärbten Rissbereiche dargestellt.

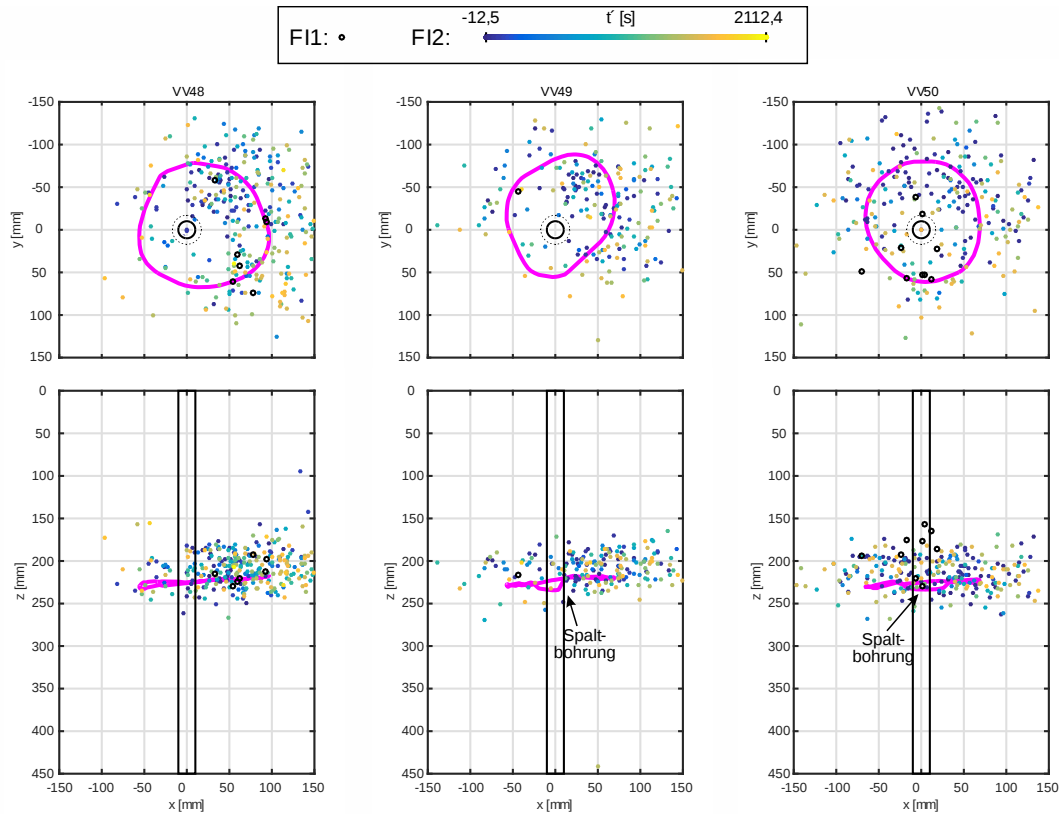


Bild 5.29: VV48–VV50, Projektion der lokalisierten AE und der Umrissse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. x-z-Ebene.

Ähnlich zu den Versuchen der Referenzserie sind die meisten AE auf der Seite des Bohrlochs lokalisiert, in die der gefärbte Rissbereich vorzugsweise gewachsen ist. Bei allen Versuchen, aber besonders deutlich beim Versuch VV48, treten die späteren AE außerhalb des Lagebereichs der früheren AE auf. In den Versuchen VV48 und VV49 werden vereinzelte AE in sehr großer Entfernung von der Rissebene lokalisiert. Das ist auch Tabelle 5.26 zu entnehmen, in der die Parameter der ermittelten Ausgleichsebenen durch die Punktwolken der lokalisierten akustischen Emissionen angegeben sind.

Tabelle 5.26: VV48–VV50, Beschreibung der Punktwolke der akustischen Emissionen.

Versuch	$z_{0,AE}$ [mm]	$\alpha_{F,AE}$ [°]	β_{AE} [°]	d_{AE} [mm]	$d_{max,AE}$ [mm]
VV48	212,0	178,6	3,1	$16,0 \pm 12,8$	109,5
VV49	214,1	129,9	5,1	$15,6 \pm 16,0$	220,3
VV50	213,5	337,6	1,3	$15,9 \pm 11,8$	58,1

Die Ursache für diese weit entfernt lokalisierten AE ist nicht weiter ergründet worden.

5.5.5 Zusammenfassung

Die Versuche zeigen auf, dass die Erhöhung der minimalen Belastungsspannung um $\Delta\sigma_z = 7$ MPa im Wesentlichen dazu führt, dass der erforderliche Injektionsdruck p in ungefähr gleichem Maße ansteigt. Der Mittelwert der Spitzendrücke im Zyklus FI2 der Versuchsreihe ist $\sim 8,5$ MPa größer als in der Referenzserie. Untereinander weichen die Druckverläufe der Serie stärker voneinander ab als in den Vergleichsversuchen. Während der Druck p nach Erreichen des Spitzendrucks im Zyklus FI2 bei Versuch VV48 kontinuierlich fällt, sind bei Versuch VV49 und VV50 mehr oder weniger stark ausgeprägte „Drucktäler“ auszumachen. Die gleichzeitig deutlich spärlicher auftretenden AE deuten auch hier auf einen zwischenzeitlichen Rissstopp hin. Die vorgenommene Erhöhung von σ_z hat das Auftreten eines Fluid-Lags demnach nicht wesentlich beeinflusst. Der Versuch VV50, bei dem der Druck nach t_b im Zyklus FI2 am steilsten abfällt, weist ein ausgeprägtes „Drucktal“ auf.

Die Verläufe der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_z und der rechnerischen Risseintrittsvolumenrate Q_e unterscheiden sich bis zum Pumpenstopp nur geringfügig von denen in der Referenzserie. Die Größe der gefärbten Rissbereiche $A_{R,f}$ und der Betrag von ΔV_z zum Pumpenstopp stimmen relativ gut mit denen in der Referenzserie überein. Daraus kann gefolgert werden, dass die mittlere Rissweite zum Zeitpunkt des Pumpenstopps in den Versuchen mit erhöhter Belastungsspannung σ_z ungefähr der in den Referenzversuchen entspricht.

Infolge der höheren Belastungsspannung fällt der Betrag von ΔV_z nach dem Pumpenstopp weiter ab als in der Referenzserie. Ursache für den in Versuch VV48 beobachteten sehr steilen Abfall von $|\Delta V_z|$ nach t_{si} ist vermutlich der Umstand, dass die Druckkissen A und F in diesem Versuch erstmals so hoch belastet wurden. Das Regelvolumen V_z ist in diesem Versuch deutlich größer als in den folgenden beiden Versuchen.

5.6 Versuchsreihe zu bohrlochparallelen Rissen

5.6.1 Versuchseinstellungen

In den Versuchen VV44–VV47 wurden bohrlochparallele Risse erzeugt. Dazu wurde σ_x als minimale Hauptspannung eingestellt und in mittlerer Bohrlochtiefe wurde der Ort der Rissentstehung durch bohrlochparallele gesägte Flügelrisskeime vorgegeben (s. Bild 3.3, rechts). Die Höhe der eingepprägten Risskeimflügel (=Schnittlänge) in den Versuchen VV44 und VV45 war nur gering ($H_k = 24$ mm). Wie in den folgenden Abschnitten 5.6.3 und 5.6.4 dargestellt, konnte der Ort der Rissinitiierung im Injektionsintervall dadurch nicht sicher vorgegeben werden. Zudem wurden die Risskeimflügel bei der Probe für den Versuch VV44 irrtümlicherweise um 90° um die z -Achse verdreht eingebracht.

Da die Schnitttiefe bei der Einbringung der Risskeimflügel technisch bedingt nicht erhöht werden konnte, wurde die Höhe der Risskeimflügel (=Schnittlänge) in den Versuchen VV46 und VV47 auf $H_k = 43$ mm erhöht. In Tabelle 5.27 sind die Versuchseinstellungen der Einzelversuche der

Serie zusammengefasst. Das nach Erreichen des Spitzendrucks im Zyklus FI2 noch injizierte Volumen ΔV_P wurde auf 1,25 cm³ begrenzt. Dieser im Vergleich zur Referenzserie kleinere Wert wurde gewählt, da die Drucksteigerung im kompressibleren System (langes Injektionsintervall) ein größeres Injektionsvolumen erfordert, am Ausgangsvolumen in der Pumpe (V_{P0}) aber festgehalten werden sollte.

Tabelle 5.27: Versuchseinstellungen in der Serie VV44–VV47.

Versuch	Datum	Spannungszustand			Risskeim		Injektion									
		σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	σ_z [MPa]	H_K [mm]	Ebene 	FI1 ("Anriss")		FI2							
							V_{P0} [cm³]	Q_P [cm³/min]	V_{P0} [cm³]	Q_P [cm³/min]	ΔV_P [cm³]					
VV44	18.03.2015	7,5	15	15	24	x-z	5	0,1	5	0,05	1,25					
VV45	25.03.2015					y-z										
VV46	09.04.2015				43	y-z										
VV47	15.04.2015															

5.6.2 Ergebnisse der kontinuierlichen Messungen

Injektionsdruck p und kumulierte akustische Emissionen

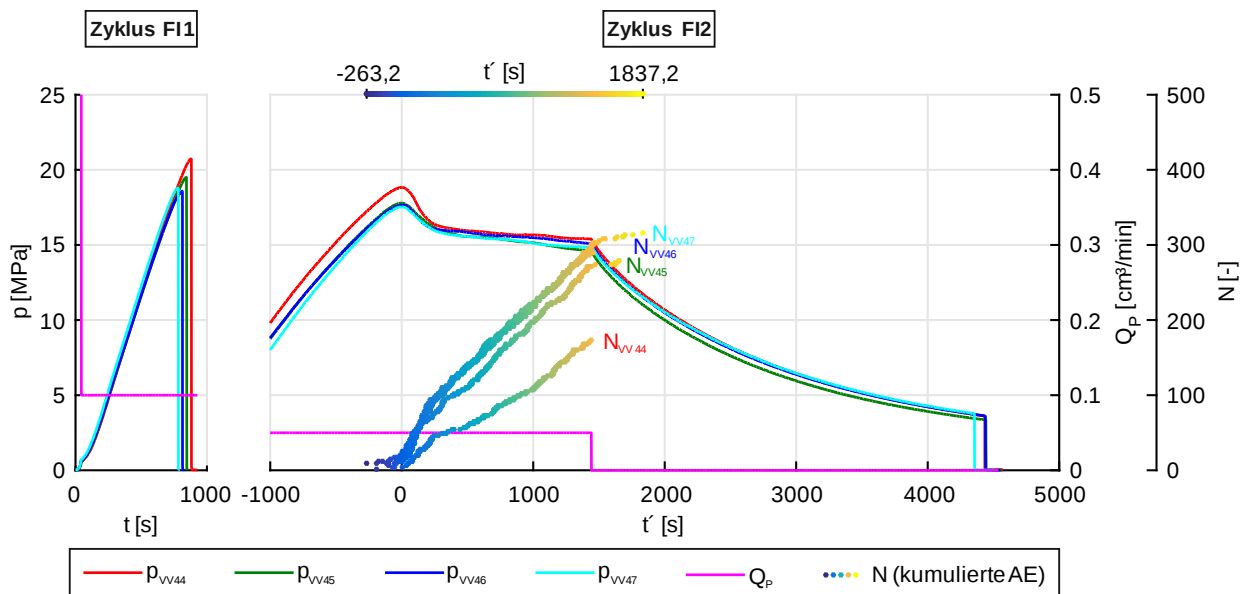


Bild 5.30: VV44–VV47, zyklensweise Gegenüberstellung des Drucks p und der kumulierten Anzahl lokalisierter akustischer Emissionen N bei vorgegebener Pumprate Q_P .

In der Drucksteigerungsphase des Anrisszyklus (FI1) liegen die Druckkurven der Einzelversuche zunächst dicht beieinander. Erst ungefähr ab der jeweiligen Rissinitiation können die Kurven deutlicher unterschieden werden. Die Entlastung in den Versuchen VV45–VV47 erfolgt kurz vor dem Überschreiten des natürlichen Höchstdrucks. Bei VV46 und VV47 beträgt der Injektionsdruck zu diesem Zeitpunkt ~18,7 MPa. Beim Versuch VV45, bei dem die Risskeimflügelhöhe kürzer war, liegt der Druck vor der schlagartigen Entlastung bei 19,5 MPa.

Die größere Risskeimhöhe scheint (wie zu erwarten) zu einer Verringerung des Spitzendrucks zu führen. Der nochmals höhere Druckwert p_b beim Versuch VV44 ist dadurch begründet, dass der Riss an der intakten Bohrlochwand entstanden ist. Der Risskeim war hier falsch orientiert und bestimmte daher nicht den Ort der Rissinitiierung. Aus dem Spannungszustand (s. Tabelle 5.27) und der Zugfestigkeit des Granits normal zum Stehgang (s. Tabelle 3.1), ergibt sich der kritische Druck nach (2.11) zu $p_c = 21$ MPa. Der Spitzendruck im Versuch VV44 betrug $p_b = 20,7$ MPa und liegt damit sehr nah am prognostizierten Versagenswert.

Wie im Zyklus FI2 deutlich zu erkennen ist, steigt der Druck beim System mit langem Packer/großem Injektionsintervallvolumen auch schon vor der Rissinitiierung bzw. Öffnung des Anrisses stark nichtlinear an. Auch im Zyklus FI2 bewirkt der um 90° verdreht eingebaute Risskeim, dass der Höchstdruck im VV44 deutlich oberhalb der Höchstwerte der anderen Versuche liegt. Die Spitzenwerte der Versuche VV45–VV47 stimmen mit $\sim 17,7$ MPa untereinander gut überein. Ungefähr 200 s nach Erreichen des Spitzendrucks verlaufen die Drücke aller vier Einzelversuche dichter beieinander.

Ein „Drucktal“ ist in keinem der Einzelversuche dieser Serie zu beobachten. Der Druck p fällt vom Spitzenwert zunächst steiler und dann flacher ab. Der frühe Druckabfall vom Höchstwert p_b ist aber weniger steil und geringer als bei den Versuchen mit bohrlochtransversalen Rissen. Während der Druck bei den bohrlochtransversalen Rissen in dieser Phase I um ~ 5 MPa abfällt, fällt er hier nur um ~ 2 MPa ab. Im Pumpenstopp (t_{si}) liegt der Druck maximal ~ 3 MPa unterhalb des jeweiligen Spitzendrucks p_b . Der Druckabfall nach dem Pumpenstopp erfolgt in allen vier Versuchen ungefähr deckungsgleich. In Tabelle 5.28 sind die charakteristischen Druckwerte der Druckverläufe und die zugehörigen Pumpenzylindervolumen für die vier Einzelversuche zusammengestellt.

Tabelle 5.28: VV44–VV47, Charakteristische Druckwerte und zugehörige Pumpenzylindervolumina.

Versuch	Zyklus FI1					Zyklus FI2					
	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	$t_{pr}-t_b$ [s]	p_i [MPa]	$V_{P,i}$ [cm ³]	p_b [MPa]	$V_{P,b}$ [cm ³]	p_{si} [MPa]	$V_{P,si}$ [cm ³]
VV44	19,0	3,03	20,7	2,86	0,5	17,5	2,93	18,8	2,73	15,4	1,53
VV45	18,0	3,07	19,5	2,93	-	15,0	3,13	17,8	2,80	14,6	1,60
VV46	15,5	3,29	18,6	3,01	-	15,0	3,17	17,7	2,84	15,1	1,64
VV47	15,5	3,34	18,8	3,07	-	15,0	3,25	17,5	2,95	14,8	1,74

Bei allen Versuchen werden im Zyklus FI2 vor t_b mehr AE registriert als bei den Versuchen mit bohrlochtransversalen Rissen. Die Verläufe der Anzahl N kumulierter, lokalisierbarer AE der Versuche VV46 und VV47 sind nahezu deckungsgleich und stimmen gut mit dem Verlauf von N bei Versuch VV45 überein. Die Anzahl an akustischen Emissionen im Versuch VV44 hingegen ist deutlich geringer. In Tabelle 5.29 ist die Entwicklung der AE zahlenmäßig beschrieben. Im Einklang mit der Druckentwicklung ist die Ereignisdichte anfänglich größer (n_I) als im späteren Zeitbereich (n_{III}). Dabei ist die AE-Rate n_I in dieser Versuchsreihe kleiner als bei der Referenzserie der Versuche mit bohrlochtransversalen Rissen.

Tabelle 5.29: VV44–VV47, zeitliche Entwicklung der Anzahl akustischer Ereignisse.

Versuch	N_{FI1} [-]	N_I [-]	n_I [1/s]	t'_{II0} [s]	t'_{II1} [s]	N_{III} [-]	n_{III} [1/s]	N_{FI2} [-]	N_{ges} [-]
VV44	1	39	0,2	247	475	116	0,12	171	172
VV45	6	49	0,5	142	223	202	0,16	273	279
VV46	8	71	0,3	188	258	193	0,16	283	291
VV47	9	72	0,3	243	370	183	0,16	306	315

Risseintrittsvolumen V_e und Risseintrittsvolumenrate Q_e

In Bild 5.31 sind die rechnerisch ermittelten Werte der Risseintrittsvolumenrate Q_e und des Risseintrittsvolumens V_e über der Zeit t' im Zyklus FI2 aufgetragen.

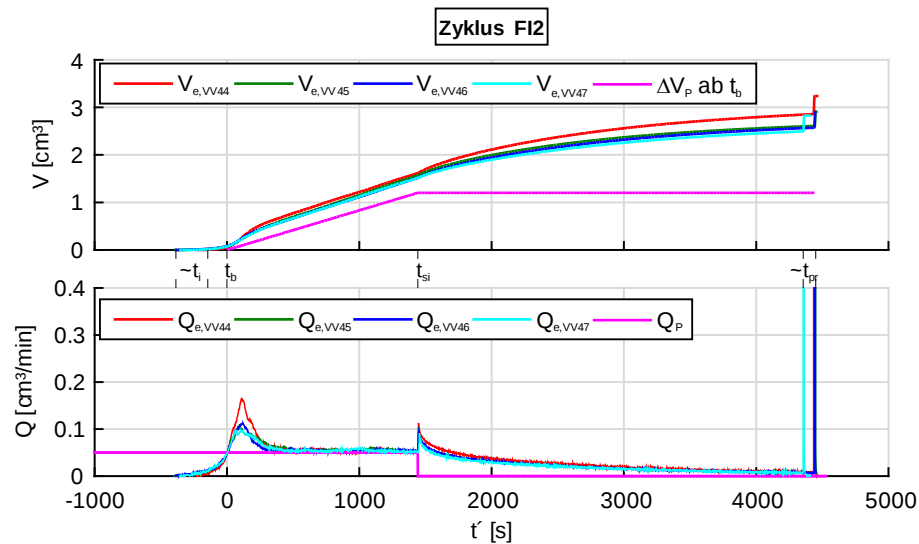


Bild 5.31: VV44–VV47, Risseintrittsvolumen V_e , Änderung des Pumpenzylindervolumens ΔV_P ab t_b , Risseintrittsvolumenrate Q_e und Pumprate Q_P im Zyklus FI2.

Entsprechend der Druckkurven der Einzelversuche liegen die Verläufe V_e bzw. Q_e der Versuche VV45–VV47 dicht beieinander. Die entsprechenden Verläufe des Versuchs VV44 weichen von diesen deutlich ab. Bei Versuch VV44 steigt Q_e bis auf das 3-fache, in den anderen Versuchen nur bis auf das ungefähr doppelte der konstanten Pumprate Q_P an.

Risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_x

Bei den Versuchen zur bohrlochtransversalen Rissausbreitung konnte eine Dehnung der Probe infolge der Injektion zur Risserzeugung erst mit der Bildung des Risses und nur im Regelvolumen V_z der Pumpe zur Aufbringung der minimalen Belastungsspannung (σ_z) erkannt werden (s. Bild 4.10).

Bei der Erzeugung von bohrlochparallelen Rissen wurde ein deutlich längerer Packer eingesetzt (s. Bild 3.5). Dadurch ist das Injektionsintervall ebenfalls deutlich vergrößert. Das bedingt, dass

die Probe bereits infolge der Drucksteigerung im Injektionsintervall so stark gedehnt wird, dass diese Dehnungen durch die Druckreglung erfasst werden können. In Bild 5.32 sind die Verläufe der Regelvolumina V_x , V_y und V_z in der Konstant-Halte-Phase ($t_{1_sigUP} < t < t_{0_sigDN}$, vgl. Bild 4.6) für den Versuch VV47 aufgetragen.

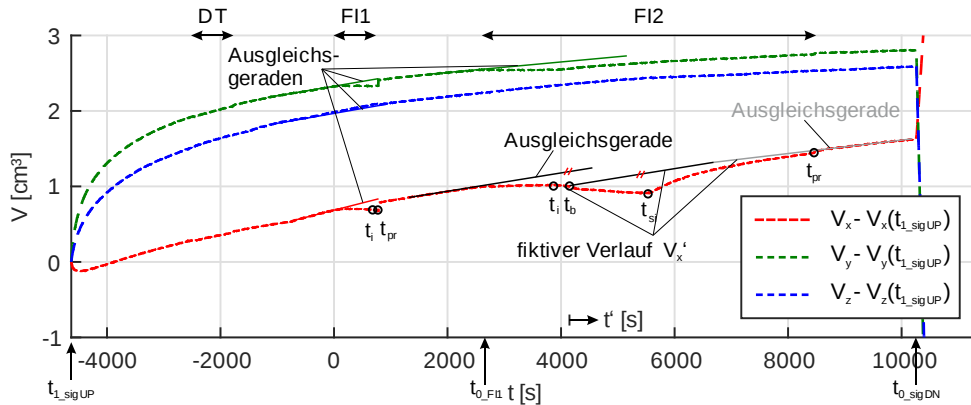


Bild 5.32: Entwicklung der Regelvolumina während der Last-Halte-Phase im Versuch VV47 und Schema zur Bestimmung der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_x .

Kurz nach t_{1_sigUP} muss in allen Belastungsrichtungen zusätzliches Hydrauliköl in die Druckkissen eingepumpt werden, um die vorgegebenen Soll-Drücke zu halten. Dieser Grundregelbedarf lässt in y- und z-Richtung mit der Dauer der Haltephase nach. Am Verlauf des Regelvolumens V_z können nur minimale Auswirkungen der Drucksteigerung im Injektionsintervall und des Risswachstums erkannt werden. Die Verlaufsveränderungen V_x und V_y hingegen können eindeutig kausal mit dem Druckanstieg im Injektionsintervall bzw. dem Risswachstum verknüpft werden. Mit dem Injektionsstart im Zyklus FI1 ($t = 0$ s) knicken die Verläufe von V_x und V_y ab. Durch das lange Injektionsintervall wird die Probe in beide horizontalen Richtungen merklich gedehnt. Die Ausdehnung gegen die kleinere Horizontalspannung σ_x ist dabei größer als die gegen die größere Hauptspannung σ_y . Mit der schlagartigen Entlastung am Ende des Anrisszyklus (FI1) geht diese Dehnung vollständig und sehr schnell zurück. Anschließend entwickeln sich V_x und V_y bis zum Injektionsstart im Zyklus FI2 ungefähr linear. Dann wird die Steigung beider Verläufe erneut deutlich geringer. Kurz vor t_b wird die Rissvolumenzunahme so groß, dass sie zu einer zusätzlichen Veränderung der Verläufe V_x und V_y führt. Da der Druck p im Injektionsintervall mit der Rissausbreitung abfällt und die geringe Rissöffnung maßgeblich Dehnungen in x-Richtung erzeugt, gehen die Dehnungen in y-Richtung zurück. Entsprechend steigt V_y ab t_b im Zyklus FI2 wieder an und der Wert von V_x nimmt nochmals steiler ab. Im Bereich des steileren Abfalls von p , im Anschluss an den Höchstdruck p_b , nimmt auch V_x zunächst schneller ab. Dann nimmt V_x analog zum flacheren Druckabfall wieder langsamer ab. Mit dem Pumpenstopp (t_{si}) endet die Reduzierung von V_x . Der Wert steigt zunächst steil und dann abflachend, scheinbar gegen eine lineare Asymptote strebend, an. Nach dem Ablassen des Injektionsdrucks p zum Zeitpunkt t_{pr} verläuft V_x wieder linear und steigt stetig an bis die Haltephase der äußeren Belastung bei t_{0_sigDN} beendet wird.

Um die risswachstumsbezogene Änderung ΔV_x aus dem Verlauf des Regelvolumens V_x im Zyklus FI2 separieren zu können, wurde eine Bezugskurve aus drei linearen Abschnitten konstruiert (s. „fiktiver Verlauf“ V_x' in Bild 5.32): Zunächst wurde die Ausgleichsgerade durch den linearen Verlauf von V_x zwischen dem Injektionsstart (t_{0_FI2}) und der Rissinitiierung t_i bis zum Erreichen des Höchstdrucks (t_b) extrapoliert. Würde keine Rissbildung ab t_i erfolgen, würde sich die Probe weiter (linear) dehnen. Ab t_b fällt der Druck im Injektionsintervall. Der Anriss wird geöffnet und fortgepflanzt. An V_y ist zu erkennen, dass die Bohrlochdehnung sich nun nicht mehr wesentlich auf die Gesamtdehnungsänderung der Probe auswirkt. Entsprechend wird die Referenzkurve nach t_b durch eine Gerade mit der Steigung des nahezu linearen Verlaufs von V_x vor dem Injektionsstart des Zyklus FI2 angenähert. Das Ende dieses linearen Abschnitts wird durch den Schnittpunkt mit der Ausgleichsgeraden durch den Verlauf von V_x nach t_{pr} definiert. Diese letzte Ausgleichsgerade beschreibt dann den Verlauf der Bezugskurve bis zur beginnenden Druckreduzierung in den Druckkissen ab t_{0_sigDN} .

Die Verläufe der Regelvolumen in den Versuchen VV44–VV46 zeigen ein ähnliches Verhalten auf. Nach der im vorherigen Absatz dargestellten Methode, wurde für alle Versuche die risswachstumsbezogenen Regelvolumen ΔV_x als Differenz zwischen der konstruierten Bezugskurve und dem gemessenen Verlauf von V_x berechnet. Die Verläufe von ΔV_x der Versuche mit bohrlochparallelen Rissen sind in Bild 5.33 gemeinsam eingetragen.

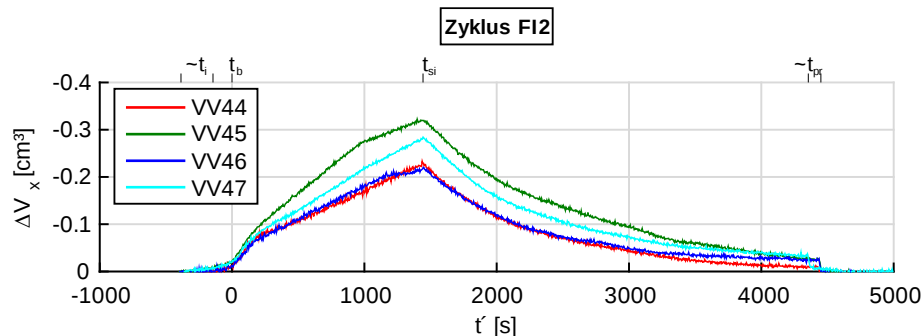


Bild 5.33: VV44–VV47, risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_x .

Die Verläufe von ΔV_x ähneln den Verläufen von ΔV_z der Versuche in denen Risse in der x-y-Ebene erzeugt wurden. Die Größenordnung der Spitzenwerte von ΔV_x von VV44 und VV46 entspricht ungefähr der maximalen Werte von ΔV_z in den Versuchen der Referenzserie für bohrlochtransversale Risse, obwohl hier weniger Fluidvolumen injiziert wurde. Die Spitzenwerte von ΔV_x der Versuche VV45 und VV47 übersteigen die der Einzelversuche VV44 und VV46 noch um bis zu 50 % bzw. 40 %. Die Werte von ΔV_x gehen nach dem Pumpenstopp deutlich weiter zurück als die Werte von ΔV_z . Mit der Entlastung des Injektionsstrangs zum Zeitpunkt t_{pr} gehen die Probendehnungen vollständig zurück.

5.6.3 Rissdokumentation

Um die bohrlochparallel erzeugten Rissen aufzudecken, wurden die Proben direkt über die jeweilige Injektionsbohrung aufgespalten. Wie in Bild 5.34 zu erkennen, ist das Aufspalten der Proben mit falsch orientiertem Risskeim (VV44) bzw. kleiner Risskeimhöhe (VV45) nicht zufriedenstellend gelungen. Die Spaltflächen verlaufen hier relativ zur Bohrung geneigt, so dass nur Teile des rot gefärbten Rissbereichs aufgedeckt worden sind. In den Versuchen VV46 und VV47 wurden höhere Risskeimflügel in die Bohrlochwand eingeschnitten. Zudem wurde das Spaltwerkzeug so verändert, dass die Spaltkräfte sicher in der Höhe der Risskeime eingeleitet werden. Hier ist das Aufdecken der gefärbten Rissflächen besser gelungen.



Bild 5.34: VV44–VV47, Spaltebene der Probenhälften mit gefärbtem Rissbereich (+y bei Versuch VV45 gedreht, bzw. andere Probenhälfte).

An den Bohrlochwandungen der aufgedeckten Proben kann das Ende der langen Injektionsintervalle erkannt werden. Hier endet auch die Färbung der Bohrlochwandung durch das Injektionsfluid. Die in Augenscheinnahme zeigte, dass um das Bohrloch herum Fluid bis ~5 mm tief ins Gestein infiltriert ist. Die gespaltenen Proben der Versuche VV44 und VV45 geben nur geringen Aufschluss über die Form der erzeugten Risse. Bei VV44 scheint es, als wäre auch im oberen Bereich der Probe ein Flügelriss entstanden (s. gepunktete rote Markierungslinien).

In den Versuchen VV46 und VV47 sind gefärbte Rissflächen ähnlicher Form und Größe ($A_{R,f} = 181 \text{ cm}^2$ bzw. $A_{R,f} = 185 \text{ cm}^2$) entstanden. In beiden Fällen ist der Riss in negativer y-Richtung weiter gewachsen (~6 cm bzw. ~7 cm) als in positiver y-Richtung (~3 cm bzw. ~4 cm). Alle Risse sind deutlich entlang des Bohrlochs in der Höhe gewachsen.

5.6.4 Lokalisierte AE

In Bild 5.35 sind die lokalisierten AE der Versuche dargestellt.

In den x-y-Projektionen der Versuche VV44, VV46 und VV47 sind je zwei Rissflügel zu erkennen, die sich parallel zu y entwickelt haben. Dabei sind die Rissflügel den AE nach in den Versuchen VV46–VV47 bevorzugt in negativer y-Richtung gewachsen. Beim Versuch VV45 deuten die AE sogar darauf hin, dass im Wesentlichen nur ein Rissflügel in negativer y-Richtung gewachsen ist. Es sei darauf hingewiesen, dass die y-Achsenrichtung in den Projektionen zum

Versuch VV45 im entsprechend der in Bild 5.34 dargestellten Probenhälfte umgekehrt wurde. Die y-z-Projektionen zeigen die Seitenansichten der bohrlochparallelen Risse. Im Versuch VV44 scheint der Riss vorrangig in der unteren Probenhälfte gewachsen zu sein. Diese Feststellung widerspricht dem Eindruck von Bild 5.34, wonach auch in der oberen Bohrlochstrecke die Rissfläche rot gefärbt ist.

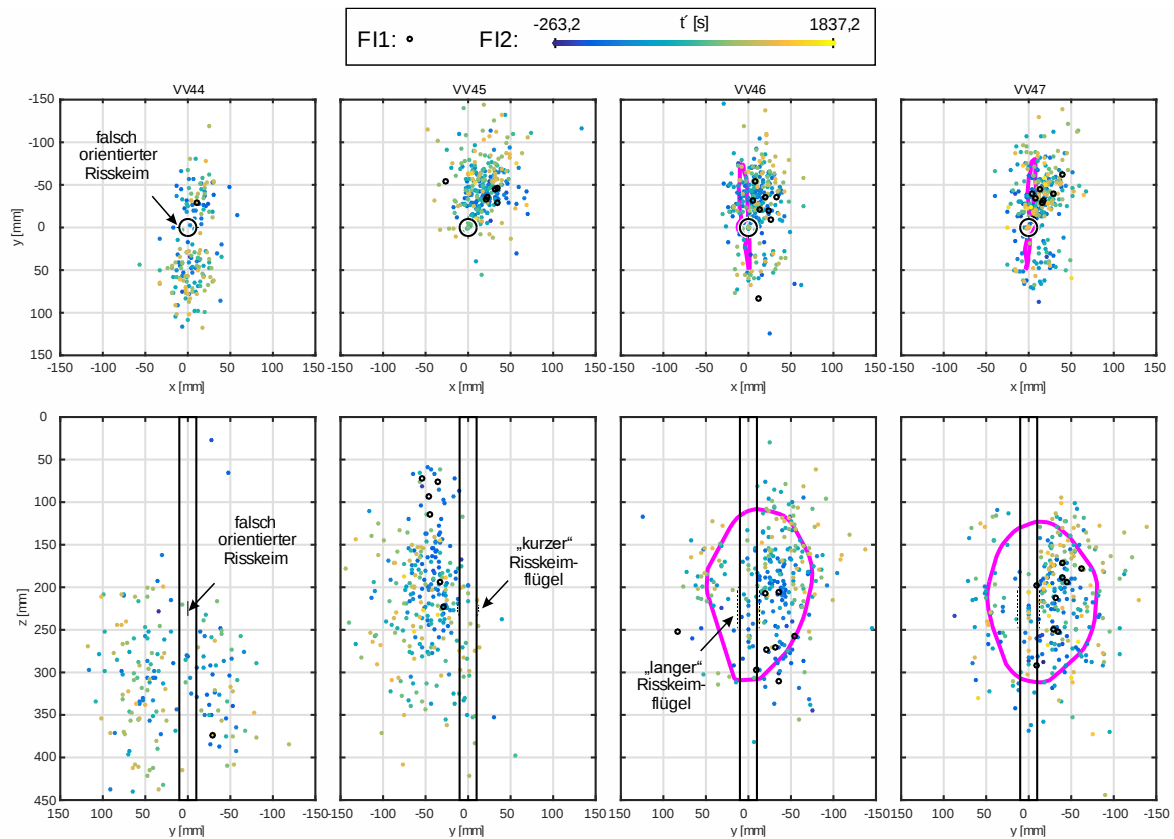


Bild 5.35: VV44–VV47, Projektion der lokalisierten AE und der Umrissse der gefärbten Rissbereiche in die x-y- bzw. y-z-Ebene (Orientierung von y bei Versuch VV45 in y-z-Ebene geändert).

Bei den Versuchen VV46 und VV47 konnte mit den AE jeweils die Projektion des Umrisses des gefärbten Rissbereichs abgebildet werden. Die Verteilung der lokalisierten AE gibt die Vorzugsrichtung (-y) gut wieder. Die Bereiche in der y-z-Ebene in die die meisten AE projiziert sind, liegen innerhalb der eingetragenen Umrandung. Im Bereich „hinter“ dem Bohrloch (+y) sind bei den Versuchen VV45–VV47 deutlich weniger AE lokalisiert, obwohl das Risswachstum in positiver y-Richtung durch die gefärbte Rissfläche belegt ist. Die akustischen Emissionen bei Versuch VV44 deuten darauf hin, dass die Rissentwicklung hier symmetrischer erfolgte. Entgegen den anderen Versuchen zeigen die AE hier ein bevorzugtes Wachstum in +y-Richtung.

5.6.5 Zusammenfassung/Interpretation

Die Versuche VV44–VV47 zeigen die grundsätzliche Eignung des Versuchsstands zur Erzeugung von bohrlochparallelen Rissen. Bezüglich der Wiederholbarkeit der Versuchsergebnisse bei

diesem Szenario kann aufgrund der geringen Anzahl an Versuchen und wegen der aufgetretenen Probleme beim Aufspalten der Versuche VV44 und VV45 aber keine Aussage gemacht werden.

In den Versuchen VV45–VV47 zeigte sich, nicht zuletzt durch die AE, dass die Risse vorzugsweise in die negative y-Richtung gewachsen sind. Als mögliche Ursachen dafür sind der äußere Belastungszustand, natürliche Materialunterschiede und/oder Ungleichmäßigkeiten bei der Einbringung der Risskeimflügel zu vermuten. Der Umstand, dass beim Versuch ohne wirksamen Risskeim eine scheinbar symmetrischere Rissausbreitung erfolgte deutet an, dass die Risskeimeinbringung noch optimiert werden muss.

Die wenigen, in den Anrisszyklen (FI1) aufgezeichneten AE liegen zum größten Teil auf der Seite vom Bohrloch, in die der Riss später vorzugsweise gewachsen ist. Das deutet darauf hin, dass der Anriss einseitig erfolgt ist und im Zyklus FI2 maßgeblich dieser eine Rissflügel wieder geöffnet und fortgepflanzt wurde.

Es ist sowohl an den gefärbten Rissbereichen als auch an den AE zu erkennen, dass die Risse weiter entlang der offenen Bohrlochwand als vom Bohrloch in den Probenblock hinein gewachsen sind. Die Rissfront schreitet wie zu erwarten an der Bohrlochwandung schneller voran als in den Probenkörper hinein. Beim Versuch ohne wirksamen Risskeim (VV44) wachsen die Rissflügel den AE nach vorrangig in der unteren Probenhälfte. Die Vorgabe der Rissinitiierung in mittlerer Höhe der Probe ist im Hinblick auf gleichmäßige und symmetrische Randbedingungen bei der Rissausbreitung demnach als sinnvoll zu erachten.

Durch das Wachstum des Risses entlang des offenen Injektionsintervalls ändert sich auch die Eintrittsfläche über die Fluid in den Riss gelangt. Die Modellierung dieses Falls ist daher nochmals komplexer als die von bohrlochtransversal wachsenden Rissen. Für einen Abgleich der Ergebnisse stehen keine analytischen oder numerischen Modelle zur Verfügung. Um bohrlochparallele Risse maßgeblich in die Probe hineinwachsen zu lassen, muss die Injektionsbohrung unter- und oberhalb des Injektionsintervalls verrohrt werden.

Darüber hinaus stellt das Szenario des bohrlochparallel initiiierenden und wachsenden Risses einen für die petrothermale Geothermie nicht so bedeutenden Fall dar (vgl. Jung 1986). Weitere Versuche mit bohrlochparallelen Rissen sind aus diesen Gründen nicht durchgeführt worden. Da nur zwei der vier Versuche unter gleichen Randbedingungen durchgeführt wurden und vollständig ausgewertet werden konnten, werden die Versuche zu bohrlochparallelen Risse im Folgenden nicht weiter betrachtet.

6 Gesamtbetrachtung und Diskussion

Im ersten Teil dieses Kapitels werden zunächst die in den Versuchen gemachten Beobachtungen zum bohrlochtransversalen Risswachstum mit Hilfe einer Gegenüberstellung dreier Versuche zusammengefasst. Basierend darauf wird eine Modellvorstellung zum beobachteten hydraulisch getriebenen Wachstum formuliert. Am Abgleich eines einfachen Modells mit den Versuchen wird aufgezeigt, inwieweit die Versuche numerisch modelliert werden können und was bei einem solchen Modellabgleich für die hydraulische Risserzeugung grundsätzlich zu beachten ist. Im zweiten Teil des Kapitels werden der entwickelte Versuchsaufbau und die durchgeführten Versuche diskutiert und Empfehlungen für das Vorgehen bei zukünftigen Laborversuchen zur hydraulischen Risserzeugung gegeben.

6.1 Gesamtbetrachtung: Bohrlochtransversale Risse

6.1.1 Zusammenfassende Beschreibung/Interpretation

Der Druckanstieg nach dem Injektionsstart in beiden Injektionszyklen erfolgte, wie in Bild 6.1 zu erkennen, in Abhängigkeit des Restluftgehalts ($\sim 5\%$ – 9%) im Injektionsstrang verschieden direkt. Nachdem die enthaltene Restluft komprimiert war verlief der Druckanstieg in allen Versuchen zur Erzeugung bohrlochtransversaler Risse bis zur Rissinitiierung nahezu linear. Im Anrisszyklus (FI1) betrug die volumetrische Systemkompressibilität $C_{\text{sys}} \approx 35 \text{ cm}^3/\text{GPa}$ – $39 \text{ cm}^3/\text{GPa}$. Mit der „geschwächten“ Probe stieg der Druck im Zyklus FI2 dann etwas langsamer mit der Volumenänderung an $C_{\text{sys}} \approx 39 \text{ cm}^3/\text{GPa}$ – $50 \text{ cm}^3/\text{GPa}$ (s. auch Tabelle-B 1 bis 3, Anhang B2). Bei den Versuchen mit einer Vertikalbelastung von $\sigma_z = 5 \text{ MPa}$ wurden bei der erstmaligen Injektion zur Risserzeugung Spitzendrücke von $p_b = 23,3 \pm 0,4 \text{ MPa}$ erreicht. Im Injektionszyklus FI2 der Versuche mit vorweggehendem Anrisszyklus FI1 betrug der Höchstdruck dann noch $p_b = 20,0 \pm 0,3 \text{ MPa}$. Die genannten Werte zeigen auf, dass die Phase der Drucksteigerung bis zum Erreichen des Höchstdrucks über alle Versuche mit vergleichbaren Randbedingungen hinweg sehr gut reproduzierbar ist.

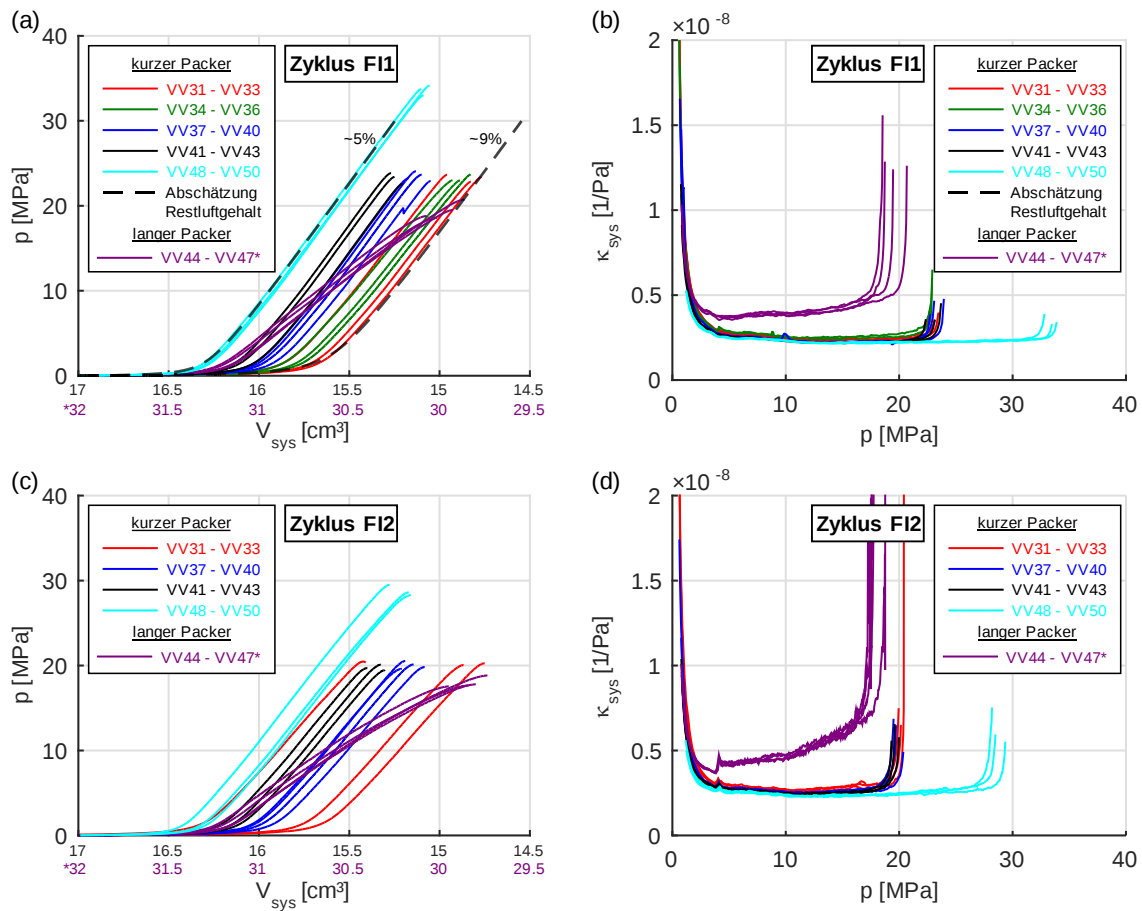


Bild 6.1: Injektionsdruck p über dem Systemvolumen V_{sys} (a (mit Abschätzung des Restluftgehalts), c) Systemkompressibilität κ_{sys} über dem Injektionsdruck p (b, d).

Die eigentliche Ausbreitung der hydraulisch erzeugten Risse erfolgte erst im Zeitbereich zwischen dem Höchstdruck und dem Pumpenstopp ($t_b < t < t_{\text{si}}$) im Injektionszyklus FI2. Vor dem Erreichen des Höchstdrucks werden nur einzelne akustische Emissionen registriert. Erst kurz nach t_b nimmt die Anzahl an akustischen Emissionen je Zeiteinheit deutlich zu. Nach dem Pumpenstopp sind direkt deutlich weniger AE je Zeiteinheit und bald gar keine AE mehr aufgetreten. Daher kann gefolgert werden, dass die Rissausbreitung ungefähr mit dem Pumpenstopp endet.

An der Gegenüberstellung der Versuche VV31, VV39 und VV43 in Bild 6.2 können die wesentlichen gemachten Beobachtungen zur Rissausbreitung zusammengefasst werden. Zwischen den Versuchen ist allein die Dauer variiert worden, für die im zweiten Injektionszyklus (FI2) über den Zeitpunkt des Höchstdrucks t_b hinaus mit konstanter Pumprate $Q_P = 0,05 \text{ cm}^3/\text{min}$ injiziert wurde (vgl. Tabellen 5.2, 5.12 und 5.17).

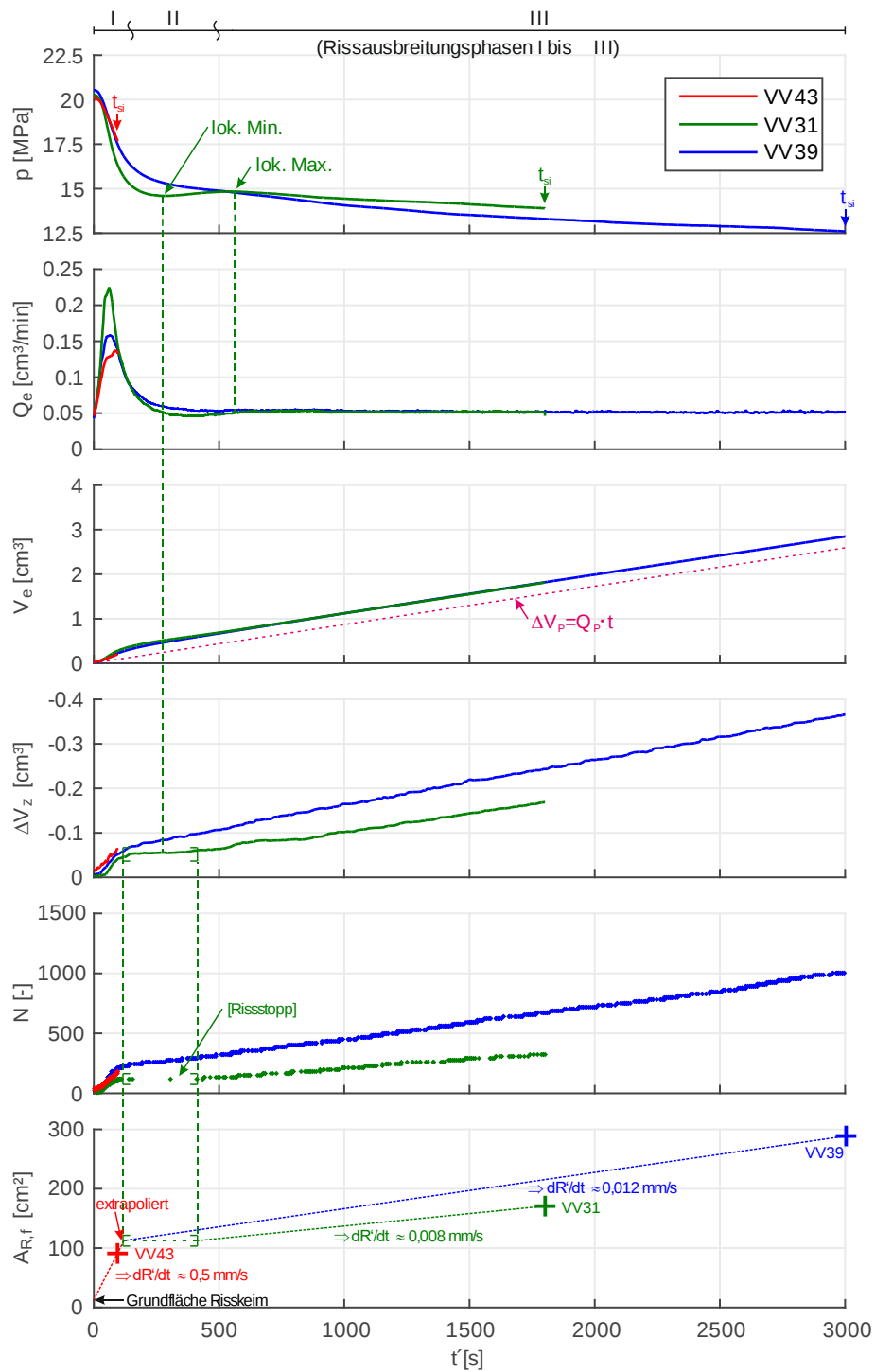


Bild 6.2: VV43+VV31+VV39, Direkte Gegenüberstellung: Druck p , Risseintrittsvolumenrate Q_e , Risseintrittsvolumen V_e , risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z , kumulierte Anzahl N akustischer Emissionen und Größe des final gefärbten Rissbereichs $A_{R,f}$.

In Bild 6.2 sind je Versuch der Injektionsdruck p , die theoretische Risseintrittsvolumenrate Q_e , das zugehörige Risseintrittsvolumen V_e , die risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z und die Anzahl an akustischen Emissionen N über der Zeit t' im Zyklus FI2 bis zum Pumpenstopp (t_{si})

aufgetragen. Ergänzend ist zu den Verläufen von V_e das nach dem Höchstdruck im Zyklus FI2 noch aus der Pumpe verdrängte Fluidvolumen ΔV_P für den Versuch mit längster Injektionsdauer eingetragen. Im untersten Diagramm in Bild 6.2 ist in drei Punkten die an den aufgespaltenen Proben ermittelte Größe des vom Injektionsfluid gefärbten Rissbereichs $A_{R,f}$ eingetragen. Dabei wird hier unterstellt, dass der Rand des gefärbten Rissbereichs die Fluidausbreitung im ggf. größeren Rissvolumen (Fluid-lag) zum Zeitpunkt des jeweiligen Pumpenstopps (t_{si}) wiedergibt. Die Färbung der abgebildeten Messwertverläufe und Messpunkte ist in allen Diagrammen konsistent zur Legende im obersten Diagramm von Bild 6.2. Wie in Kapitel 5 dargestellt, kann die Rissausbreitung im Zeitbereich $t_b < t < t_{si}$ im Zyklus FI2 in allen angestellten Versuchen anhand der Messwerte in drei Phasen eingeteilt werden. Oben in Bild 6.2 ist entsprechend die ungefähre Lage dieser Rissausbreitungsphasen angedeutet. Im Folgenden wird die beobachtete Rissausbreitung in diesen Phasen anhand der in Bild 6.2 enthaltenen, exemplarischen Messwerte beschrieben. Anschließend wird versucht, angelehnt an die lokalisierten AE der drei ausgewählten Experimente, den Prozess der Rissausbreitung zu beschreiben und auf die Beobachtungen bezüglich der Risspurausprägung eingegangen.

Phase I: Schnelles Risswachstum

In der Phase I, im Anschluss an t_b , breitet sich der Riss schnell aus. Der Druckabfall beschleunigt zeitweise und beginnt dann langsam abzuflachen. Beim Versuch VV43 wurde die Injektionen nach Erreichen des steilsten Druckabfalls bzw. der minimalen Druckrate, also noch in Phase I, gestoppt (bei $t' = 95$ s). Die bis dahin beobachtete Entwicklung der einzelnen Messwerte stimmt relativ gut mit der im Versuch VV39 überein. Die Fläche des gefärbten Rissbereichs wurde zu $A_{R,f} \approx 92 \text{ cm}^2$ bestimmt. Daraus wurde ein Anhaltswert für die Rissausbreitungsgeschwindigkeit ermittelt. Dabei wird die Rissausbreitung vereinfacht als Radius eines Ersatzkreises der Fläche $A_{R,f}$ beschrieben. Unter Beachtung des transversalen Risskeims ($R_k \approx 17 \text{ mm}$, s. Bild 3.3, links und rote gestrichelte Linie in Bild 6.2) beträgt die ungefähre, durchschnittliche Rissausbreitungsgeschwindigkeit in Phase I dann $dR'/dt = 0,5 \text{ mm/s}$.

Bei den Versuchen VV31 und VV39 fällt der Druck trotz anhaltender Injektion noch weiter ab. Dabei ist zu erkennen, dass der Druck bei Versuch VV31 steiler und weiter abfällt als beim Versuch VV39.

Phase II: Unterschiedliche Übergänge zu einer langsameren Rissausbreitung

In der Entwicklung der Anzahl N lokalisierter AE des Versuchs VV31 kann ein Bereich eingegrenzt werden, in dem kaum noch bis keine AE mehr auftreten. Dieser Bereich ist in Bild 6.2 durch eckige Klammern markiert und stellt die Phase II des Rissausbreitungsprozesses im Versuch VV31 dar. Das Ausbleiben der AE, die geringe Zunahme von ΔV_z und der erneute Anstieg von p zeigen an, dass hier keine Rissausbreitung stattfindet. Der Riss ist gestoppt. Dieses Phänomen ist in einigen weiteren Versuchen aufgetreten und kann am Vorhandensein eines „Drucktals“ in der Druckkurve nach t_b erkannt werden. Wie in 5.1.5 dargestellt, kann ein solcher Rissstopp dann

auftreten, wenn durch das nachgepumpte Fluid keine kritische Rissbeanspruchung mehr erfolgen kann. Das kann dann der Fall sein, wenn der Riss dem Fluid weit vorausseilt und/oder ein großer Teil des Fluids über die wachsende Rissfläche verloren geht. Dann muss zunächst eine Aufsättigung des rissnahen Porenraums erfolgen und die Rissspitze soweit aufgefüllt werden, dass ein erneuter Druckanstieg erfolgen und der Riss wieder kritisch beansprucht werden kann.

Beim Versuch VV39 ist ein zwischenzeitlicher Rissstopp nicht auszumachen gewesen. Die Phase II umspannt hier den Zeitbereich des in allen Messwerten kontinuierlichen Übergangs vom schnellen zum langsamen Risswachstum in Phase III.

Durch welchen Umstand bestimmt war, ob ein Rissstopp aufgetreten ist oder nicht, konnte nicht eindeutig geklärt werden. Auffällig ist, dass die Druckkurven der Versuchsreihe mit verlängerter Injektionsdauer (s. 5.3, hier VV39) kein deutlich erkennbares „Drucktal“ aufweisen und deren Proben aus einer Liefercharge stammen. Dieser Umstand lässt natürliche, materialbedingte Unterschiede als Grund für oder gegen das Auftreten eines zwischenzeitlichen Rissstopps vermuten. Bei allen Versuchen mit „Drucktal“ steigt der Druck bis zur Rissinitiation (t_i) geringfügig flacher an und der Druck in Phase I fällt nach t_b zeitweise steiler ab als bei den Versuchen ohne Rissstopp. Das ist auch an den höheren Spitzenwert der aus p errechneten Risseintrittsvolumenrate Q_e zu erkennen, da die Differenz zwischen der konstanten Pumprate Q_p und der Rechengröße Q_e proportional zur (negativen) Druckrate ist. Für die Versuche mit verkürzter Injektionsdauer (s. 5.4, hier VV43) kann aufgrund des (geringeren) Spitzenwertes von Q_e gemutmaßt werden, dass bei diesen bei fortgesetzter Injektion kein „Drucktal“ zu beobachten gewesen wäre. In der Versuchsserie mit erhöhter Belastungsspannung σ_z konnte kein eindeutiger Effekt auf das Auftreten eines Rissstopps beobachtet werden. Bei der Versuchsreihe ohne Anrisszyklus (s. 5.2), wurden in allen Einzelversuchen ähnliche Spitzendrücke wie im Anrisszyklus der vergleichbaren Versuchsreihen beobachtet. Der anschließende Druckabfall war bei diesen Versuchen dann steiler und tiefer, der Rissstopp länger anhaltend. Das bestärkt die Vorstellung vom ablaufenden Prozess vor und während des Rissstopps. Hier eilt der Riss der Fluidfront durch die größere frei gesetzte Energie ($p \cdot V$) weiter voraus. Das Auffüllen des angrenzenden Porenraums und der fluidfreien Rissspitzenbereiche dauert dann länger an. Der steilere, höhere Anstieg und das anschließende Plateau des risswachstumsbezogenen Regelvolumens untermauern diese Argumentation (s. Bild 5.12).

Phase III: (Sehr) langsame Rissausbreitung

Die Rissausbreitung in der dritten Phase erfolgt dann deutlich langsamer als in Phase I. Der Druck p fällt deutlich flacher ab, so dass der Dekompressionsanteil an der Risseintrittsvolumenrate Q_e vernachlässigbar wird und der Wert Q_e ungefähr dem der geringen Pumprate $Q_p = 0,05 \text{ cm}^3/\text{min}$ entspricht. Der Druckabfall beim Versuch VV39 erfolgt in dieser Phase geringfügig steiler als bei Versuch VV31. Der Betrag von ΔV_z und die Anzahl an akustischen Emissionen N nehmen beim Versuch VV31 langsamer zu als bei VV39. Dabei ist bezüglich der Anzahl N akustischer Emissionen zu beachten, dass diese auch zwischen den Einzelversuchen der Versuchsreihen aus

ungeklärtem Grund sehr große Unterschiede aufweist. Aus den in zwei Zeitpunkten bekannten Größen der gefärbten Rissbereiche wurden Anhaltswerte für die durchschnittliche Rissausbreitungsgeschwindigkeit ermittelt. Die Rissausbreitung wird dazu durch den Radius R' eines gedachten Kreises mit dem Flächeninhalt des gefärbten Rissbereichs $A_{R,f}$ ausgedrückt. Bei der Ermittlung wurde angenommen, dass die Rissausbreitung am Ende von Phase I noch etwas über die beim Pumpenstopp des Versuch VV43 hinaus geht und dass beim Versuch VV31 während des zwischenzeitlichen Ausbleibens der akustischen Emissionen keine Rissausbreitung stattfand (s. blaue und grüne gestichelte Linie). Die Rissausbreitungsgeschwindigkeit beträgt bei Versuch VV31 dann $dR'/dt = 0,008 \text{ mm/s}$ und bei Versuch VV39 $dR'/dt = 0,012 \text{ mm/s}$. Diese deutliche Verlangsamung der Rissausbreitung ist zu Teilen auf das „radiale“ Wachstum des Risses zurückzuführen. Des Weiteren wirft der große betragsmäßige Unterschied zwischen ΔV_z und dem injizierten Volumen ΔV_P bzw. V_e die Frage auf, wie groß der „effektive“ Fluidanteil war, d.h. wieviel des injizierten Fluids tatsächlich zur Rissvolumenbildung beigetragen hat.

Betrachtung des Rissausbreitungsprozesses anhand der lokalisierten AE / Risseigenschaften

In Bild 6.3 sind die lokalisierten AE der Versuche VV43, VV31 und VV39 übereinander aufgetragen und spaltenweise in Zeitbereiche eingeteilt. Die drei Zeitbereiche sind durch den Zeitpunkt des maximalen Drucks (t_b , $t' = 0 \text{ s}$) und die drei verschiedenen Zeitpunkte der Pumpenstopps (t_{si}) festgelegt. Die AE einer Spalte sind entsprechend der oberhalb gegebenen Farbskala einheitlich zeitbezogen gefärbt. Ergänzend sind in die Umrandungen der gefärbten Rissbereiche ($A_{R,f}$) und die fiktiven, flächengleichen Ersatzkreise mit dem Radius R' eingetragen. Letztere sind als Anhaltspunkte der Rissausbreitung jeweils nach unten auf die anderen Versuche übertragen. Auf diese Weise kann die punktuell ungefähr bekannte Fluidausdehnung in Relation zur zeitlichen Ausdehnung der AE-Punktewolke betrachtet werden.

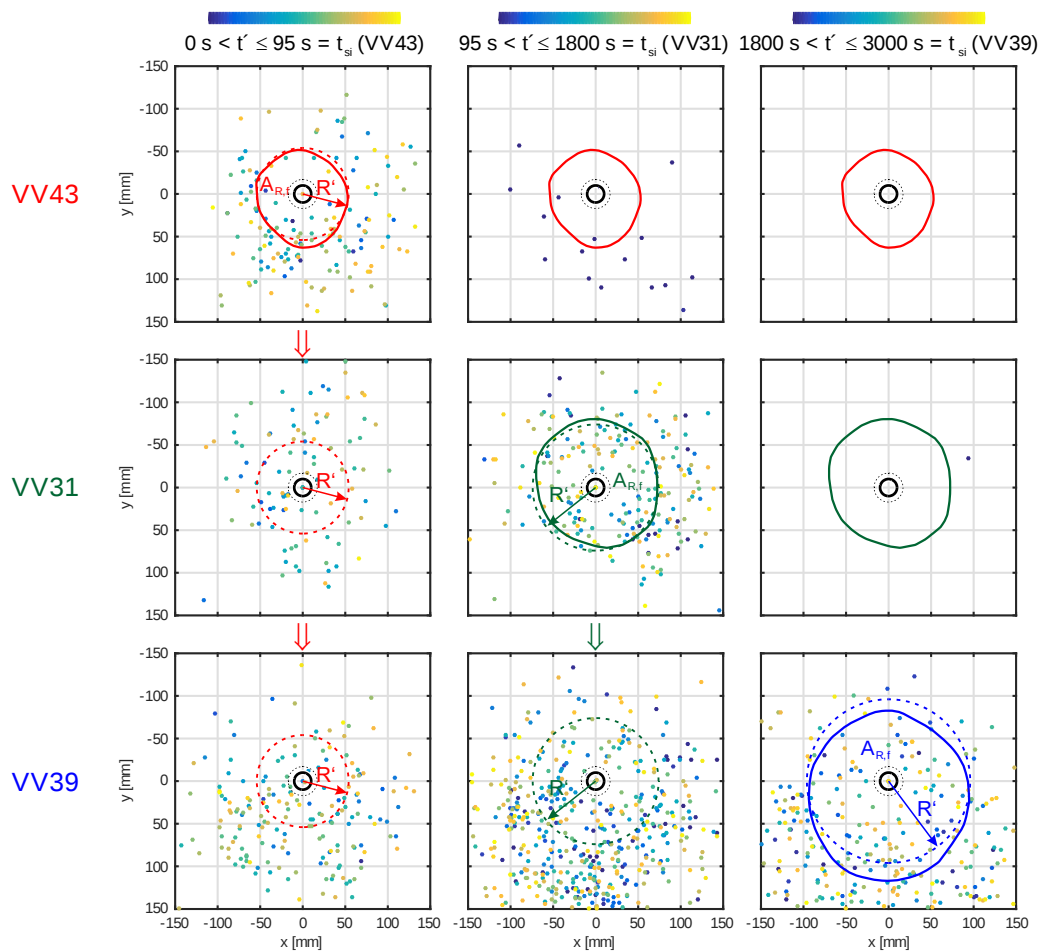


Bild 6.3: VV43+VV31+VV39, Entwicklung der AE in x-y-Projektion in drei Zeitbereichen.

In allen Versuchen ist die Ausdehnung der Punktwolke der AE schon zum Ende des frühen Zeitbereichs (linke Spalte) weit über den im Versuch VV43 gefärbten Rissbereich (rote Linien) hinaus gewachsen. Die Verteilung der räumlichen Dichte der AE in der Punktwolke deutet bei den Versuchen VV31 und VV39 schon auf die spätere Vorzugsrichtung der Rissausbreitung hin. Zwischen den Punktwolken der Versuche VV31 und VV39 können keine markanten Unterschiede ausgemacht werden, die Rückschlüsse auf die Ursache oder den Ablauf des Rissstopps im Versuch VV31 erlauben. Diesbezüglich sei hier nochmals auf die Versuchsserie ohne Anrisszyklus (s. 5.2) hingewiesen: Hier deuten die zahlreichen frühen lokalisierten AE daraufhin, dass schon während des steilen Druckabfalls große Rissbereiche entstanden und gut miteinander verbunden sind (s. Bild 5.14).

In der mittleren Spalte sind zeilenweise je Versuch die AE eingetragen, die im Zeitbereich zwischen dem Pumpenstopp beim Versuch VV43 und dem Pumpenstopp beim Versuch VV31 aufgenommen wurden. In kurzem zeitlichem Abstand zum Pumpenstopp werden bei Versuch VV43 noch einige wenige AE registriert, dann bleiben weitere AE aus. Bei den Versuchen VV31 und VV39 tritt ein Großteil aller AE in diesem Zeitabschnitt in Bereichen auf, in denen schon im vorherigen Zeitbereich AE lokalisiert wurden. Maßgeblich wird also die räumliche Dichte der

insgesamt in diesem Bereich lokalisierten AE erhöht. Nur ein Teil der zusätzlichen AE lässt auf eine Ausdehnung des Risses nach außen hin schließen.

In der rechten Spalte, im Zeitbereich zwischen dem Pumpenstopp bei Versuch VV31 und VV39 sind bei Versuch VV43 keine weiteren AE und bei Versuch VV31 nur ein weiteres akustisches Ereignis lokalisiert worden. Die weiteren im Versuch VV39 registrierten AE sind im Bereich der vorigen Punktwolke und in den unteren Eckbereichen etwas darüber hinaus, unabhängig von der Zeit ihres Auftretens gleichmäßig verteilt.

Die Verteilung und die Abfolge der lokalisierten akustischen Emissionen deuten nicht auf die Ausbreitung eines diskreten Risses mit einer kontinuierlichen, kreisförmigen Front hin, wie sie beim in Abschnitt 2.4 vorgestellten Modell angenommen wird. Vielmehr sprechen die akustischen Emissionen für einen kontinuierlichen Schädigungsprozess der weit in die Probe hinein wirkt und für ein Rissystem das sich nach und nach aus Mikrorissen verbindet (Stichwort: Perkolationstheorie). Dieses Rissystem dehnt sich vorrangig in der horizontalen Vorzugsebene des Risswachstums aus.

Die Dünnschliffe (s. 5.1.3) und der in Bild 5.7 dargestellte Bohrkern untermauern diese Vorstellung. Da spätere AE auch noch im bohrlochnahen Bereich auftreten, wird hier gefolgert, dass dieses Rissystem bis zuletzt über Materialbrücken verbunden ist. Dafür spricht auch, dass die Rissebenen in den Plugs der Dünnschliffe nicht ohne erheblichen Kraftaufwand aufgedeckt werden konnten. Beim Aufspalten der Proben nach dem Versuch werden dann durch die mechanische Einwirkung des mit Hammerschlägen eingetriebenen Spaltkeils die intakten Probenbereiche und das hydraulisch erzeugte horizontal gewachsene Rissystem aufgerissen. Die Beobachtung, dass bohrlochnah stets ein nasserer Bereich zu identifizieren war, deutet darauf hin, dass hier ggf. ein weiterer Hauptriss entstanden ist. Diese Vermutung wird ebenfalls durch den Bohrkern des VV32 (s. Bild 5.7) bekräftigt. Bohrlochnah ist die Rissspur deutlich auszumachen, während im weiter außen gelegenen Bereich ein gefärbter Streifen, aber augenscheinlich keine prägnante Rissspur mehr zu erkennen ist. Es kann also vermutet werden, dass beim anfänglich schnelleren Wachstum unter Freisetzung von viel Energie ein weitgehend flächiger Riss entstanden ist und das weiter außen gelegene, langsamer gewachsene Rissystem schlechter vernetzt ist.

Bezüglich der Lage der AE ist zu beachten, dass die Streuung bzw. der Lokalisierungsfehler der zur Verfügung gestellten AE nicht quantifiziert ist. Die „verschmierte“ Streuung, die hier als mittlerer Abstand der einzelnen AE zur Ausgleichsebene durch alle AE eines Versuchs bestimmt wurde (s. z.B. Tabelle 5.6), beträgt über alle Versuche mit bohrlochtransversalen Rissen hinweg $d \approx 14 \pm 11$ mm.

6.1.2 Modellvorstellung zum beobachteten Risswachstum

Basierend auf geschilderten Beobachtungen ist die im Folgenden beschriebene Modellvorstellung vom Ablauf des bohrlochtransversalen Risswachstums in den durchgeführten Versuchen entwickelt worden. In Bild 6.4 ist diese Vorstellung schematisch dargestellt.

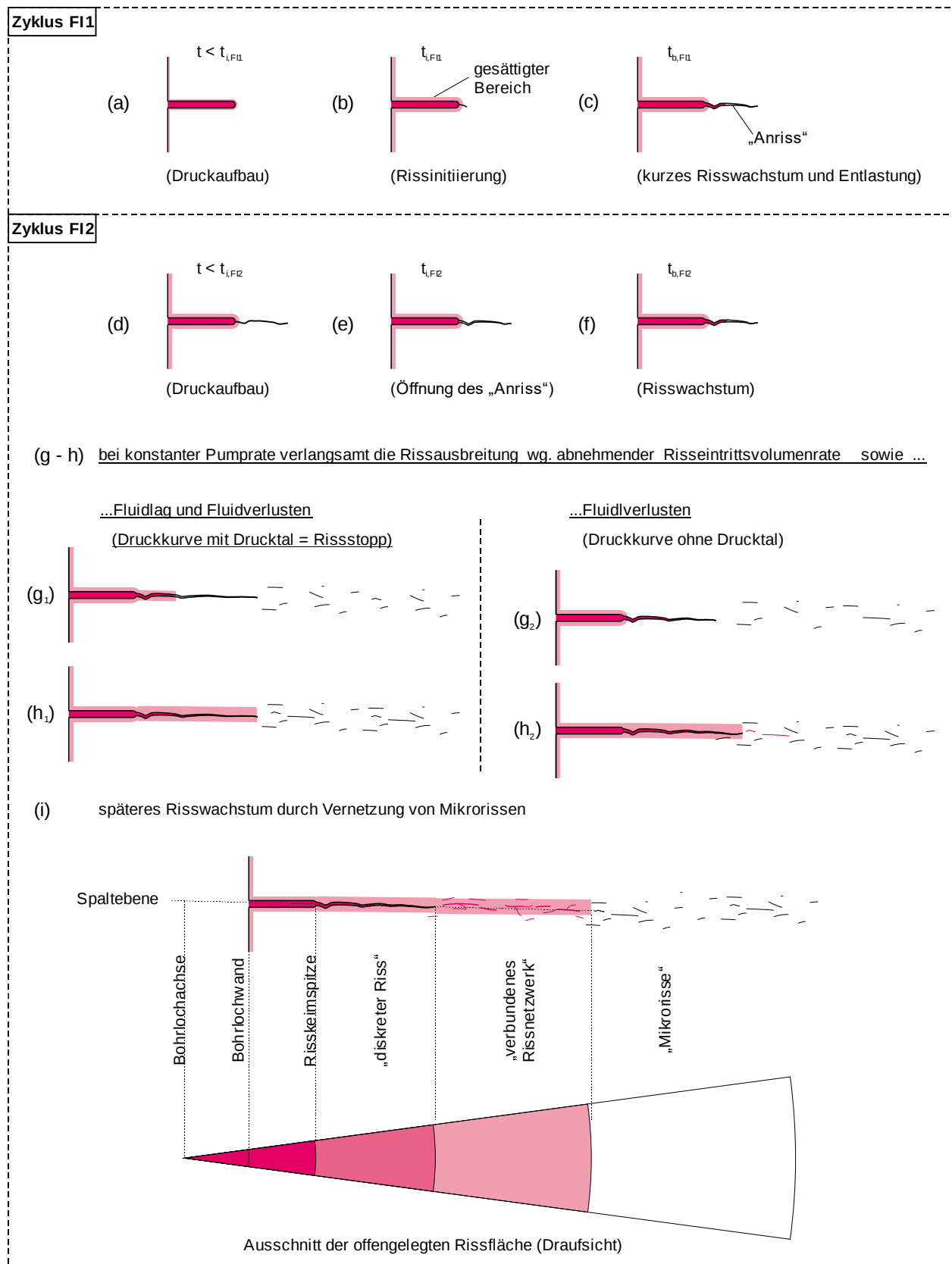


Bild 6.4: Schematische Darstellung des Wachstumsprozess der bohrlochtransversalen Risse in den Experimenten.

Bis zum Erreichen des Rissinitiierungsdrucks p_i im Anrisszyklus FI1 erfolgt keine merkliche Schädigung des Materials. Der Druck steigt ungefähr linear an. Während der gesamten Injektionsdauer tritt ein Teil des Fluids über die Bohrlochwand und die Risskeimoberfläche in den Gesteinsporenraum ein (a). Ungefähr ab p_i beginnt die Bildung eines Makrorisses (b). Das Erreichen des Spitzendrucks im Anrisszyklus zeigt an, dass ein Makroriss vorliegt über den so viel Fluid aus dem Injektionsintervall entweichen kann, dass die Pumprate nicht mehr ausreicht den Druck im Injektionsintervall zu steigern (c). Eine Besonderheit der Versuchsdurchführung ist, dass der Fluidruck p im Anrisszyklus FI1 kurz vor oder nach Erreichen des Höchstdrucks händisch schlagartig abgelassen wird. Der Anriss schließt sich infolgedessen (d). Im zweiten Injektionszyklus FI2 wird der Anriss ab p_i geöffnet (e). Im Spitzendruck p_b von FI2 ist der Volumenstrom in den geöffneten Anriss so groß, dass die verringerte Injektionsrate ($Q_P = 0,05 \text{ cm}^3/\text{min}$) nicht mehr ausreicht den Druck im Injektionsintervall zu steigern (f). In den Versuchen mit einem „Drucktal“ eilt der Riss der Fluidfront im Anschluss an p_b trotz der durch die Dekompression erhöhten Risseintrittsvolumenrate Q_e weit voraus und stoppt zwischenzeitig. Er muss erst weiter mit Fluid aufgefüllt werden, damit er erneut kritisch belastet wird (g_1, h_1). Dabei geht ein großer Teil des Fluids über die Rissflanken in den Gesteinsporenraum verloren. Bei den Versuchen ohne Drucktal eilt die Rissfront der Fluidfront nicht so weit voraus, dass das der Rissfortschrittsprozess zum Stoppen kommt (g_2, h_2). In beiden Fällen steht nach dem Ausklingen des Dekompressionseinflusses ($Q_e = Q_P$) nur noch wenig Fluidvolumenstrom für die Rissausbreitung zur Verfügung. Im Weiteren entwickelt sich ein gering durchlässiges, in der Horizontalen fortschreitendes Netzwerk aus verbundenen Mikrorissen in dem das Fluid nur langsam voranschreitet (i). Beim Aufspalten der Proben wurde dieser Modellvorstellung entsprechend bohrlochnah ein in großen Teilen verbundener „diskreter“ Riss geöffnet. Im äußeren, langsamer gewachsenen Bereich wurde die Spaltfläche durch die schwächsten Materialbrücken im Rissnetzwerk definiert.

6.1.3 Abgleich des Versuchs VV39 mit dem einfachen Kreisschlitzmodell

Wie in Kapitel 2 erläutert ist die gekoppelte Beschreibung des hydraulischen Risswachstums nur durch Modelle, denen vereinfachende Annahmen zugrunde liegen, möglich. Die im voll gekoppelten Fall erforderliche numerische Lösung des nicht-linearen, nicht-lokalen, hydro-mechanischen Rissausbreitungsproblems stellt eine komplexe Aufgabe dar, die nicht Gegenstand dieser experimentellen Arbeit war. Auch stand ein „fertiges“ (leicht) anpassbares Modell für einen Abgleich mit den Versuchen nicht zur Verfügung. Hier wird deshalb beispielhaft ein Abgleich der Versuche mit dem einfachen Modell des vollflächig mit konstantem Innendruck belasteten Kreisschlitz in impermeablem, linear-elastischen und unendlich ausgedehnten Material vorgenommen. Die Annahme des vollgefüllten Risses mit konstantem Innendruck stellt de-facto eine Vernachlässigung der Fluidströmung im Riss dar.

Die Rissöffnung und der Druck, bei dem ein solcher Kreisschlitz fortschreitet, sind durch die Gleichungen (2.17) und (2.22) gegeben. Wie in Bild 2.17 a dargestellt, ergibt sich durch den konstanten Innendruck eine elliptische Rissöffnung. Die mittlere Rissweite beträgt dann:

$$w_m = \frac{2}{3} w(r = 0). \quad (6.1)$$

Das Bohrloch wird im Modell vernachlässigt. Das Volumen des Risses ergibt sich dann zu:

$$V_R = \frac{16}{3\pi E'} p_{net} R^3. \quad (6.2)$$

Durch die Gleichungen (2.17), (2.22) und (6.2) kann die Entwicklung von p , R und w analog zu Jung (1986) durch das Rissvolumen V ausgedrückt werden. Da im Modell ein vollkommen mit Fluid gefüllter Riss und ein perfekt impermeables Gestein angenommen werden, entspricht das Volumen des Risses V_R dem injizierte Fluidvolumen.

Für den Abgleich mit dem Modell wurde der Versuch VV39 ausgewählt, da dessen Druckkurve kein „Drucktal“ aufweist. Das in vielen der beschriebenen Versuche beobachtete „Drucktal“ ist nur durch dynamische Effekte – das Vorrauseilen der Rissfront und einen zwischenzeitigen Rissarrest – zu erklären. Solche Effekte können durch kein dem Verfasser dieser Arbeit bekanntes Modell, geschweige denn durch ein analytisch lösbares, beschrieben werden.

Für das Rissvolumen V_R wurden dann als Eingangswerte die drei aus dem Versuch VV39 bekannten Volumenverläufe $\Delta V_P = Q_P \cdot t'$, V_e und ΔV_z ab t_b im Zyklus FI2 angesetzt und daraus jeweils der Druck p , der Rissradius R und die Rissweite w berechnet.

In Bild 6.5 sind zuoberst die vorgegebenen Volumenverläufe und darunter in konsistenten Farben die aus dem Kreisschlitzmodell berechneten Verläufe des Drucks p , des Rissradius R und der mittleren Rissweite w_m über der Zeit t' aufgetragen. Zum Vergleich sind der tatsächliche Injektionsdruck des Versuchs VV39 sowie die aus den Versuchen VV43, VV31 und VV39 zu den verschiedenen Zeitpunkten t_{si} in ihrer Größe bekannten gefärbten Rissbereiche, ausgedrückt durch den Radius R' gedachter flächengleicher Kreise, mit eingetragen.

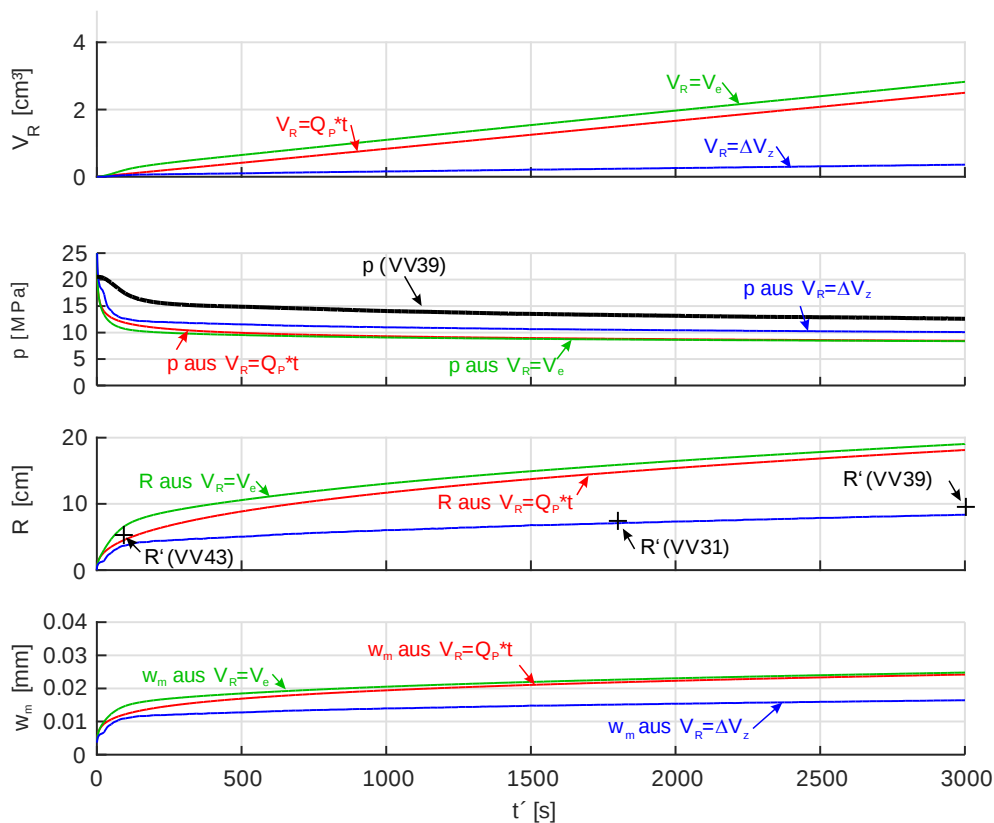


Bild 6.5: Abgleich: Vorgabe verschiedener Rissvolumenentwicklungen V_R aus Versuch VV39 und errechnete zeitliche Verläufe des Drucks p , des Rissradius R und der mittleren Rissweite w_m aus Kreisschlitzmodell mit konstant verteiltem Innendruck; Druckkurve VV39 und Ersatzradien R' aus den gefärbten Rissbereichen der Versuche VV43, VV31, VV39.

In der Darstellung ist zu erkennen, dass das einfache Modell des Kreisschlitzes mit konstantem Innendruck den Fluiddruck p für alle vorgegebenen Rissvolumenverläufe V_R unterschätzt. Der unter Ansatz von $V_R = \Delta V_z$ berechnete Druckverlauf liegt mit ~ 3 MPa Differenz am dichtesten zur Druckkurve des Versuchs VV39. Die beiden anderen Verläufe liegen, zuletzt deckungsgleich, noch $\sim 1,5$ MPa darunter. Der frühe Verlauf von p aus VV39 kann auch durch den Ansatz von V_e und ΔV_z nicht abgebildet werden. Nur der hintere flache Verlauf von p kann durch das Modell annähernd wiedergegeben werden.

Die unter Ansatz einer konstanten Pumprate Q_P berechnete Entwicklung des Rissradius R (rote Linie) verdeutlicht wie die Rissausbreitung alleine infolge der zunehmenden Rissgröße verlangsamt. Der Ansatz von ΔV_p (und auch V_e) als Rissvolumen liefert im späteren Verlauf aber trotz der Verlangsamung der Rissausbreitung ungefähr doppelt so große Rissradien, wie aus den gefärbten Rissflächen abgeleitet. Nur unter Ansatz des deutlich geringeren Fluidvolumens $V_R = \Delta V_z$ kann eine gute Übereinstimmung der errechneten Entwicklung des Rissradius R mit den punktuell bekannten Radien R' erreicht werden. Das kann als weiterer Anhaltspunkt dafür gesehen werden, dass das erzeugte Rissvolumen V_R deutlich kleiner ist, als das in den Riss eingetretene Volumen V_e bzw. das durch die Pumpe injizierte Fluidvolumen ΔV_p . Überdies deutet der

Vergleich an, dass die aus der Belastungsregelung abgeleitete Größe ΔV_z dem tatsächlichen Rissvolumen wohl am Nächsten ist.

Durch die Anpassung der Eingangsparameter des einfachen Modells könnte leicht eine bessere Übereinstimmung zwischen dem Modell und den Versuchswerten generiert werden. Beispielsweise würde beim Ansatz von $V_R = \Delta V_z$ eine Erhöhung der Risszähigkeit auf $K_{Ic} = 2,35 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ zur relativ exakten Abbildung von p ab $t' \approx 160 \text{ s}$ führen. Die Größe von K_{Ic} bestimmt im Modell wie weit ein Riss geweitet werden kann, bevor das Rissfortschrittskriterium erfüllt ist. Eine Erhöhung von K_{Ic} führt zu einer größeren möglichen Rissöffnung bei gleichem Rissradius und so zur Verlangsamung des Rissfortschritts bei gleicher Injektionsrate. Bedenkt man aber, dass die Ausbreitung des Fluids durch A_{Rf} nur punktuell bekannt ist und ein Mindestmaß der Rissausdehnung darstellt, scheint eine Verlangsamung des Rissfortschritts mit einer einhergehenden Erhöhung der mittleren Rissweite wenig sinnvoll. Es wäre außerdem zu klären, ob es gerechtfertigt ist einen höheren Wert für K_{Ic} anzusetzen, während ein so einfaches Modell verwendet wird (s. dazu Papanastasio 1999, Garagash 2015). Auch möglich wäre die Annahme einer höheren Normalspannung σ_0 auf die Ebene des Rissfortschritts. Im Kreisschlitzmodell bedingt die Erhöhung der angesetzten Normalspannung auf die Rissebene um einen gewissen Betrag eine Erhöhung des Druckniveaus p um den gleichen Betrag („Netto-Druck-Konzept“, s. 2.4.2). So könnte bei Ansatz von ΔV_z und einer erhöhten Vertikalspannung von $\sigma_z = 8 \text{ MPa}$ eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem einfachen Modell und den Versuchsdaten in Bild 6.5 herbeigeführt werden. Die Annahme einer so deutlich erhöhten Vertikalspannung auf voller Länge des Risses kann aber ebenfalls nicht durch experimentelle Beobachtungen begründet werden.

Der einfache, exemplarische Abgleich hat drei wesentliche Umstände verdeutlicht:

Zum einen müssen beim Abgleich eines Modells mit den Versuchen unbedingt mehrere, unabhängige Messwerte herangezogen werden. Durch den Abgleich eines Modells allein an einem Messwert, z.B. dem Fluidruck p im Injektionsintervall, kann keine belastbare Modell-Verifizierung erfolgen.

Darüber hinaus sind Optimierungen der Versuchsmesstechnik erforderlich, um Messwerte zu erhalten, die zuverlässigere Auskunft über die kontinuierliche Rissausbreitung liefern. Ohne diese kann selbst die Plausibilität des gewählten Modells kaum belegt werden.

Eine Anpassung zwischen Modell und Versuch durch die Variation von Parametern ist nur dann gerechtfertigt, wenn auch messtechnisch belegbare Gründe dafür gegeben sind.

6.2 Diskussion & Empfehlungen

6.2.1 Zum Vorgehen und zum aktuellen Stand

Zur Untersuchung der hydraulischen Risserzeugung im Labormaßstab wurde der in Kapitel 3 beschriebene Versuchsstand entwickelt und aufgebaut. Die Herausforderung bei der Durchführung der ersten Versuche bestand darin, einen Riss hydraulisch zu erzeugen und diesen kontrolliert und langsam in der Probe auszubreiten. Da kein prognosefähiges Modell zur Verfügung stand und hier ein für alle Beteiligten neues Untersuchungsfeld betreten wurde, erfolgte die Suche nach einem entsprechenden Vorgehen bzw. entsprechenden Einstellungen im Rahmen von Vorversuchen. Der Findungsprozess wurde dadurch erschwert, dass gleichzeitig noch zahlreiche Optimierungen am speziell entwickelten Versuchsaufbau vorgenommen und aufgrund von Lieferproblemen bereits erfolgreich getestete Materialien verworfen werden mussten (s. Clauser et al. 2015).

In den Vorversuchen hat sich herausgestellt, dass sich die frühe Rissausbreitung nach der hydraulischen Risserzeugung am Bohrloch zwischenzeitlich stark beschleunigt, da im komprimierten Fluid ein Überschuss an elastischer Energie zur Verfügung steht. Dieser Energieüberschuss geht dann direkt in die frühe Rissausbreitung ein. Durch zwei wesentliche Maßnahmen wurde diesem Effekt entgegengewirkt. Zum einen wurde die Steifigkeit des Injektionssystems erhöht, d.h. die Systemkompressibilität verringert (s. Kapitel 3.2.5). Zum anderen wurde ein zusätzlicher Injektionszyklus (FI1) eingeführt, um das Gestein an der Spitze der eingesägten Riskeime vorzuschädigen (s. Bild 4.3, „Anrisszyklus“). Die eigentliche hydraulische Rissausbreitung erfolgte dann in einem zweiten Injektionszyklus (FI2). Die Pumprate wurde dabei zusätzlich sehr klein gewählt ($Q_P = 0,05 \text{ cm}^3/\text{min}$), um die Rissausbreitung weiter zu verlangsamen.

Nach der Beschränkung auf den Tittlinger Feinkorn Granit als Probenmaterial (s. Tabelle 3.1), konnten dann in sehr präzise gefertigten Proben weitestgehend reproduzierbare Versuchsreihen durchgeführt werden (s. Kapitel 5). In allen Versuchsserien ist es gelungen auf die erläuterte Weise Risse hydraulisch zu erzeugen und weitestgehend kontrollierbar auszubreiten. Alle Versuche zeigen in Hinblick auf die Druckanstiegsphase, die Rissinitiierungsdrücke p_i , die Höchstdrücke p_b , das Druckniveau während der langsamen Rissausbreitung, die Rissebene, die Ausdehnung des Fluids im Riss und das Rissvolumen eine sehr gute Reproduzierbarkeit auf.

Unterschiede zwischen den Einzelversuchen bzw. Serien sind insofern aufgetreten, dass bei einigen Versuchen ein zwischenzeitlicher Rissstopp erfolgt ist und in den meisten Versuchen eine nicht einheitliche Vorzugsrichtung der Rissausbreitung festgestellt werden konnte. Trotz der symmetrischen Belastung durch die Druckkissen sind die Risse nicht idealsymmetrisch gewachsen. Als mögliche Ursache für den mit einem „Drucktal“ einhergehenden Rissstopp konnten nur natürliche Materialunterschiede ausgemacht werden. Auch die möglichen Ursachen (Probenpräzision, Belastungsapparat, natürliche Materialinhomogenität, usw.) für die

beobachteten Vorzugsrichtungen der Rissausbreitung konnte nicht abschließend und eindeutig festgemacht werden.

Durch die Betrachtung aller kontinuierlichen Messwerte konnte der Ablauf des Rissprozesses logisch erschlossen werden (s. Abschnitt 6.1). Eine vollständige, kontinuierliche messtechnische Erfassung der Geometrie des Risses während der Ausbreitung in den Proben, wie sie z.B. für eine stichhaltige Verifizierung eines Modells erforderlich ist (vgl. Lecampion et al. 2015), ist bislang aber noch nicht zufriedenstellend gelungen.

Grund dafür ist im Wesentlichen, dass allein die mikroseismischen Messungen für diesen Zweck vorgesehen waren. Die lokalisierten akustischen Emissionen streuen aber erheblich bezogen auf die eingefärbten Rissbereiche, sind bezüglich des möglichen Lokalisierungsfehlers nicht abschließend quantifiziert und schwanken in ihrer Anzahl von Versuch zu Versuch deutlich. Die Abfolge ihres Auftretens deutet darüber hinaus nicht an, dass ein diskreter Riss nach außen hin wächst, der das Gestein im Bereich seiner Ausbreitung vollflächig trennt. Vielmehr zeigen die AE auf, dass in einem fortwährenden Prozess aus zunehmend vielen und sich vergrößernden Mikrorissen ein nach und nach weiter verbundenes ebenes Rissystem entsteht („Perkolation“). Dabei deutet das Auftreten zahlreicher später AE innerhalb des schon von früheren AE umspannten Bereichs an, dass auch im inneren der „Rissfläche“ noch zahlreiche Materialbrücken vorliegen. Diese Umstände begründen, wieso die Ableitung einer konkreten Risslänge/-ausdehnung aus den mikroseismischen Messungen nicht möglich war. An der Entwicklung der Anzahl N lokalisierter AE kann bislang erkannt werden, ob der Riss wächst bzw. ob Rissereignisse auftreten oder nicht. Aufgrund der starken Schwankung der Anzahl an registrierten und lokalisierten AE zwischen den Versuchen konnte kein Zusammenhang zwischen der Energiefreisetzung bei der Rissausbreitung und dem Auftreten der AE ausgemacht werden. Unter Berücksichtigung der in Clauser et al. (2015) gegebenen Empfehlungen sollten die mikroseismischen Messungen für zukünftige Untersuchungen optimiert und vorab an die Charakteristika des (hydraulisch getriebenen) Bruchprozesses im zu untersuchenden Gestein angepasst werden.

Die anderen Messgrößen liefern keine bzw. nur begrenzt verlässliche Informationen zur Rissgeometrie. Der Fluiddruck p im Injektionsintervall und die daraus abgeleiteten Größen der Risseintrittsvolumenrate Q_e und des Risseintrittsvolumens V_e erlauben nur qualitative Rückschlüsse auf den Ausbreitungsprozess.

Erst nach der Durchführung aller Versuche ist es gelungen, die Reaktion der Belastungsregelung auf die Probenausdehnung infolge der Rissausbreitung konsistent zu ermitteln. Bei den Versuchen mit bohrlochtransversalen Rissen (x-y-Ebene) wurde die risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z aus dem Verlauf des Regelvolumens V_z zur Konstanthaltung der Belastungsspannung σ_z bestimmt. Die Entwicklung des Wertes von ΔV_z korreliert eindeutig und plausibel mit der Probendehnung infolge der Injektion. Der Betrag von ΔV_z konnte im Nachhinein aber nicht mehr abschließend kalibriert werden. Bei Vernachlässigung sonstiger, denkbarer Störeinflüsse auf die Messmethode, entspräche der Wert ΔV_z relativ genau (s. 6.1 oder Anhang B4) der Probenausdehnung in vertikaler Richtung. Diese wiederum entspricht bei einem horizontalen Riss

in impermeablem Gestein dem Rissvolumen (inkl. Fluidlag). Die ermittelten Werte von ΔV_z betragen aber nur $\sim 10\%$ des injizierten Fluidvolumens. Das deutet auf erhebliche Fluidverluste in den Porenraum des gering permeablen Granits hin.

Es wird deutlich, dass die Interpretation des in den Experimenten beobachteten Risswachstums bislang auf einer recht begrenzten Zahl von Messwerten und zu großen Teilen auf plausiblen, aber nicht eindeutig belegten Schlussfolgerungen basiert. Diesbezüglich sind noch weitere Optimierungen vorzunehmen. Der entwickelte Versuchsstand, die durchgeführten Versuche (auch die hier nicht enthaltenen Vorversuche, s. Clauser et al. 2015), deren Interpretation und die gewonnenen Erfahrungen stellen aber eine solide Ausgangslage für weitere experimentelle Untersuchungen zur hydraulischen Risserzeugung dar. Diese sind für die Verifizierung eines numerischen Modells unerlässlich.

Basierend auf den dargestellten Arbeiten und den durch die Versuche gewonnenen Erfahrungen werden im Folgenden Empfehlungen für Optimierungen des Versuchs und Empfehlungen zur Planung zukünftiger Experimente gegeben.

6.2.2 Zur Optimierung des Versuchs

Zur weiteren Optimierung des Versuches sind nach aktuellem Stand die folgenden Punkte zu betrachten:

- Viskosität des Injektionsfluides
- Spannungszustand in der Probe
- Rissbezogene Messtechnik

Viskosität des Injektionsfluid

Zur Verringerung des Einflusses von Fluidverlusten ins Gestein und zur „Dämpfung“ des schnellen Risswachstums ist der Einsatz eines höher viskosen Fluides als Glycerin ($\eta \sim 1 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ – $1,4 \text{ Pa}\cdot\text{s}$) zu empfehlen. Dieser Schritt ist auch vor dem Hintergrund der Skalierbarkeit der hydraulischen Risserzeugung als sinnvoll zu erachten (s. Hinweise in 6.2.3). In ähnlichen Laborversuchen zur hydraulischen Risserzeugung vor dem Hintergrund der Kohlenwasserstoffförderung, wurden beispielsweise hochviskose Silikonöle ($\eta \sim 20 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ – $500 \text{ Pa}\cdot\text{s}$) verwendet (s. z.B. Lhomme 2005, Lecampion et al. 2015). Die zur Verfügung stehende Injektionspumpe (s. 3.2.1) kann mit Fluiden, die zähflüssiger sind als Glycerin, aber kaum noch zuverlässig befüllt werden. Daher muss zur Injektion von solchen Flüssigkeiten ein Fluidtrenner ins Injektionssystem eingebunden werden (s. z.B. Lhomme 2005, Bungler et al. 2015). In einem solchen Fluidtrenner kann der hydraulische Druck von einem durch die Pumpe geförderten dünnviskosen Fluid auf das in die Probe zu injizierende viskosere Fluid übertragen werden. Außerdem sind dann für den Injektionsstrang zur Probe hin größere Leitungsquerschnitte vorzusehen, um Reibungsverluste in den Rohrleitungen zu minimieren.

Bisherige Bemühungen hochviskoses Silikonöl mit einem improvisierten Fluidtrenner zu injizieren, waren nicht erfolgreich und sind vor dem Hintergrund der fortgeschrittenen Projektlaufzeit nicht weiter verfolgt worden.

Spannungszustand in der Probe

Aufgrund der Beobachtung, dass die Risse tendenziell immer etwas stärker in eine von Versuch zu Versuch variierende (Vorzugs-)Richtung gewachsen sind, sollten die veränderbaren Einflüsse auf den Spannungszustand in der Probe nochmals betrachtet werden.

Zum einen könnte die Maßhaltigkeit der Proben (s. 3.1.1) bei steigenden Stückkosten noch weiter gesteigert werden. Diesem Schritt sind aber sinnvollerweise zunächst einfachere Maßnahmen vorzuziehen, wie eine Erhöhung der Präzision bei der Einbringung der Injektionsbohrung. Diese Genauigkeit kann vermutlich durch zusätzliche, noch zu entwickelnde Positionierungs- und Haltevorrichtung für die Proben in der Ständerbohrmaschine erhöht werden.

Zusätzlich sollte der Versuchsaufbau dahingehend angepasst werden, dass auch die obere Lastplatte, das darauf liegende Druckkissen und die Kopfplatte durch entsprechende Hilfen immer sicher exakt zentrisch positioniert sind. Alle anderen Bauteile können über Hilfen, wie Passstiftverbindungen mit bereits stehenden Bauteilen, beim Einbau exakt positioniert werden. Die Installation der genannten Bauteile erforderte im aktuellen Versuchsstand immer aufwendige Kontrollen und ist daher als fehleranfällig zu beurteilen.

Rissbezogene Messtechnik

Um die Ausdehnung des hydraulisch getriebenen Risses messtechnisch detaillierter erfassen zu können, sind im Versuch mehr direkt-rissbezogene Messgrößen zu gewinnen. Zum einen sind diesbezüglich die mikroseismischen Messungen zu optimieren (Hinweise s. Clauser et al. 2015). Zum anderen müssen auch die „konventionellen“ Messungen optimiert und erweitert werden.

Das tatsächliche Rissvolumen V_R kann voraussichtlich genauer erfasst werden, wenn die hier „abgeschätzten“ Messgrößen $\Delta V_x/\Delta V_y/\Delta V_z$ hinreichend kalibriert und der Versuchsablauf für diese Messungen geringfügig modifiziert wird. Um die risswachstumsbezogenen Änderung des Regelvolumens besser aus den Verläufen des Regelvolumens separieren zu können, sollte die Lastaufbringung auf die Probe in zeitlich größerem Abstand vor dem eigentlichen Rissexperiment und langsamer vorgenommen werden. Dadurch wird der Grundregelbedarf zur Konstantregelung der Belastungsdrücke während der Risserzeugung minimiert. Außerdem sollten durch mehrfache Vorbelastungen und Rückverformungen die Druckkissen aufgeweicht werden, um Veränderungen ihres Verhaltens bei wiederholter Nutzung und veränderten Belastungsdrücken vorwegzunehmen. Darüber hinaus sollten die Kissen immer um ein möglichst gleiches Maß zurückverformt werden.

Zur Kalibrierung der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung (ΔV_x , ΔV_y , ΔV_z) sind Vorversuche und numerische Betrachtungen erforderlich. Zunächst kann an Dummie-Proben

getestet werden, wie groß die risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung $\Delta V_{(x/y/z)}$ normal zur vorgegebenen Rissebene für den Fall ist, dass das gesamte injizierte Fluid zur Öffnung des Risses beiträgt. Dazu sind die „Rissebenen“ in den Dummie-Proben durch zwei mittig angeordnete Stahlbleche (praktisch impermeabel) vorzugeben. Die Proben werden dann im Versuchsstand belastet und es wird Fluid zwischen die Bleche injiziert und beobachtet wie sich die abgeleitete risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung und das injizierte Fluidvolumen zueinander verhalten. Auf diesem Test basierend können auch mögliche, bislang nicht beachtete Einflüsse (z.B. Seitenreibung, Injektionsrate, Druckkissenverhalten) auf die Messgröße untersucht werden. Zudem ist der Einfluss der Fluidmigration ins Probengestein auf die Größe von ΔV_x , ΔV_y bzw. ΔV_z zu untersuchen. Hier können numerische Modelle herangezogen werden, die in der Lage sind, die Aufsättigung der Proben von der Rissebene aus und die infolgedessen auftretenden Probendehnungen korrekt abzubilden. Für die durchgeführten Versuche wurde eine solche Untersuchung mit der Simulation der Dichtheitstest begonnen (s. Anhang B3), konnte aber nicht mehr erfolgreich vorangebracht werden. Hauptgrund dafür war, dass die geringe Permeabilität des Granits zu numerischen Instabilitäten, sehr kleinen erforderlichen Elementgrößen und einhergehend sehr großem Rechen- und Modellierungsaufwand geführt hat.

Darüber hinaus sollte die Entwicklung eines Packers vorangetrieben werden, der die Messung der Rissweite am Bohrloch ermöglicht. Ein solcher Mess-Packer wird z.B. durch Lhomme (2005) verwendet. Nach der Kenntnis des Verfassers dieser Arbeit sind derartige Messgeräte für Laborversuche nicht als Standardprodukte erhältlich. Um den Zeitaufwand bei der Entwicklung eines solchen Packers zu verringern, wird die Entwicklung eines solchen Gerätes in Kooperation mit einem Hersteller von Verschiebungsmessgeräten für den Hochdruckbereich empfohlen.

Die in dieser Arbeit nicht weiter behandelten Verschiebungsmessungen an den Lastplatten konnten aufgrund installationsbedingter Messfehler keine verwertbaren Ergebnisse liefern. Wenn es gelänge, durch eine Anpassung der Wegaufnehmer-Installation die Verschiebung der Lastplatten zuverlässig zu messen, könnten die Messwerte zur Interpretation der Probenverformung durch die Be- und Entlastung herangezogen werden, würden aber voraussichtlich keine risswachstumsrelevanten Erkenntnisse liefern. Unter Ansatz der in den dargestellten Versuchen beobachteten Maximalwerte von $\Delta V_z = 0,2 \text{ cm}^3\text{--}0,3 \text{ cm}^3$ ergibt sich eine mittlere vertikale Verschiebung der Lastplatten A und F von $1,1 \text{ }\mu\text{m}\text{--}1,7 \text{ }\mu\text{m}$. Die Genauigkeit der verwendeten Wegaufnehmer reicht für so geringe (Maximal-)Verschiebungen nicht aus.

Dokumentation des hydraulisch erzeugten Risses

Das Aufspalten der Proben in der Rissebene sollte umgangen bzw. auf Teilstücke der Probe reduziert werden. Wie der hier mehrfach erwähnte einzelne Bohrkern (s. Bild 5.7) zeigt, kann die direkte visuelle Betrachtung der Rissspur in der Ebene normal zur Rissebene wichtige Informationen über den ausgebreiteten Riss liefern. Ob eine angedachte Oberflächenanalyse der, wie in 4.1.5 beschrieben, aufgespaltenen gefärbten Bereiche zusätzliche Informationen über den Rissprozess liefern kann ist zu bezweifeln. Stattdessen sollten die Proben im Anschluss an

zukünftige Versuche in Teile bzw. Scheiben geschnitten und die Rissspuren an deren Seiten dokumentiert werden. Dabei kann gegebenenfalls auch die Migration des Injektionsfluids in den Porenraum des getesteten Gesteins „eingesehen“ werden. Schnitte entsprechender Güte sind an Proben der Größe nach Kenntnis der Verfassers dieser Arbeit an der RWTH Aachen University derzeit nicht möglich, können aber wahrscheinlich von regionalen Steinmetzen übernommen werden.

6.2.3 Zur Planung zukünftiger Experimente

Basierend auf der Erfahrung aus den vorgestellten Versuchen ist bei der Planung zukünftiger Versuchsreihen insbesondere auf

- die Frage der Skalierung der Experimente und das zeitlich variante Verhalten des hydraulischen Risswachstums,
- die Festlegung des Belastungsspannungszustandes,
- die Materialwahl und einhergehende logistische Gesichtspunkte und
- die Planung von Vorversuchen zur Entwicklung der Versuchseinstellungen

zu achten.

Skalierung und Fortschrittsregime

Die Frage nach der Skalierbarkeit der hydraulischen Rissausbreitung wurde im Rahmen dieser Arbeit angesichts der großen technischen Herausforderungen der Versuchs(-stand-)entwicklung ausgeklammert.

Die beschriebenen Versuche zeigen, dass das hydraulische Risswachstum im Labormaßstab durch spezifische Einflüsse geprägt wird. Hier sind vor allem der Dekompressionseinfluss, das bohrlochnahe Spannungsfeld und die naturgemäß vorhandenen Randeinflüsse in der begrenzten Probe zu nennen. Diese versuchstypischen Einflüsse werden in üblichen Modellen zur hydraulischen getriebenen Rissausbreitung nicht berücksichtigt, weil sie das Problem auf der Feldskala zeitlich und räumlich nur sehr begrenzt bestimmen.

In der Feldanwendung breiten sich hydraulisch erzeugte Risse innerhalb von sehr kurzer Zeit so weit im Untergrund aus, dass die genannten laborspezifischen Einflüsse den Prozess sehr schnell nicht mehr beeinflussen. So werden bei der Modellierung üblicherweise „große Risse“ vorausgesetzt, bei denen die Einflüsse des frühen Risswachstums und der Rissentstehung (Bohrloch, komprimiertes Fluid, Fluid lag) von vornherein vernachlässigt werden können (vgl. Kapitel 2).

Durch Dimensionsanalysen und asymptotische Betrachtungen der Modellgleichungen solch „großer Risse“ wurde gezeigt, dass (theoretische) Extreme existieren, in denen die Energiebilanz des Problems allein durch die viskose Fluidströmung („viscosity dominated propagation regime“) oder aber durch die Rissflächenbildung („toughness dominated propagation regime“) dominiert

wird. Das Extrem des rein viskositätsbestimmten Rissfortschritts entspricht dem Fall vernachlässigbar kleiner Rissausbreitungswiderstände („zero toughness case“). Das Extrem des risszähigkeits-bestimmten Rissfortschritts tritt bei einem vernachlässigbar gering viskosen Fluid auf („inviscid case“, vgl. Modell des Kreisschlitz mit konst. Innendruck, Abschnitte 2.4 und 6.1.3). Tatsächlich variiert der Einfluss beider Teilprozesse auf den Gesamtprozess in Abhängigkeit der Gesteinseigenschaften (E-Modul, Risszähigkeit, Permeabilität), der Fluidviskosität und der Injektionsrate mit der Zeit. Der Wachstumsprozess „großer Risse“ ist zunächst stärker durch die Fluidströmung und erst (sehr) spät bzw. bei üblichen Injektionsdauern unter Bedingungen der Kohlenwasserstoffförderung fast nie maßgeblich durch die Rissflächenbildung dominiert (Savitski & Detournay 2002). Bei permeablem Gesteinen konkurrieren zusätzlich zwei Prozesse um die Dominanz der Volumen-/Massenbilanz: der Verlust von Fluid in den Porenraum („leak-off dominated“) und der Fluidverbleib und –fortschritt im Riss („storage dominated“). Ein aktueller Überblick über die beständig erweiterten theoretischen Betrachtungen dieses komplexen Themengebietes ist in Detournay (2016) gegeben.

Verschiedene Autoren (z.B. de Pater et al. 1994, Adachi et al 2007) stellen heraus, dass das Risswachstum in Natursteinproben im Labor im Gegensatz zur Feldanwendung energetisch maßgebend von der Rissflächenbildung bzw. der Risszähigkeit dominiert ist. Um den Einfluss der viskosen Fluidströmung auf den Gesamtprozess zu erhöhen, muss in Laborversuchen sehr hoch viskoses Fluid injiziert werden. Gleichzeitig sollte die Materialfestigkeit/Risszähigkeit durch eine möglichst hohe Normalspannung auf die Rissebene „überdrückt“ sein (s. Skalierungsansätze von de Pater et al. (1994) und Bunger et al. 2005a).

Wie Garagash (2006) und Bunger & Detournay (2007) bei der theoretischen Betrachtung des „frühen Risswachstums“ (unter Vernachlässigung der Bohrlocheffekte) zeigen, wird auch das Auftreten eines anfänglichen Fluidlags in impermeablem Gestein wesentlich durch eine Erhöhung der Normalspannung auf die Rissebene verkürzt.

Zuletzt sei zu diesem Themenfeld noch erwähnt, dass Lecampion et al. (2015) unter Vernachlässigung eines Fluidlags (Rechtfertigung durch Annahme großer Normalspannungen auf die Rissebene) den Einfluss der im Injektionsstrang/Bohrloch gespeicherten Kompressionsenergie auf das Risswachstum betrachtet haben. Sie erweitern ihr numerisches Modell im Vergleich zu „klassischen“ Modellen (s. Abschnitt 2.4) insofern, dass sie den Injektionsstrang und das kompressible Fluid als eine Art Druckspeicher am Rissmund berücksichtigen und die Flussrate nicht am Rissmund vorgeben, sondern am Eintritt in den Injektionsstrang. Der von Lecampion et al. (2015) vorgestellte Abgleich ihres Modells an Versuchsreihen aus verschiedenen Forschungsprojekten zeigt auf, dass die Modellerweiterungen sehr gut geeignet sind den tatsächlichen Rissentstehungsprozess und das anschließende (anfänglich von der Dekompression beeinflusste) Risswachstum gemeinsam abzubilden.

Für weitere Untersuchungen und Versuchsreihen wird empfohlen, das hier nur knapp angerissene Thema der Skalierung und der Fortschrittsregime der hydraulischen Risserzeugung auf seine Bedeutung für den geothermalen Forschungshintergrund zu prüfen und gegebenenfalls anzuwenden. Insbesondere zeigt die Literatur zum Skalenverhalten und zur Skalierbarkeit des

hydraulischen Risswachstums auf: Die nachträgliche Klärung der Frage, wie Beobachtungen an („beliebig“ eingestellten) Versuchen auf die Feldskala übertragen werden können, ist nicht als zielführend anzusehen. Die eingestellten Versuchsparameter sind unter Umständen so gewählt, dass im Laborversuch Einflüsse dominieren, die für das Feldproblem unbedeutend sind.

Festlegung des Belastungszustandes

Als wesentliche Randbedingung in den Versuchen zur hydraulischen Risserzeugung ist der Belastungszustand vorzugeben (σ_x , σ_y , σ_z). Die Wahl der eingestellten Belastungszustände in den vorgestellten Versuchen ist aus Vorversuchen tradiert worden. Bei diesen bestand noch das Problem, bohrlochtransversale Risse nicht kontrolliert erzeugen zu können. Die deshalb eingestellte Belastung ($\sigma_x / \sigma_y / \sigma_z = 15 / 15 / 5$ MPa) mit sehr geringer Normalspannung auf die vorgesehene Rissebene stellt keine realistische in-situ Ausgangsspannungssituation dar. Für zukünftige Experimente sollte die Belastung entsprechend der zu untersuchenden Fragestellung festgelegt werden. Dabei sind die Limitierungen durch die Widerlagerkonstruktion zu berücksichtigen (s. 3.3.2). Zur Erzeugung von bohrlochtransversalen, radial wachsenden Risse muss im Versuchsstand die Vertikalspannung σ_z kleiner eingestellt werden, als die Horizontalspannungen. Durch deren Limitierung auf 15 MPa ist die Höhe der Belastungsspannung σ_z auf unter 15 MPa begrenzt.

Materialwahl und logistische Gesichtspunkte

Das Probenmaterial sollte bereits im Vorlauf zu den Laborversuchen zur hydraulischen Risserzeugung ausführlich felsmechanisch untersucht und charakterisiert werden. Dazu sind die elastischen Kenngrößen (E , ν), die Zugfestigkeit (σ_T), die Risszähigkeit (K_{Ic}), die Permeabilität (K) und die Porosität (ϕ) richtungsbezogen zu bestimmen. Darüber hinaus sollte geprüft werden, inwieweit die mikroseismische Messtechnik auf das Material angepasst werden muss oder kann. Hierzu sollten Bruchversuche, z.B. der Versuch zur Bestimmung der Risszähigkeit des Gesteins, durch die akustische Messtechnik begleitet werden.

Vorweg muss abgesichert sein, dass vom zu untersuchenden Material ausreichend viele große Quaderproben für das vorgesehene Versuchsprogramm verfügbar sind. Die Proben müssen mit möglichst gleichbleibenden Eigenschaften abgebaut und hergestellt werden können. Dabei ist nach Möglichkeit auch bei augenscheinlich homogenem und isotropem Gestein darauf zu achten, dass die Proben immer richtungstreu gewonnen und getestet werden.

Um einen möglichst definierten Belastungsspannungszustand erreichen zu können sind die Proben möglichst präzise zu bearbeiten. (hier: Maß-, Winkel- und Ebenheitstoleranz von $\pm 0,05$ mm, s. 3.1).

Vorversuche zur Entwicklung der Versuchseinstellung

Vor der Durchführung weiterer Versuchsserien sollten zunächst die in den vorigen Abschnitten thematisierten Aspekte betrachtet werden bzw. entsprechende Anpassungen am Versuch vorgenommen werden. Auch dann sind in Zukunft noch Vorversuche erforderlich, um eine kontrollierte Ausbreitung der hydraulischen getriebenen Risse zu erreichen. Die folgenden Empfehlungen können helfen, die Anzahl erforderlicher Vorversuche zu reduzieren.

Bei Kenntnis der Kennwerte des Probenmaterials, kann über Modelle (s. z.B. Abschnitte 2.3 und 2.4) für den gewählten Belastungszustand abgeschätzt werden, wie groß der zu erwartende Höchstdruck und das Rissvolumen bei maximaler Rissausdehnung im Probekörper sein kann. In Abhängigkeit von den in Zukunft zur Verfügung stehenden (ggf. auch numerischen) Modellen, können dabei schon Fluidverluste berücksichtigt werden oder es muss weiterhin vereinfachend ein impermeables Gestein angenommen werden. In einem Dichtigkeitstest kann geprüft werden, wie groß die Fluidverluste bei der Drucksteigerung im Vergleich zu den hier vorgestellten Versuchen sind und das minimale Pumpenzylindervolumen beim Injektionsstart (V_{P0}) eines ersten Risserzeugungsexperiments festgelegt werden. Im ersten Risserzeugungsversuch kann der tatsächliche Minimalwert der Systemkompressibilität und der Wert des Spitzendrucks bestimmt werden. Der Injektionsstrang sollte in diesem Experiment kurz nach Erreichen des Maximaldrucks geöffnet werden, um das Risswachstum sehr schnell zu stoppen und dann betrachten zu können, wie weit der Riss bis zum Spitzendruck bzw. bis kurz darüber hinaus schon gewachsen ist. Dazu muss vorab sichergestellt sein, dass eine Markierung der Rissfläche durch das gefärbte Injektionsfluid bei der eingesetzten Kombination Fluid-Gesteinsmaterial funktioniert (Vorversuche an kleinen Proben aus demselben Material). In weiteren Versuchen kann dann das Injektionsvolumen ΔV_P , das über den Spitzendruck hinaus injiziert wird, schrittweise erhöht werden. Wenn ein „Drucktal“ auftritt, sollte die Injektionsrate mindestens auf den Betrag der maximalen beobachteten Risseintrittsvolumenrate Q_e erhöht werden. Dann sollte das Injektionsvolumen in weiteren Experimenten gesteigert werden, bis der Riss die Probenränder erreicht. Dann kann die Injektionsrate entsprechend der gewünschten Versuchsdauer und der zu erwartenden Fluidverluste angepasst werden.

Im Idealfall stünde für die Planung weiterer Versuche ein numerisches Modell zur Verfügung, das die Besonderheiten von Laborversuchen (Dekompression, Bohrlocheinfluss, Probenränder) berücksichtigt und so Anhaltswerte für deren Durchführung geben könnte (vgl. Modell von Lecampion et al. 2015).

Wird das Gesteinsmaterial (Tittlinger Feinkorn Granit) beibehalten und weiterhin mit dem Glycerin-Tusche-Gemisch injiziert, um bohrlochtransversale Risse zu erzeugen, sollte untersucht werden, wie sich die Erhöhung der Injektionsrate Q_P auf das Risswachstum auswirkt. Der Einfluss von Fluidverlusten dürfte dadurch verringert und die Rissausbreitung (überproportional) beschleunigt werden. Als Anhaltswert für Q_P könnte die Injektionsrate Q_e kurz vor dem Ausbleiben weiterer AE bei den Versuchen mit Drucktal oder der Spitzenwert von Q_e in den Versuchen ohne Drucktal, also $Q_P \sim 0,15 \text{ cm}^3/\text{min}$ angesetzt werden. Um sicherzustellen, dass der Riss nicht die Probenränder erreicht ist das zu injizierende Fluidvolumen bzw. die Injektionsdauer

kleiner als bisher zu wählen, da zu erwarten ist, dass sich der Einfluss von Fluidverlusten verringern wird. Hier wird vorgeschlagen das nach p_b noch zu injizierende Volumen auf $\Delta V_p = 1,5 \text{ cm}^3$ zu begrenzen.

7 Zusammenfassung

Die hydraulische Erzeugung von Rissen wird verfahrenstechnisch zur Erschließung oder Gewinnung von Energie (Erdwärme) bzw. von Energieträgern (Erdöl, -gas) aus dem tiefen Untergrund eingesetzt. Dabei wird ein Fluid unter hohem Druck in einen Bohrlochabschnitt eingepresst, um Risse im umliegenden Gestein zu erzeugen und diese durch die fortgesetzte Injektion auszubreiten. In der tiefen Geothermie, sollen durch die künstlich erzeugten und geweiteten Risse Fließwege zwischen zwei oder mehr Bohrungen im von Natur aus nur gering durchlässigen, heißen Gestein geschaffen werden. Die erzeugten Risse stellen dann im tiefegeothermalen Kraftwerk unterirdische Wärmetauschflächen dar. Die Anlage eines solchen Technisch-angelegten geothermalen Systems ist im Rahmen der bisherigen Pilotprojekte noch nicht in einem wirtschaftlich erfolgreichen Maßstab gelungen. Das ist unter anderem auf Unklarheiten in Bezug auf die maßgebenden Rissausbreitungsmechanismen und die ablaufenden Prozesse begründet. Die vorliegende Arbeit soll helfen, diese Unklarheiten mithilfe von Grundlagenversuchen zur kontrollierten Risserzeugung im Labor zu vermindern.

Im Kapitel 2 sind die essentiellen Grundlagen der hydraulischen Risserzeugung und der Rissmechanik in Hinblick auf die hydraulische Risserzeugung dargestellt. Die unterirdische Ausbreitung hydraulischer Risse bringt es naturgemäß mit sich, dass die stattfindenden Prozesse und die Ausdehnung der Risse kaum erfasst werden können. Entsprechend kommt Modellvorstellungen bei der Planung der hydraulischen Risserzeugung und der nachträglichen Analyse der Verfahrensanwendung eine besondere Bedeutung zu. Sie basieren auf der Kopplung der beschreibenden Gleichungen zu den Prozessen der nichtlokalen Rissweiteung, der nichtlinearen Fluidströmung im Riss, des Rissfortschritts und der Fluidverluste ins Gestein. Um dieses komplexe, gekoppelte Problem lösen zu können, müssen verschiedene Annahmen getroffen werden. In Abschnitt 2.4 sind am Beispiel des in selbst-ähnlicher Grundform wachsenden, kreisrunden Risses die gebräuchlichen Modellannahmen und -gleichungen dargestellt. Eine geschlossene analytische Lösung existiert nur für stark vereinfachte Sonderfälle.

Im Kapitel 3 ist der im Rahmen der Arbeiten entwickelte Versuchsstand beschrieben. Dieser ermöglicht es, dass die hydraulische Risserzeugung in typischen, geringpermeablen Gesteinen der petrothermalen Zielhorizonte im Labormaßstab in echt drei-axialen Druckspannungszuständen untersucht werden kann. Zur Abbildung der dreiaxialen Druckzustände werden die Probenquader mit sechs Druckkissen in einem mehrteiligen Widerlagerrahmen eingespannt. Die Injektion des Fluides erfolgt mit konstanter Pumprate über eine Spritzenpumpe. Der genaue Ablauf und die Schritte der Auswertung und Dokumentation der Versuche sind in Kapitel 4 erläutert. Eine Besonderheit der Versuchsdurchführung besteht darin, dass hier zwei risserzeugende Injektionszyklen „gefahren“ wurden, um eine möglichst langsame Rissausbreitung einstellen zu können. Im ersten, sogenannten Anrisszyklus wurde das Gestein im Umfeld der Bohrung bzw. des Injektionsintervalls geschwächt. Dazu wurde der Injektionsstrang bei Erreichen des Spitzendrucks schlagartig entlastet. Im zweiten Injektionszyklus wurde dann mit verringerter Injektionsrate

erneut in die „geschwächte“ Probe injiziert, um den Anriss langsam zu einem größeren Riss auszubreiten.

In Kapitel 5 sind die durchgeführten Versuchsreihen beschrieben. Vor dem tiefergeothermalen Hintergrund wurden in fünf der insgesamt sechs Versuchsreihen Risse erzeugt, die sich in der horizontalen Ebene, normal zum vertikalen Bohrloch ausbreiten. In allen Versuchen wurden maschinell bearbeitete Probenquader aus Tittlinger Feinkorn Granit verwendet. Zur Risserschaffung wurde immer eine Glycerin-Tusche-Mischung injiziert. Durch mikroseismische Messungen, Druckmessgeber und über die Regelanlage des Belastungsapparats wurde das Risswachstum überwacht. Die vorgestellten Versuche mit bohrlochtransversalen Rissen zeigen bezüglich der Spitzen- und Rissinitiierungsdrücke, des Druckniveaus im Pumpenstopp, des anschließenden Druckabfalls und der Größe der gefärbten Rissbereiche konsistente Ergebnisse. In der Form und Ausbreitung der gefärbten Rissbereiche liegen zwischen den Versuchen stets geringe bis zuweilen ausgeprägte Unterschiede vor. Die Ursache für diese geometrischen Unterschiede konnte nicht abschließend identifiziert werden, da auch die natürliche Inhomogenität des Materials auf der Betrachtungsskala des Korngefüges diese Effekte begründen kann. Die einzelnen Versuchsreihen sind in Kapitel 5 gegen Ende der jeweiligen Abschnitte jeweils im Vergleich mit der ersten Versuchsserie diskutiert.

In Kapitel 6 wird eine ganzheitliche Betrachtung der durchgeführten Versuche angestellt. Das hydraulisch getriebene Risswachstum beginnt mit der Rissinitiierung am vorgeprägten Risskeim. Bei Erreichen des Spitzendruckwertes entspricht die Pumprate in das Injektionsintervall dem Fluideintritt aus dem Injektionsintervall in die Probe bzw. den Riss. Das anschließende Risswachstum konnte in allen Versuchsreihen in drei Phasen eingeteilt werden. In Phase I, nach Überschreiten des Spitzendrucks, beschleunigt das Risswachstum zwischenzeitlich stark. Hier sind die Veränderungen in der Anzahl an akustischen Emissionen, im Druck und den abgeleiteten Größen sowie im Wert der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung am größten. In der zweiten Hälfte der Phase I lassen die Messwertänderungsraten dann deutlich nach und in Phase II werden nur schwache oder sogar keine Änderungen mehr registriert. Hier besteht zwischen den einzelnen Serien der größte Unterschied. Bei einigen Versuchen tritt in der Übergangsphase (Phase II) ein zwischenzeitiger Rissstopp auf, bei anderen nicht. Dieser Rissstopp zeichnet sich in den Druckkurven durch das Vorhandensein eines lokalen Druckminimums im Bereich zwischen Spitzendruck und späteren langsamem Druckabfall ab. Auffällig ist, dass die Proben der Versuche ohne Drucktal einer anderen Liefercharge zugehörten, als diejenigen in denen ein Drucktal beobachtet wurde. Als Ursache für das Ausbleiben bzw. Auftreten des zwischenzeitigen Rissstopps werden daher nicht erfasste Materialunterschiede vermutet. In der dritten Phase der Rissausbreitung wächst der Riss deutlich langsamer. Der Druck fällt nur noch flach ab, es treten weniger AE je Zeiteinheit auf und die Änderung des Regelvolumens zum Belastungsdruck normal auf die Rissebene nimmt langsamer zu. Da der letztgenannte Messwert stets deutlich unterhalb des Wertes des injizierten Volumens liegt, kann gefolgert werden, dass in den Versuchen erhebliche Teile des injizierten Fluides ins Gestein migriert sind ohne Rissvolumen zu generieren. Die gemachten Beobachtungen sind in der in Abschnitt 6.1.2 aufgestellten Modellvorstellung vom Risswachstum in den Experimenten zusammengefasst. Durch den exemplarischen Abgleich der

Versuche mit dem vereinfachenden Modell des kreisrunden Risses mit konstantem Innendruck (s. Abschnitt 6.1.3), kann die Vermutung bestätigt werden, dass bei der sehr geringen Injektionsrate relevante Fluidanteile in das grundsätzlich gering permeable Gestein migriert sind.

Der dargestellte Versuchsstand und die beschriebenen Versuche stellen den Einstieg in ein neues Forschungsfeld am Lehrstuhl für Geotechnik im Bauwesen dar. Die bisherigen Entwicklungen sind in dieser Arbeit in wesentlichen Zügen zusammengefasst. Naturgemäß ergaben sich während der Ausarbeitung verschiedene Punkte, die Optimierungspotential bergen. Auf entsprechende Punkte wird in der zweiten Hälfte von Kapitel 6 systematisch eingegangen. Insbesondere zeigten die Laborversuche, dass sie von Einflüssen geprägt sind, die durch den Labormaßstab bedingt sind bzw. im Labormaßstab im Gegensatz zur Feldskala sehr bedeutend sind. Hier bietet das Themenfeld der Skalierbarkeit der hydraulischen Rissausbreitung vielversprechende Methoden, die im Rahmen dieser Arbeit aber nicht mehr tiefergehend behandelt werden konnten.

Durch die vorgestellten Arbeiten ist die Möglichkeit geschaffen worden, an der RWTH Aachen University den Prozess der hydraulischen Risserzeugung und -ausbreitung experimentell untersuchen zu können. In ersten Versuchsserien wurden wesentliche Erkenntnisse zur hydraulischen Risserzeugung im Labormaßstab gewonnen. Basierend auf dieser grundlegenden experimentellen und versuchstechnischen Arbeit können nun (unter Berücksichtigung der gegebenen Empfehlungen) weitergehende Untersuchungen angestellt werden.

Literaturverzeichnis

- Amadei, B., Stephansson, O., 1997. *Rock stress and its measurement*, Springer, Dordrecht.
- ABAQUS, 2012. *ABAQUS Documentation Collection*, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA.
- Adachi, J., Siebrits, E., Perice, A., Desroches, J., 2007. Computer simulation of hydraulic fractures, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, doi: 10.1016/j.ijrmms.2006.11.006.
- Atkinson, B. K., 1987, *Fracture mechanics of rock*, Academic Press, London.
- Axmann, Y. D., 2012. *Konzepte zur Auswertung von Druck-Zeit-Kurven aus Hydraulic-Fracturing Laborexperimenten*, (unveröffentl.) Diplomarbeit, Geotechnik im Bauwesen, RWTH Aachen University, Aachen.
- Barenblatt, G. I., 1962. The Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture, *Advances in Applied Mechanics*, doi: 10.1016/S0065-2156(08)70121-2.
- Bunger, A.P., Jeffrey, R.G., Detournay, E., 2005. Application of scaling laws to laboratory-scale hydraulic fractures, In: American Rock Mechanics Association, *Alaska Rocks 2005, The 40th U.S. Symposium on Rock Mechanics (USRMS)*, Anchorage, Alaska.
- Bunger, A.P., Detournay, E., Jeffrey, R.G., 2005. Crack tip behavior in near-surface fluid-driven fracture experiments, *Comptes Rendus Mecanique*, doi: 10.1016/j.crme.2005.01.004.
- Bunger, A.P., Jeffrey, R.G., Kear, J., Prioul, R., Chuprakov, D., 2015. Laboratory investigation of hydraulic fracture growth through weak discontinuities with active ultrasound monitoring, *13th International Congress of Rock Mechanics – Innovations in Applied and Theoretical Rock Mechanics*, ISRM, Montreal, Canada, ISBN 978-1-926872-25-4.
- Bunger, A.P., Detournay, E., 2007. Early-time solution for a radial hydraulic fracture, *Journal of engineering mechanics*, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9399(2007)133:5(534).
- CAELO, 2013. *Sicherheitsdatenblatt gemäß Verordnung (EG) 1907/2006 (REACH) Glycerol*, Caesar & Loretz GmbH, <http://www.caelo.de/getfile.html?type=sdb&num=7245>, Aufruf: 11.06.2014.

- Clauser, C., Willbrand, K., Ziegler, M., Feinendegen, M., Siebert, P., Fries, T.-P., Weber, N., 2015. *Entwicklung eines Werkzeugs zur Auslegung von HDR-Risssystemen*, (unveröffentl.) Endbericht zum BMWi-Projekt 0325167, Institute for Applied Geophysics and Geothermal Energy, RWTH Aachen University, Aachen.
- Clauser, C., Elsner, P. (Hrsg.), 2015. *Geothermische Kraftwerke, Technologiesteckbrief zur Analyse „Flexibilitätskonzepte für die Stromversorgung 2050“*, http://www.acatech.de/fileadmin/user_upload/Baumstruktur_nach_Website/Acatech/root/de/Publikationen/Materialien/ESYS_Technologiesteckbrief_Geothermische_Kraftwerke.pdf, acatech – Deutsche Akademie der Technikwissenschaften e.V., München, Aufruf: 01.06.2016.
- Daniel, H., 1997. *Physik 1: Mechanik – Wellen – Wärme*, de Gruyter, Berlin.
- Dash, Z.V., Murphy, H.D., Aamodet, R.L., Aguilar, R.G., Brown, B.W., Counce, D.A., Fisher, H.N., Grigsby, C.O., Keppler, H., Laughlin, A.W., Potter, R.M., Tester, J.W., Trujillo, P.E., Zyvoloski, G., 1983. Hot dry rock geothermal reservoir testing: 1978 to 1980, *J. Volcanol. Geotherm. Res.*, 15, pp. 59–99.
- De Pater, C.J., Cleary, M.P., Quinn, T.S., Barr, D.T., Johnson, D.E., Weijers, L., 1994. Experimental verification of dimensional analysis for hydraulic fracturing, *SPE Production & Operations*, doi: 10.2118/24994-PA.
- Detournay, E., 2016. Mechanics of hydraulic fractures, *Annual Review of Fluid Mechanics*, doi: 10.1146/annurev-fluid-010814-014736.
- Düber, S., 2014. *Entwicklung einer modularen, LabVIEW – basierten Messwerterfassung für Hydrofrac-Versuche in einem bestehenden Versuchsstand*, (unveröffentl.) Bachelorarbeit, Geotechnik im Bauwesen, RWTH Aachen University, Aachen.
- EDDING, 2007. *EG-Sicherheitsdatenblatt edding Boardmarker Nachfülltusche (rot) BT 30, BTK25*, edding Aktiengesellschaft, <http://bilddaten.privatepilot.de/Soennecken/dokumente/Gefahrgut/nachfuelltusche%5Fmarker/edding%5F4%5Fmtk25001%5Fmtk25.pdf>, Aufruf: 22.05.2015.
- Garagash, D., Detournay, E., 1997. An analysis of the influence of the pressurization rate on the borehole breakdown pressure, *Int. J. Solids Structure*, doi: 10.1016/S0020-7683(96)00174-6.
- Garagash, D., 2006. Propagation of a plane-strain hydraulic fracture with a fluid lag: early-time solution, *Int. J. Solids Structure*, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2005.10.009.

- Garagash, D., 2015. *How fracking can be tough (and yet rewarding)*, <https://www.ima.umn.edu/2014-2015/SW5.11-14.15/23442>, Institute for Mathematics and its Applications (IMA) Hot Topics Workshop, Hydraulic Fracturing: From Modeling and Simulation to Reconstruction and Characterization, University of Minnesota, May 13, 2015, Aufruf: 30.11.2015.
- Geertsma, J., Klerk, F. de, 1969. A rapid method of predicting width and extent of hydraulically induced fractures, *SPE Journal of Petroleum Technology*, doi: 10.2118/2458-PA.
- Gischig, V.S., Preisig, G., 2015. Hydro-fracturing versus hydro-shearing: a critical assessment of two distinct reservoir stimulation mechanics, *13th International Congress of Rock Mechanics – Innovations in Applied and Theoretical Rock Mechanics*, ISRM, Montreal, Canada, ISBN 978-1-926872-25-4.
- Griffith, A.A., 1921. The phenomena of rupture and flow in solids, *Phil. Trans. R. Soc. London*, doi: 10.1098/rsta.1921.0006.
- Gross, D., Seelig, T., 2011. *Bruchmechanik – Mit einer Einführung in die Mikromechanik*, 5. Auflage, Springer, Heidelberg, 2011.
- Haimson, B.C., Fairhurst, C., 1969. Hydraulic fracturing in porous-permeable materials, *Journal of Petroleum Technology*, doi: 10.2118/2354-PA.
- Haimson, B., Zhao, Z., 1991. Effect of borehole size and pressurization rate on hydraulic fracturing breakdown pressure, *Proceedings of the 32nd U.S. Symposium on Rock Mechanics (USRMS) - Rock Mechanics as a Multidisciplinary Science*, <https://www.onepetro.org/download/conference-paper/ARMA-91-191?id=conference-paper%2FARMA-91-191>, Aufruf: 23.06.2015.
- Hoagland, R.G., Hahn, G.T., Rosenfield, A.R., 1973. Influence of microstructure on fracture propagation in rock, *Rock Mechanics*, 5(2), 77-106, doi: 10.1007/BF01240160.
- Howard, G. C., Fast, C. R., 1957. Optimum fluid characteristics for fracture extension, In: *Drilling and production practice*, January 1, New York, American Petroleum Institute, Washington.
- Hubbert, M. K., Willis, D. G., 1957. Mechanics of hydraulic fracturing, *Petrol. Transm. AIME*, 210, 153–168.
- Ingraffea, A. R., 1987. Theory of crack initiation and propagation in rock, In: Atkinson, B. K. (ed), *Fracture Mechanics of Rock*, pp. 71–110, Academic Press, London.
- ISRM, 1988. Suggested methods for determining the fracture toughness of rock, *International Journal of Rockmechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 25(3), 71–96.

- Ito, T., Hayashi, K., 1991. Physical background to the breakdown pressure in hydraulic fracturing tectonic stress measurements, *International Journal of Rockmechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, doi: 10.1016/0148-9062(91)90595-D.
- Jaeger, J. C., Cook, N. G., Zimmermann, R. W., 2007. *Fundamentals of rock mechanics*, 4th ed, Blackwell Publishing, Oxford.
- Jung, R., 1986. *Erzeugung eines großflächigen künstlichen Risses im Falkenberger Granit durch hydraulisches Spalten und Untersuchung seiner mechanischen und hydraulischen Eigenschaften*, Dissertation, Institut für Geophysik, Ruhr-Universität Bochum, Bochum.
- Jung, R., 2013. EGS - Goodbye or back to the future, In: Jeffrey, R. (ed), *Effective and Sustainable Hydraulic Fracturing*, InTech, doi: 10.5772/56458.
- Kehle, R.O., 1964. Determination of tectonic stresses through analysis of hydraulic well fracturing, *Journal of Geophysical Research*, doi: 10.1029/JZ069i002p00259.
- Khristianovic, S. A., Zheltov Y.P., 1955. Formation of vertical fractures by means of highly viscous liquid. *Proceedings of the fourth world petroleum congress*, <https://www.onepetro.org/download/conference-paper/WPC-6132?id=conference-paper%2FWPC-6132>, Aufruf: 29.05.2016.
- Knops, M., 2015. *Grundlagen und Experimente zur Ermittlung des kritischen Spannungsintensitätsfaktors K_{IC} von Tiefengesteinen*, (unveröffentl.) Masterarbeit, Geotechnik im Bauwesen, RWTH Aachen University, Aachen.
- Labuz, J., Shah, S., Dowding, C., 1985. Experimental analysis of crack propagation in granite, *International Journal of Rockmechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, doi: 10.1016/0148-9062(85)92330-7.
- Labuz, J., Shah, S., Dowding, C., 1987. The Fracture Process Zone in Granite: Evidence and Effect, *International Journal of Rockmechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, doi: 10.1016/0148-9062(87)90178-1.
- Lecampion, B., Desroches, J., Jeffrey, R.G., Bunger, A.P., Burghardt, J., 2015. Initiation versus breakdown pressure of transverse radial hydraulic fracture: theory and experiments, *13th International Congress of Rock Mechanics – Innovations in Applied and Theoretical Rock Mechanics*, ISRM, Montreal, Canada, ISBN 978-1-926872-25-4.
- Lhomme, T. P. Y., 2008. *Initiation of Hydraulic fractures in natural sandstones*, Doctoral Dissertation, Delft University of Technology, Delft.

- Mc Clure, M. W., Horne, R. N., 2014. An investigation of stimulation mechanisms in enhanced geothermal systems, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, doi:10.1016/j.ijrmms.2014.07.011.
- Medlin, W. L., Masse, L., 1984. Laboratory experiments in fracture propagation, *Society of Petroleum Engineers Journal*, 24(3), 256-268.
- Murphy, H. D., 1985. Hot dry rock phase II reservoir engineering, Technical Report, *Fourth Annual DOE Geothermal Program Review*, September 11-12, 1985, Washington, D.C., USA.
- Papanastasiou, P., 1999. The effective fracture toughness in hydraulic fracturing, *International Journal of Fracture*, doi: 10.1023/A:1018676212444.
- Paul, A., Walter, F., 2004. Empfehlung Nr. 19 des Arbeitskreises 3.3 Versuchstechnik Fels der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik e.V.: Messung der Spannungsänderung im Fels an Felsbauwerken mit Druckkissen, *Bautechnik*, doi: 10.1002/bate.200490151.
- Perkins T.K., Kern L.R., 1961. Widths of hydraulic fractures, *Journal of Petroleum Technology*, doi: 10.2118/89-PA.
- Rheinbay, P., 2013. *Untersuchung und Optimierung der Randbedingungen in Hydrofrac-Vorversuchen*, (unveröffentl.) Diplomarbeit, Geotechnik im Bauwesen, RWTH Aachen University, Aachen.
- Rice, J. R., 1968. Mathematical analysis in the mechanics of fracture, In: Liebowitz, H. (ed), *Fracture, an advanced Treaties Vol. II*, pp.191–311, Academic Press, New York.
- Roegiers, J.C., Mc Lennan, J.D., 1983. Factors influencing the initiation orientation of hydraulically induced fractures, In: *Hydraulic Fracturing Stress Measurements: Proceedings of a Workshop*, December 2-5, 1981, National Academy Press, 1983. Washington D.C.
- Rummel, F., 1987. Fracture mechanics approach to hydraulic fracturing stress measurement, In: Atkinson, B. K. (ed), *Fracture Mechanics of Rock*, pp. 217–240, Academic Press, London.
- Savitski, A.A., Detorunay, E., 2002. Propagation of a penny-shaped fluid-driven fracture in an impermeable rock: asymptotic solutions, *International Journal of Solids and Structures*, doi: 10.1016/S0020-7683(02)00492-4.
- Scheidegger, A.E., 1962. Stresses in the earth's crust as determined from hydraulic fracturing data, *Geologie und Bauwesen*, 27 (2), 45–53.

- Schmitt, D.R., Zoback, M.D., 1993. Infiltration effects in the tensile rupture of thin walled cylinders of glass and granite: Implications for the hydraulic fracturing breakdown equation, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, doi: 10.1016/0148-9062(93)92731-5.
- Schulte, L., 2013. *Untersuchung zur Rissbildung und zum Verhalten des Rissfortschritts in Hydrofrac Laborversuchen*, (unveröffentl.) Masterarbeit, Geotechnik im Bauwesen, RWTH Aachen University, Aachen.
- Schulze, P., 2012. *Theoretische und praktische Voruntersuchungen zu Hydrofrac-Laborexperimenten*, (unveröffentl.) Diplomarbeit, Geotechnik im Bauwesen, RWTH Aachen University, Aachen.
- Segur, J. B., Oberstar, H. E., 1951. Viscosity of glycerol and its aqueous solutions, *Industrial & Engineering Chemistry*, 43(9), pp 2117-2120.
- Shiozawa, S., McClure, M., 2014. EGS designs with horizontal wells, multiple stages, and proppant, In: *39th workshop on geothermal reservoir engineering, Stanford Geothermal Program Workshop Report SGP-TR-202*, pp.744–756, Stanford Geothermal Program, Stanford.
- Sibai, M., Henry, J.P., Gros, J.C., 1997. Hydraulic fracturing stress measurement using a true triaxial apparatus, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, doi: 10.1016/S1365-1609(97)00058-0.
- Sneddon, I. N., 1946. The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, doi: 10.1098/rspa.1946.0077.
- Vallen, H., 2001. Schallemissionsprüfung: Grundlagen – Gerätetechnik- Anwendung, IN: DGfZP (Hrs.), *ZfP in Anwendung, Entwicklung und Forschung*, Berlin, 21.–23. Mai 2001 – Berichtsband, <http://www.ndt.net/article/dgzfp01/papers/v15/v15.htm>, Abruf: 03.02.2016.
- van Dam, D., 1999. *The influence of inelastic rock behaviour on hydraulic fracture geometry*, Doctoral Dissertation, TU Delft, Delft.
- van Dam, D., de Pater, C., Romijn, R., 1998. Analysis of hydraulic fracture closure in laboratory experiments. *SPE/ISRM Rock Mechanics in Petroleum Engineering*, 8-10 July, Trondheim, Norway, pp. 365–374; doi: 10.2118/47380-MS.
- Weijers, L., 1995. *The near-wellbore geometry of hydraulic fractures initiated from horizontal and deviated wells*. Doctoral Dissertation, TU Delft, Delft.
- Yew, C.H., 1997. *Mechanics of hydraulic fracturing*, Gulf Professional Publishing, Houston.

Zoback, M.D., 2007. *Reservoir Geomechanics*, Cambridge, New York.

Zoback, M., Rummel, F., Jung, R., 1977. Laboratory hydraulic fracturing experiments in intact and pre-fractured rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, doi: 0.1016/0148-9062(77)90196-6.

Vorveröffentlichungen

Teilergebnisse aus dieser Arbeit wurden in den im Folgenden aufgelisteten Publikationen und Forschungsberichten vorab veröffentlicht.

Entsprechend § 5 Abs. 4 der Promotionsordnung der Fakultät für Bauingenieurwesen der Rheinisch Westfälischen Technischen Hochschule Aachen in der Fassung vom 19.07.2012 geschah dies im Einvernehmen mit dem Betreuer Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Ziegler und wurde der Fakultät für Bauingenieurwesen mit Schreiben vom 23.11.2015 und 13.07.2016 angezeigt.

Clauser, C., Willbrand, K., Ziegler, M., Feinendegen, M., Siebert, P., Fries, T.-P., Weber, N., 2015. *Entwicklung eines Werkzeugs zur Auslegung von HDR-Risssystemen*, (unveröffentl.) Endbericht zum BMWi-Projekt 0325167, Institute for Applied Geophysics and Geothermal Energy, RWTH Aachen University, Aachen.

Siebert, P., Willbrand, K., Feinendegen, M., Ziegler, M., Clauser, C. (2015): Hydraulic fracturing of large igneous rock samples under triaxial compression. In: *Innovations in applied and theoretical rock mechanics: proceedings of the 13th International Congress of Rock Mechanics*, ISRM Congress 2015, May 10 – 13, 2015, Palais des Congres de Montreal, Canada / General chair F. Hassani, Montreal, 2015, paper 536, S. 1-9, ISBN 978-1-926872-25-4.

Willbrand, K., Siebert, P., Weber, N., Fries, T. P., Feinendegen, M., Ziegler, M., Clauser, C. (2015): Development of a numerical tool for EGS-layout calculations based on 3D XFEM fracture propagation simulations and laboratory experiments on large rock samples, In: *Proceeding-CD of the World Geo-thermal Congress 2015*, article N° 31060.

Siebert, P. (2014): Laborversuche zur hydraulischen Risserzeugung in Tiefengestein. In: 33. *Baugrundtagung: Forum für junge Geotechnik-Ingenieure, Beiträge der Spezialsitzung*, Estrel Convention Center Berlin, 23. – 26.9.2014 / Hrsg.: Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e.V., Essen, DGGT, 2014, S. 159-166, ISBN: 978-3-9813953-7-2.

Clauser, C., Willbrand, K., Siebert, P., Weber, N., Fries, T. P., Feinendegen, M., Ziegler, M. (2014): Entwicklung eines numerischen Werkzeugs zur Rissausbreitung und erster Abgleich mit hydraulischen Spaltversuchen im Labor. In: 74. *Jahrestagung der Deutschen Geophysikalischen Gesellschaft* : 10.-13. März 2014 in Karlsruhe. - Deutsche Geophysikalische Gesellschaft, 2014, S. S4-4.004.

Siebert, P., Weber, N., Willbrand, K., Feinendegen, M., Fries, T. P., Clauser, C., Ziegler, M. (2014): Hydraulic fracturing experiments in large low – permeability rock samples under confining pressure. In: *10th Euroconference on Rock Physics and Rock Mechanics: Aussois*,

France, 12 – 15 May 2014 / organised by Laboratoire Sols, Solides, Structures, Risques, Institut des Sciences de la Terre, Grenoble, Service IRIS, 2014, S. 34.

Willbrand, K., Siebert, P., Weber, N., Clauser, C., Feinendegen, M., Fries, T. P., Ziegler, M. (2013): Laboratory experiments, acoustic emission monitoring and simulation to improve the understanding of EGS fracture formation. In: *EGC 2013 : European Geothermal Congress : Geothermal energy towards a new horizon*, Pisa, 3 - 7 June, 2013 / B. Kepinska, R. Bertani, C. Boissavy, C. Mahieux, T.-E. Mu-saeus, S. Popovska, M. Rosca, B. Sanner, A. Sowizdzal, P. Ungemach (eds).- EGEC, 2013, 5 S. [Poster].

Weber, N., Siebert, P., Willbrand, K., Feinendegen, M., Clauser, C., Fries, T. P. (2013): The XFEM with an explicit-implicit crack description for hydraulic fracture problems. In: *Effective and Sustainable Hydraulic Fracturing: proceedings for the International Conference for Effective and Sustainable Hydraulic Fracturing (HF2013)*, 20-22 May 2013, Brisbane, Australia / A. P. Bunger, J. Mc Lennan, R. Jeffrey (eds.).

Anhang A: Details zur Versuchsentwicklung

A1 –Packerentwicklung

In den Vorversuchen an kleineren Proben im Rahmen von Diplom- und Masterarbeiten, die durch den Verfasser dieser Arbeit betreut wurden, sind verschiedene Packerkonstruktionen getestet worden. Durch Axmann (2012) wurde der in Bild-A 1 a dargestellte Urtyp des verwendeten Doppelpackers erstmals eingesetzt.

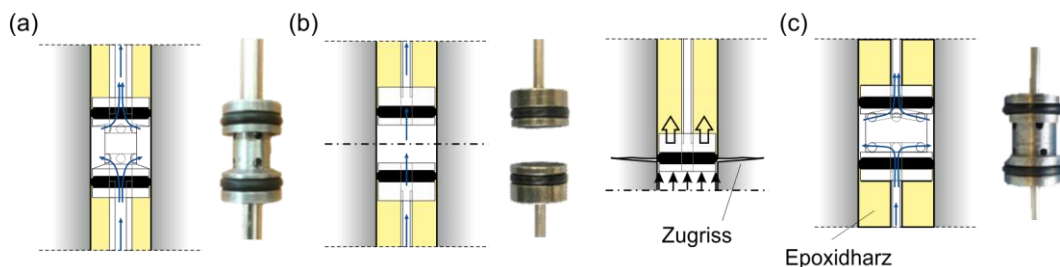


Bild-A 1: (a) eingeklebter Doppelpacker, (b) zweiteiliger Packer und beobachtete Rissentstehung, (c) eingeklebter Doppelpacker und Risskeim (d) Schraub(-doppel-)packer.

Den Kern dieses Packers bildet ein gedrehtes Stahlteil. An beiden Enden des gedrehten Stahlteils sind zwischen zwei umlaufenden Kremen O-Ringe gehalten. Der Packer wurde, schon mit den Anschlussleitungen verbunden, in die Mitte des Bohrlochs geschoben und das Bohrloch ober- und unterhalb des Packers wurde mit Epoxidharz ausgegossen. Durch das erhärtete Harz wurde das Injektionsintervall abgedichtet und der Packer fixiert. Bei der Befüllung des Injektionsstrangs tritt das Fluid am unteren Ende des Packers über drei um 60° versetzte Bohrungen ($\varnothing$ 2,4 mm) in das Injektionsintervall ein, steigt in diesem hoch und tritt dann an am oberen Ende über drei weitere Bohrungen in die obere Anschlussleitung aus. Durch diese Fluidführung kann das Injektionsintervall zuverlässig entlüftet werden.

Rheinbay (2013) untersuchte den in Bild-A 1 b abgebildeten, zweiteiligen Packer der ebenfalls mit Epoxidharz eingeklebt wurde. In den Experimenten zeigte sich, dass dieser Packer die Rissentstehung maßgeblich beeinflusst. Der Fluiddruck wirkt hier auf die volle Packerquerschnittsfläche ein. Da die eingeklebten Einzelpacker nahezu starr mit der Bohrlochwandung verbunden sind, führte das zur Entstehung bohrlochtransversaler Risse in Höhe der O-Ringe (s. Bild-A 1 a, rechts, vgl. Kehle 1964). Bei Doppelpackern mit einer längssteifen Verbindung der beiden Dichtsegmente ist eine so starke bohrlochparallele Beanspruchung des Gesteins nach Roegiers & Mc Lennan (1983) nicht zu erwarten.

Schulte (2013) verwendet in den letzten Vorversuchen an kleinen Proben wieder einen einteiligen Doppelpacker (s. Bild-A 1 c) und bringt standardmäßig einen transversalen Risskeim ein, um die

Entstehung von Rissen in der Ebene normal zur Bohrlochachse zu ermöglichen. Aus praktischen Gründen erhöht er dazu den Bohrlochdurchmesser auf 20 mm.

Parallel zu den Vorversuchen an großen Proben im neuen Versuchsstand wurde der Packer noch weiterentwickelt. Um den Packer nicht mehr verkleben zu müssen und nach dem Versuch ausbauen zu können, wurde der Packerurtyp zum Schraubpacker abgeändert (s. Bild 3.5). Dazu wurden die äußeren Krempen an den Enden des Packerkörpers entfernt, ein Gewinde (M10x1) auf den beidseitigen zylindrischen Überstand geschnitten und die entfernten Krempen durch Stahlringscheiben mit Innengewinde ersetzt. In Funktionstests an einem durchbohrten Stahlblock wurde die Dichtheit des entwickelten Schraubpackers für Drücke bis 50 MPa sichergestellt. Die schlussendlich verwendeten Packer sind in Abschnitt 3.2.3 beschrieben.

A2 – Bemessung der tragenden Widerlagerteile

Bemessung des horizontalen Widerlagers

Die Belastung auf die Probe wird in horizontaler Richtung über die drei gestapelten Rahmen abgetragen bzw. kurzgeschlossen (s. Bild 3.10 b).

Die Bauteilgestaltung und die statische Bemessung wurden an einem Einzelrahmen vorgenommen. Das erforderliche Innenmaß der Rahmen war durch die Dicke der Probe (300 mm), der Lastplatten (2×50 mm), der Druckkissen (≈2×15 mm) und der vorgesehenen Füllplatten (2×55 mm) vorgegeben. Da die Dickenänderung der Druckkissen nach mehrfacher Nutzung vorab nicht bekannt war, wurde zusätzlich ein allseitiger Spielraum von 10 mm vorgesehen. Der verbleibende Freiraum zwischen den Druckkissen und den Lastplatten wurde beim Versuchsaufbau mit Blechen aufgefüttert. Das erforderliche Innenmaß ergab sich so zu 560 mm. Die Bauteilhöhe der Einzelrahmen wurde nach ersten statischen Berechnungen einheitlich zu mindestens 100 mm festgelegt. Um die Kerbspannungen an den inneren Ecken der Rahmen zu reduzieren wurden diese mit einem Radius von 80 mm ausgerundet. Die äußeren Ecken der Rahmen wurden unter einem Winkel von 45° abgeschrägt, um das Bauteilgewicht zu verringern.

Als Bemessungsbeanspruchung wurde das 1,5-fache des maximalen horizontalen Belastungsdrucks zugrunde gelegt und vereinfachend eine gleichmäßige Aufteilung der resultierenden Belastung auf die drei Ringe auf Breite der Probe angenommen (σ_x bzw. $y = 1,5 \times 15 \text{ MPa} \times 450 \text{ mm} / (3 \times 100 \text{ mm}) = 33,75 \text{ MPa}$). Bei der Bemessung wurden zwei Lastfälle betrachtet. Einmal wurde der Ring ein- und einmal zweiachial belastet. Die erforderliche Bauteildicke wurde dann in Rechnungen unter Annahme elastischen Materialverhaltens ($E = 200.000 \text{ MPa}$, $\nu = 0.3$) soweit variiert, dass die berechneten „Mises-Vergleichsspannungen“ nicht größer als die Fließgrenze (S355, $d \approx 100 \text{ mm} \Rightarrow f_y = 295 \text{ MPa}$) waren. Die Belastungs- und Lagerungssituation der abschließenden Bemessungsberechnungen des Einzelringes sind in Bild-A 2 a dargestellt. In Bild-A 2 b sind die berechneten Spannungen und in Bild-A 2 c die berechneten Verformungen dargestellt.

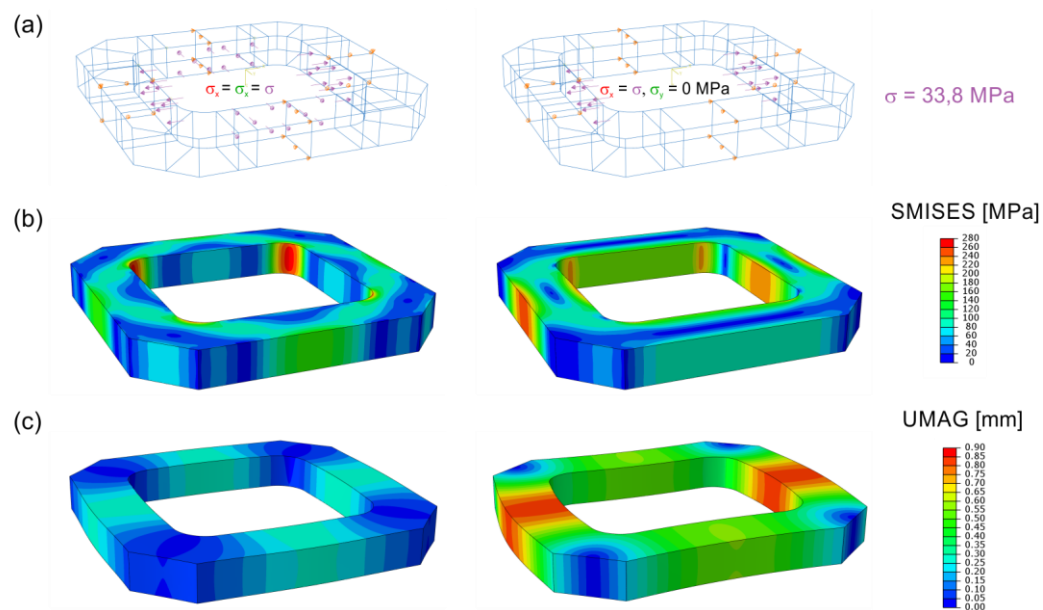


Bild-A 2: (a) Bemessungsfälle des Einzelrahmens, (b) Mises-Vergleichsspannungen (SMISES), (c) totale Verschiebungen (UMAG, 50-fach überhöht).

Bei dem in zwei Richtungen belasteten Ring tritt die größte Spannungsbeanspruchung im inneren Eckbereich auf ($\sigma_{\text{Mises}} = 269,5$ MPa). Die nach außen gerichteten Verschiebungen sind maximal $\approx 0,3$ mm groß. Bei dem in einer Richtung belasteten Ring sind die Verschiebungen in Lastrichtung nach außen gerichtet ($\approx 0,85$ mm), während normal zur Belastungsrichtung eine nach innen gerichtete Verformung ($\approx 0,55$ mm) auftritt.

Bemessung des vertikalen Widerlagers

Aus der Probenhöhe (450 mm), der Dicke der Lastplatten, Druckkissen und Füllplatten an den Seiten A und F (2×50 mm, 2×15 mm, 2×30 mm) und beidseitig der Probe vorgesehenen Spalten von 5 mm Höhe ergab sich ein erforderlicher Abstand zwischen Kopf- und Fußplatte von 650 mm. Damit dieser Abstand zwischen der Kopf- und der Bodenplatte immer eingehalten wird, wurden Abstandshülsen gefertigt. Sie sind aus einem unteren 530 mm langen und einem oberen 120 mm langen Teil zusammengesetzt. Bei Maßänderungen, z.B. aus der Änderung der Druckkissendicke resultierend, kann einfach die kurze Rohrstrecke angepasst werden.

Die Bestandteile des Vier-Säulen-Rahmens wurden zunächst einzeln vorbemessen. Unter Ansatz eines Viertels der resultierenden Bemessungslast ($F = \frac{1}{4} \times 1,5 \times 30 \text{ MPa} \times (0,3 \text{ m})^2 = 1012,5 \text{ kN}$) ergab sich ein zur Einhaltung der Streckgrenze $f_y = 235 \text{ MPa}$ (Annahme: S355) erforderlicher Zugstangendurchmesser von 74 mm. Um die Dehnungen der Stangen zu verringern wurde der Durchmesser zu 100 mm gewählt. Der Durchmesser der vier Löcher in der Bodenplatte wurde dann zu 102 mm und der Lochdurchmesser in der Kopfplatte zu 104 mm gewählt. Der Abstand der Zugstangenachsen parallel zur x- und y-Richtung ist, durch das Außenmaß der horizontalen Widerlagerrahmen bestimmt, zu 1032 mm gewählt worden. Die Seitenlänge der quadratischen Platten wurde zu 980 mm gewählt. Die Maße der Muttern wurden entsprechend der maximalen

Normalkraft der Einzelstangen durch den Lieferanten (ITH Meschede) festgelegt ($\varnothing_{\text{außen}} = 162 \text{ mm}$, $h = 100 \text{ mm}$).

Die Dicke von Kopf- und Bodenplatte wurde mit Hilfe eines FE-Modells unter Ansatz linear elastischen Materialverhaltens ermittelt (s. Bild-A 3). Um die Auflagerung der Platten realistisch abzubilden wurden die Zugstangen und Muttern im Modell mit abgebildet. Zur Reduzierung des Rechenaufwands wurde die Symmetrie in allen drei Richtungen ausgenutzt und nur das in Bild-A 3 a dargestellte Achtel des vertikalen Widerlagers untersucht. Muttern und Zugstangen wurden als monolithisch verbunden modelliert. Die Gewindeverbindung wurde vereinfachend vernachlässigt. Im Kontakt der Muttern mit der Platte wurden tangentiale Relativverschiebungen, unter Annahme einer ausreichend großen Rauigkeit, im Modell nicht zugelassen. Als Einwirkung wurde auf das modellierte Viertel der $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ großen Lasteinleitungsfläche eine Gleichlast von $\sigma_z = 1,5 \times 30 \text{ MPa} = 45 \text{ MPa}$ angesetzt.

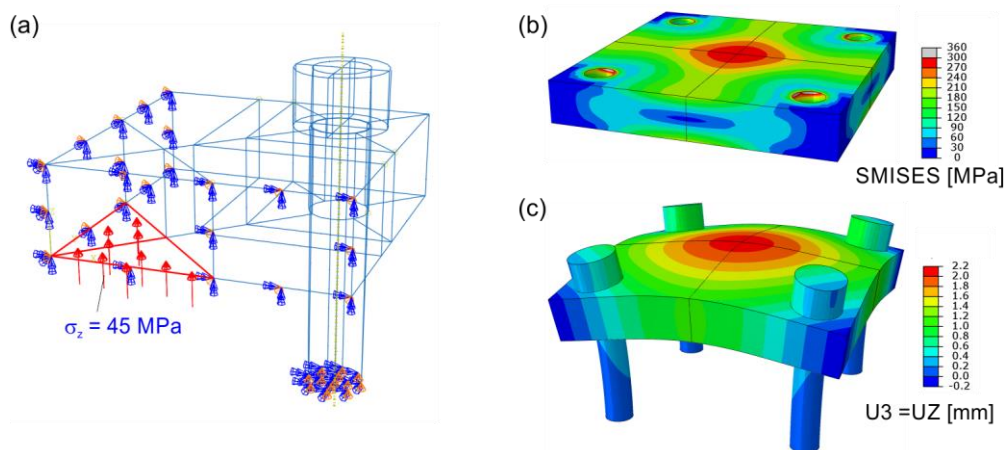


Bild-A 3: (a) Modell, Lagerung und Belastung, (b) Mises-Vergleichsspannung, (c) Vertikalverschiebung (50-fach überhöht).

Die in Bild-A 3 dargestellte Platte hat eine Dicke von 150 mm. Wie in Bild-A 3 b zu erkennen, erreichen die Mises-Vergleichsspannung (SMISES) nur im nach innen gerichteten Kontaktbereich zu den Unterseiten der Gewindemuttern Werte oberhalb der Fließgrenze (S355, $d=150 \text{ mm} \Rightarrow f_y = 295 \text{ MPa}$). Da die angesetzte Bemessungslast weit über der tatsächlich aufgetragenen Last liegt, wurde dieser Umstand hingenommen. In Bild-A 3 c sind Vertikalverschiebungen an der Verformungsfigur des Modells (50-fach überhöht) dargestellt. An der Verformungsfigur ist zu erkennen, dass die Zugstangen nicht rein auf Zug sondern auch auf Biegung beansprucht werden. Die zulässige Biegezugfestigkeit der aus hochfestem Stahl ausgeführten Zugstangen wird aber nicht erreicht. Die maximale Vertikalverschiebung liegt in Plattenmitte ($\sim 2,2 \text{ mm}$) und setzt sich aus der Durchbiegung der Platte ($\sim 1,4 \text{ mm}$) und der Längung der Zugstangen ($\sim 0,8 \text{ mm}$) zusammen. Das Gewicht der 150 mm dicken Kopfplatte beträgt 1,1 t. Eine weitere Minimierung der Verformungen mit einhergehender Erhöhung der Bauteildicke wurde nicht vorgenommen, da die Bewegung noch schwerer Bauteile technisch sehr viel zusätzlichen Aufwand mit sich gebracht hätte.

A3 – Überwachung der Widerlagerverformung

Zur Überwachung der Verformungen des Widerlagers wurden an den drei Rahmen, den vier Zugstangen sowie an Kopf- und Bodenplatte Dehnungsmessstreifen (DMS) angebracht (s. Bild-A 4).

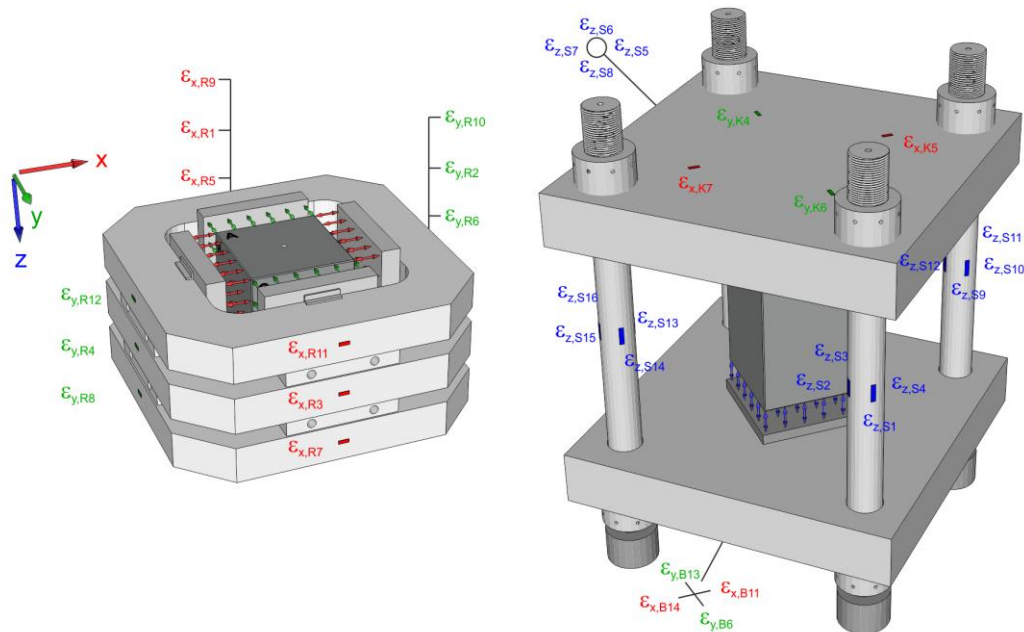


Bild-A 4: Dehnungsmessstreifen zur Überwachung der Verformungen des Widerlagers.

Die Dehnungen der Bauteile wurden während aller Versuche aufgezeichnet. Einflüsse des Risswachstums auf die Bauteildehnungen wurden nicht festgestellt. Die eingesetzte Druckregelanlage entkoppelt die Widerlagerteile von der Probendehnung infolge des Risswachstums. Der Nutzen der Dehnungs-Messungen besteht daher allein darin die Widerlagerreaktion bei der Probenbelastung zu überwachen.

Über alle Versuche hinweg wurden insgesamt drei verschiedene dreiaxiale Belastungszustände eingestellt. Daraus ergeben sich drei verschiedene Belastungsbeträge σ_z der Bauteile des vertikalen Widerlagers und zwei verschiedene Belastungszustände (σ_x , σ_y) für die horizontalen Rahmen.

Zugstangendehnungen

In Tabelle-A 1 sind die idealen (id) und die tatsächlich gemessenen (mw) Dehnungen der Zugstangen in z-Richtung für die drei verschiedenen Vertikalspannungen σ_z verglichen.

Tabelle-A 1: Zugstangendehnung – Mess- und Rechenwerte im Vergleich.

σ_z [MPa]	$\varepsilon_{z,id}$ [10 ⁻⁶]	Versuche	$\varepsilon_{z,mw}$ [10 ⁻⁶]	$\varepsilon_{z,mw} / \varepsilon_{z,id}$ [-]	a_{eff} [mm]
5	75	VV29-VV43	63 ± 1	0,84	280 ± 3
12	180	VV48-VV50	164	0,91	289
15	225	VV24-V26, VV28, VV44-VV50	208 ± 2	0,93	291 ± 1

Die idealen Dehnungen $\varepsilon_{z,id}$ sind unter der Annahme berechnet, dass der Druckkissendruck σ_z als Gleichlast auf einer Grundfläche von 300 × 300 mm² auf Kopf- und Bodenplatte einwirkt und diese Belastung gleichmäßig auf alle vier Zugstangen verteilt wird. Je Zugstange ist in Stangenmitte ein Messquerschnitt mit vier achsenparallelen, um 90° versetzt aufgeklebten DMS vorgesehen. In der Soll-Lage befinden sich die gegenüberliegenden DMS dabei auf Parallelen zur x- und y-Richtung (s. Bild-A 4) und erlauben Rückschlüsse auf die Biege- und die Normkraftbeanspruchung der Stangen. Beim Auf- und Abbau des Versuchsstands und dem Anziehen der Muttern auf der Kopfplatte wurden die Stangen teilweise verdreht und einzelne DMS beschädigt. Darüber hinaus wurde beobachtet, dass der Lastabtrag auf die Stangen zwischen den Versuchen variierte. Eine Beeinflussung des Rissexperimentes wurde nicht festgestellt, weshalb der Ursache nicht weiter nachgegangen wurde. Aufgrund der beschriebenen Ungenauigkeiten wurde nur die mittlere Längsdehnung aller vier Stangen zur Kontrolle der Zugstangenbeanspruchung herangezogen.

Die geringe Standardabweichung der mittleren Dehnung $\varepsilon_{z,mw}$ über alle betrachteten Versuche mit gleicher Vertikalspannung zeigt, dass die Resultierende der Vertikalbelastung gut wiederholbar ist. Die tatsächlichen Dehnungen der Zugstangen unterschreiten stets die idealen Rechenwerte. Gestützt durch die Tests an dem Druckkissenprototypen (vgl. Abschnitt 3.3) wird als Ursache dafür angesehen, dass die Lasteinleitungsfläche der Druckkissen in das Widerlager tatsächlich kleiner ist als bei der rechnerischen Ermittlung von $\varepsilon_{z,id}$ angenommen. In der letzten Spalte von Tabelle-A 1 ist eine aus den gemessenen Zugstangendehnungen rückgerechnete Seitenlänge der quadratisch angenommenen, effektiven Lasteinleitungsfläche angegeben. Die Seitenlänge steigt nahezu linear mit dem aufgetragenen Druck σ_z an.

Zur Ermittlung der theoretischen Dehnungen der restlichen tragenden Bauteile

Eine „händische“ Berechnung der Dehnungen der anderen tragenden Widerlagerteile ist nicht möglich. Zur Kontrolle der Dehnungen der Kopf- und der Bodenplatte sowie der horizontalen Widerlagerrahmen wurden daher Finite Elemente Modelle mit den tatsächlichen Bauteilabmessungen entwickelt. Die als unwesentlich erachtete Wechselwirkung zwischen dem horizontalen und dem vertikalen Widerlagerteil wurde auch hier vernachlässigt. Die Vergleichswerte zu den gemessenen Dehnungen am Versuchsstand wurden an den entsprechenden Stellen in den FEM-Modellen abgegriffen.

Dehnung von Kopf- und Bodenplatte

In Tabelle-A 2 sind die berechneten (id) und gemessenen (mw) Dehnungen für die Kopf- und die Bodenplatte verglichen.

Tabelle-A 2: Dehnungen an Kopf- und Bodenplatte – Mess- und Rechenwerte.

σ_z [MPa]	$\varepsilon_{k,id}$ [10^{-6}]	$\varepsilon_{b,id}$ [10^{-6}]	Versuche	$\varepsilon_{k,mw}$ [10^{-6}]	$\varepsilon_{k,mw} / \varepsilon_{k,id}$ [-]	$\varepsilon_{b,mw}$ [10^{-6}]	$\varepsilon_{b,mw} / \varepsilon_{b,id}$ [-]
5	30	33	VV29-VV43	27 ± 6	0,90	25 ± 5	0,75
12	72	80	VV48-VV50	70 ± 30	0,97	64 ± 7	0,80
15	90	100	VV28, VV44-VV50	90 ± 6	1,00	83 ± 7	0,83

Aufgrund der Symmetrie des idealen Modells ergeben sich in den vier Messpunkten auf der Kopf- bzw. auf der Bodenplatte (s. Bild-A 4, rechts) die gleichen Dehnungen. Dabei sind die berechneten Dehnungen der Bodenplatte ca. 10 % größer als die der Kopfplatte. Im Vergleich werden die Mittelwerte der gemessenen Dehnungen herangezogen. Die Standardabweichung der Mittelwerte ist hier deutlich größer als bei den Zugstangendehnungen. Während das Modell ergibt, dass die Dehnungen der Kopfplatte größer sind als die der Bodenplatte, erlauben die gemittelten Messwerte aufgrund der hohen Standardabweichungen diesbezüglich kein verlässliches Urteil. Die Größenordnung der berechneten und der gemessenen Werte stimmt gut überein. Die Messungen deuten aber darauf hin, dass der vertikale Lastabtrag über die für jeden Versuch auf- und abgebaute Kopfplatte zwischen den Versuchen relativ stark variiert.

Horizontale Widerlagerrahmen

In Tabelle-A 3 sind die theoretischen und gemessenen Ringdehnungen für die zwei eingestellten Spannungsvariationen der horizontalen Druckkissendrucke gegenübergestellt.

Tabelle-A 3: Dehnungen an Rahmen des horizontalen Widerlagers – Mess- und Rechenwerte.

σ_x [MPa]	σ_y [MPa]	Rahmen	$\varepsilon_{x,id}$ [10 ⁻⁶]	$\varepsilon_{y,id}$ [10 ⁻⁶]	Versuche	$\varepsilon_{x,mw}$ [10 ⁻⁶]	$\varepsilon_{y,mw}$ [10 ⁻⁶]
15	15	oben	395		VV29-VV43, VV48-VV50	382 ± 10	369 ± 10
		mittig	363			402 ± 9	412 ± 8
		unten	372			389 ± 9	379 ± 15
7,5	15	oben	493	63	VV28, VV44-VV47	487 ± 9	88 ± 17
		mittig	469	63		513 ± 9	143 ± 11
		unten	475	70		498 ± 7	104 ± 9

Die Dehnungen der horizontalen Rahmen werden an je vier Messpunkten pro Rahmen gemessen (s. Bild-A 4, links).

Die Größenordnung der rechnerischen und der gemessenen Werte stimmt bei der isotropen biaxialen Belastung gut überein. Das Rechenmodell liefert für den obersten Rahmen die größten

Dehnungen. Die gemessenen Dehnungen sind am mittleren Rahmen am größten und am oberen Ring am kleinsten und zeigen damit ein vom Modell abweichendes Tragverhalten auf. Die Dehnung der Ringe in x- und y-Richtung erfolgt relativ gleichmäßig. Die relative Standardabweichung der Dehnungen ist mit 1 %–3 % sehr klein.

Im Lastfall mit stärkerer Belastung in y-Richtung überschreiten die gemessenen Dehnungen in y-Richtung die prognostizierten deutlicher. Die tatsächliche Querbbeeinflussung der Ringe scheint geringer als im Modell. Die relative Standardabweichung in y-Richtung ist wesentlich größer als bei der isotropen Belastung.

Als Gründe für die Abweichungen zwischen den Rechen- und den Messwerten können sowohl Abweichungen der DMS-Achsen von der anvisierten Messrichtung, Fertigungsungenauigkeiten der Bauteile, die Wirkung der Passstifte zwischen den einzelnen Lagen und die darüber hinaus vereinfachenden Annahmen der Modellrechnungen angesehen werden.

Anhang B: Details zu den Versuchen

B1 – Abschätzung der Fluidviskosität

Die Viskosität von Fluiden ist sowohl temperatur- als auch druckabhängig und dadurch im Experiment orts- und zeitabhängig. Der Fluiddruck p wird nur punktuell (s. Bild 3.4 b) und die Temperatur des Fluids wird gar nicht messtechnisch erfasst. Hinzu kommt, dass Glycerin hygroskopisch ist (es bindet Wasser aus der Umgebungsluft) und vollkommen mit Wasser vermischt werden kann. Die Viskosität des Gemisches im Experiment variiert real also in einem gewissen, unbekannten Maße. Zur Charakterisierung der Injektionsflüssigkeit soll aber die ungefähre Größenordnung der Viskosität bei Raumtemperatur und atmosphärischem Druck angegeben werden. Die tatsächliche Viskosität des Glycerin-Tusche-Gemisches konnte nicht versuchstechnisch bestimmt werden, da ein entsprechender Versuch weder bei GiB noch bei GGE durchgeführt werden konnte. Im Folgenden wird daher eine Abschätzung des ungefähren Wertebereichs der dynamischen Viskosität des eingesetzten Tusche-Glycerin-Gemisches vorgestellt.

Das reine Glycerin trägt den Handelsnamen „Glycerinum anhydricum“, wird von der Fa. Caelo hergestellt und weist bei einer Temperatur von 20 °C eine Dichte $\rho = 1,26 \text{ g/cm}^3$ und eine dynamische Viskosität $\eta = 1,4 \text{ Pa s}$ auf (CAELO 2013). Zur Färbung wurde je 1 cm³ Glycerin ein Tropfen roter Tusche, Handelsname „edding Boardmarker BTK25“, mit einer dynamischen Viskosität von $\eta = 0,011 \text{ Pa s}$ (bei 20 °C) hinzugefügt (EDDING 2007). Das Gewicht eines solchen Tropfens wurde im Mittel zu 0,028 g bestimmt. Daraus ergibt sich der Massenanteil des Glycerins am Gemisch zu 98 %.

Um einen unteren Grenzwert abzuschätzen wird hier die Annahme getroffen, dass die Viskosität der Tusche nur der von Wasser entspricht. Bei 20 °C und atmosphärischem Druck beträgt die Viskosität eines 98 %-igen Glycerol-Wasser-Lösung nach Segur & Oberstar (1951) $\eta = 0,98 \text{ Pa s}$. Vereinfachend wird dieser Wert als unterer Grenzwert definiert und angenommen, dass die Fluidtemperatur aufgrund der umgebenden massiven, gut wärmeleitenden Stahlteile des Versuchsaufbaus nicht wesentlich über 20 °C ansteigt. Unter der Annahme, dass die Fluidtemperatur nicht unter 20 °C sinkt, stellt die oben angegebene Viskosität von purem Glycerol den oberen Grenzwert der tatsächlichen Viskosität dar.

Die Viskosität des Glycerin-Tusche-Gemisches kann unter den getroffenen Annahmen und Vereinfachungen dann zu $\eta = 0,98 \text{ Pa s}$ – $1,4 \text{ Pa s}$ angesetzt werden.

B2 –Systemkompressibilitätswerte κ_{sys} und C_{sys}

Wie z.B. in Bild 3.4 b ersichtlich, wird durch die Verringerung des Pumpenzylindervolumens das gesamte Injektionssystem aus Pumpe, Leitungen, Injektionsintervall und Fluid belastet. Parallel zur Kompression des Fluidgemisches werden die Teile die das Fluid umgeben gedehnt. Die Druckreaktion auf eine Volumenänderung ist also vom gesamten Injektionssystem und nicht allein durch die Kompressibilität des Fluidgemisches bestimmt. Letztere wird hier daher nicht weiter betrachtet. Vielmehr ist von Interesse wie sich der Druck im eingesetzten Injektionssystem in Abhängigkeit der Volumenänderung entwickelt. In Bild-B 1 a und c sind die Verläufe des Drucks p bis zum Spitzendruck über dem Systemvolumen V_{sys} (inkl. Injektionsintervall und Pumpenzylinder) während der Injektion im Zyklus FI1 bzw. Zyklus FI2 dargestellt.

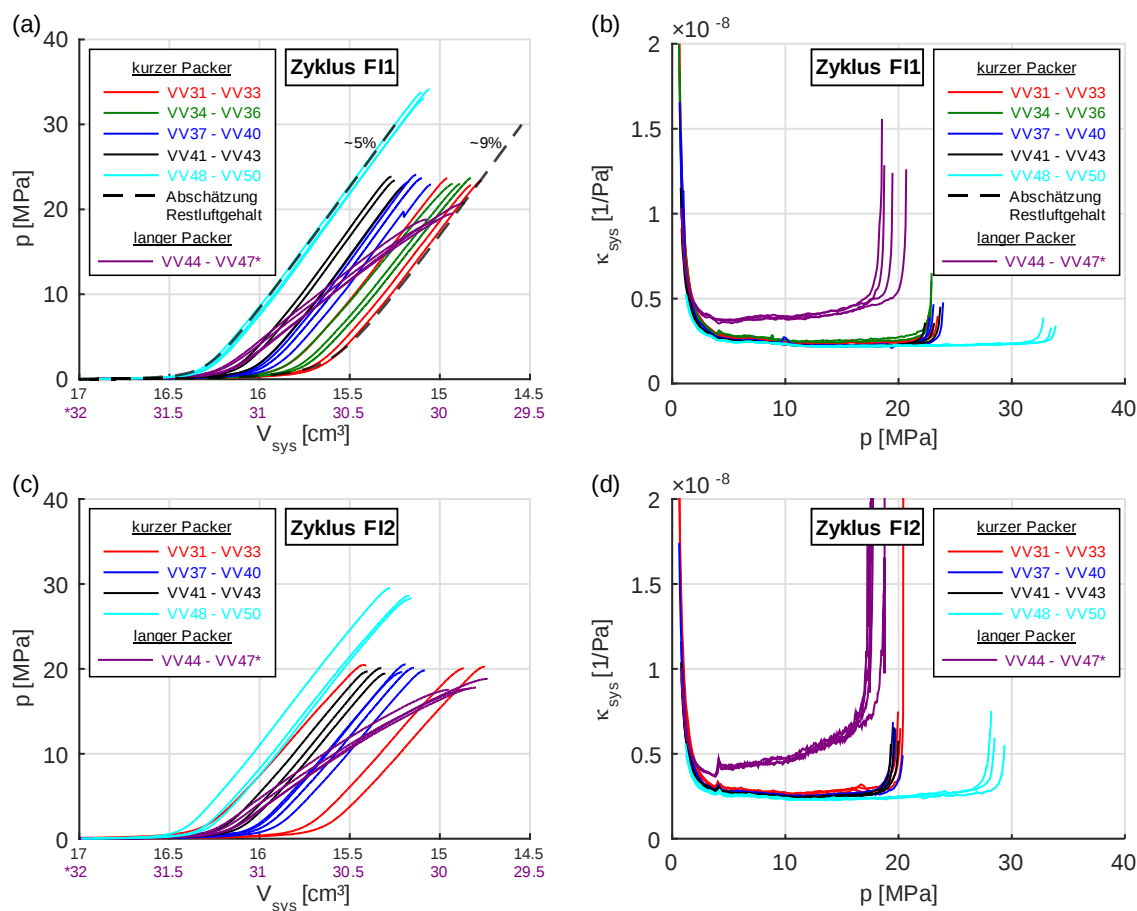


Bild-B 1: (a) und (c) Injektionsdruck p über dem Systemvolumen V_{sys} im Injektionszyklus 1 mit Abschätzung des Restluftgehalts bzw. im Injektionszyklus 2, (b) und (d) Systemkompressibilität κ_{sys} über dem Injektionsdruck p im Injektionszyklus FI1 bzw. FI2.

Daneben sind in Bild-B 1 b und d die nach (4.3) berechneten Verläufe der Systemkompressibilität κ_{sys} der entsprechenden Versuche eingetragen.

Die Versuche mit gleichem Packer weisen in beiden Zyklen ab ca. 5 MPa bis zur Rissinitiiierung ungefähr parallele Verläufe in p und κ_{sys} auf. Im niedrigeren Druckniveau wird der Druckanstieg

wesentlich durch die noch zu komprimierende Restluft im Injektionssystem bestimmt. Deren Anteil variiert von Versuch zu Versuch. Durch eine Modellrechnung mit Mathworks Simulink konnte der Restluftanteil für den Fall des kurzen Packers im Zyklus 1 zu 5 %–9 % abgeschätzt werden (s. gestrichelte schwarze Linien in Bild-B 1 a).

Zum Vergleich der einzelnen Versuche und Serien, sind in den Tabelle-B 1 bis 3 zyklweise die zum jeweiligen Zeitpunkt t_i ermittelten Werte der Systemkompressibilität κ_{sys} nach (4.3), der volumetrischen Systemkompressibilität C_{sys} nach (4.4) und des Gesamtvolumens des Injektionssystems V_{sys} angegeben.

Tabelle-B 1: Zusammenstellung der Kompressibilitätswerte zum Zeitpunkt t_i der Versuche mit bohrlochtransversalen Rissen und Anrisszyklus.

Versuch	Injektionszyklus 1				Injektionszyklus 2			
	$t (= t_i)$ [s]	C_{sys} [cm ³ /GPa]	V_{sys} [cm ³]	κ_{sys} [1/GPa]	$t (= t_i)$ [s]	C_{sys} [cm ³ /GPa]	V_{sys} [cm ³]	κ_{sys} [1/GPa]
VV31	668,5	37,06	14,87	2,49	3606,5	44,58	14,86	3,00
VV32	657,5	37,52	14,91	2,52	3560,5	44,77	15,51	2,89
VV33	663,0	38,51	15,04	2,56	3568,0	50,45	14,95	3,38
VV37	608,0	34,98	15,15	2,31	3450,0	43,57	15,17	2,87
VV38	563,5	34,72	15,25	2,28	3431,5	42,59	15,24	2,79
VV39	583,0	34,92	15,24	2,29	3355,0	41,15	15,28	2,69
VV40	573,5	35,45	15,27	2,32	3273,0	40,67	15,36	2,65
VV41	545,5	34,48	15,33	2,25	3313,0	42,00	15,41	2,73
VV42	575,0	36,08	15,34	2,35	3295,5	40,59	15,50	2,62
VV43	572,5	35,30	15,37	2,30	3334,0	40,15	15,46	2,60
VV48	760,5	35,75	15,15	2,36	3824,0	42,25	15,30	2,76
VV49	750,5	36,16	15,18	2,38	3865,0	44,69	15,29	2,92
VV50	760,0	36,63	15,18	2,41	4677,0	39,35	15,46	2,54
	Mittel	35,97	15,18	2,37	Mittel	42,83	15,29	2,80
	Stabw.	1,15	0,15	0,09	Stabw.	2,80	0,19	0,21
	Stabw. [%]	3,19	0,98	3,99	Stabw. [%]	6,53	1,27	7,53

Tabelle-B 2: Zusammenstellung der Kompressibilitätswerte zum Zeitpunkt t_i der Versuche mit bohrlochtransversalen Rissen ohne Anrisszyklus.

Versuch	Injektionszyklus 1				Injektionszyklus 2			
	$t (= t_i)$ [s]	C_{sys} [cm ³ /GPa]	V_{sys} [cm ³]	κ_{sys} [1/GPa]	$t (= t_i)$ [s]	C_{sys} [cm ³ /GPa]	V_{sys} [cm ³]	κ_{sys} [1/GPa]
VV34	-				1130,5	42,13	14,89	2,83
VV35					1030,0	38,61	15,00	2,57
VV36					1060,0	42,76	15,03	2,84
					Mittel	41,17	14,97	2,75
					Stabw.	1,83	0,06	0,12
					Stabw. [%]	4,44	0,42	4,52

Tabelle-B 3: Zusammenstellung der Kompressibilitätswerte zum Zeitpunkt t_i der Versuche mit bohrlochparallelen Rissen mit Anrisszyklus.

Versuch	Injektionszyklus 1				Injektionszyklus 2			
	$t (= t_i)$ [s]	C_{sys} [cm ³ /GPa]	V_{sys} [cm ³]	κ_{sys} [1/GPa]	$t (= t_i)$ [s]	C_{sys} [cm ³ /GPa]	V_{sys} [cm ³]	κ_{sys} [1/GPa]
VV44	782,5	74,35	30,03	2,48	4158,0	105,34	29,93	3,52
VV45	758,0	75,04	30,07	2,50	3916,0	92,21	30,13	3,06
VV46	649,0	67,97	30,29	2,24	3872,0	91,54	30,17	3,03
VV47	620,5	64,70	30,34	2,13	3744,0	87,86	30,25	2,90
	Mittel	70,52	30,18	2,34	Mittel	94,24	30,12	3,13
	Stabw.	4,34	0,14	0,15	Stabw.	6,62	0,12	0,23
	Stabw. [%]	6,16	0,45	6,59	Stabw. [%]	7,02	0,39	7,44

B3 – Dichtheitstests

Der vor den Injektionszyklen durchgeführte Dichtheitstest diente vorrangig dazu, sicherzustellen dass das Injektionssystem und der eingebaute Packer im belasteten Zustand keine versuchsgefährdenden Leckagen aufwiesen. Dazu wurde das geschlossene Injektionssystem durch die Injektionspumpe mit einem Fluiddruck von 3 MPa beaufschlagt und dann über ~ 600 s konstant geregelt (s. Bild 4.3).

In Bild-B 2 sind die Verläufe des Fluidvolumens aufgetragen, dass zur Konstanthaltung des Drucks mit der Zeit injiziert werden musste. Dabei sind die Einzelversuche farblich serienweise zusammengefasst. In Bild-B 2 a sind die Versuche mit kurzem Packer, bei denen dann später bohrlochtransversale Risse erzeugt wurden, eingetragen. In Bild-B 2 b sind die vier Versuche aufgetragen, bei denen im späteren Experimentverlauf bohrlochparallele Risse geschaffen wurden. Die beiden Fälle unterscheiden sich maßgeblich in den eingebrachten Risskeimen (s. Bild 3.3) und in der durch die Packer vorgegebenen Injektionsintervalllänge (s. Bild 3.5).

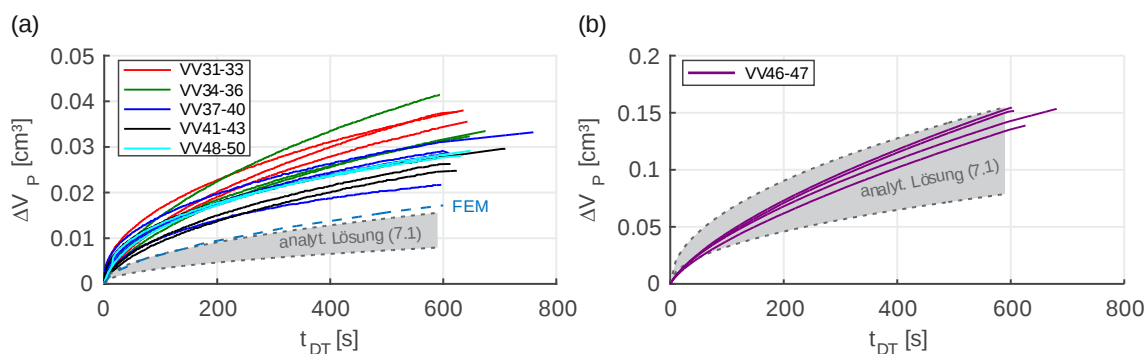


Bild-B 2: Injiziertes Volumen ΔV_P während der Dichtheitstests mit (a) kurzem Packer und (b) langem Packer und theoretischer Wertebereich aus analytischem Ansatz.

Die Variation der Messkurven zeigt die natürlichen Unterschiede zwischen den Versuchen an verschiedenen Probekörpern auf. Die injizierten Volumina unterscheiden sich deutlich in Abhängigkeit der Injektionsintervallhöhe. Innerhalb der ersten 590 s wurden beim kurzen Packer im Mittel ca. $0,03 \text{ cm}^3$, beim langen Packer im Mittel ca. $0,15 \text{ cm}^3$ nachgepumpt.

Lhomme (2005) gibt eine Gleichung zur Ermittlung der erforderlichen Pumprate für die Aufrechterhaltung eines konstanten Drucks p in einem Zylinder in einem trockenen, permeablen Gestein an, bei dem nur über die Mantelfläche Fluid ins Gestein diffundiert. Durch die Integration dieser Gleichung zu

$$\Delta V_p \cong \int_0^t 2 \cdot \pi \cdot R_w \cdot h_w \sqrt{\frac{K \cdot \phi \cdot p(\text{konst.})}{2 \cdot \mu \cdot t}} dt \quad (7.1)$$

konnten analytische Vergleichswerte für die in den Dichtheitstests eingebrachten Volumina ΔV_p ermittelt werden. Dazu wurden die Werte der Injektionsintervallhöhe h_w (s. 3.2.3), der Permeabilität K , der Porosität ϕ und der dynamischen Viskosität μ (im Bereich der Standardabweichungen, s. Tabelle 3.1) variiert und der Bohrlochradius R_w eingesetzt. Die erhaltenen Wertebereiche sind in Bild-B 2 a und b grau gefärbt eingetragen.

Eine direkte Proportionalität zum Verhältnis der Injektionsintervalllängen (386 mm/38 mm $\cong$ 10), wie sie die analytische Lösung enthält, ist nicht gegeben. Die Messwerte beim kurzen Packer übersteigen deutlich den analytisch ermittelten Wertebereich, während die Messkurven für den langen Packer im zugehörigen Bereich der Rechenwerte liegen. Die Abstraktion zur Linienquelle ist beim langen Injektionsintervall gerechtfertigt. Beim kurzen Packer weichen die tatsächlichen Verhältnisse zu stark von dieser idealisierten Vorstellung ab. Die Risskeimoberfläche, über die Fluid in den Gesteinsporenraum eindringen kann ist im Verhältnis zur fluidberührten Bohrlochwandfläche groß. Hier tritt rund dreimal so viel Fluid ins Gestein ein wie anhand des theoretischen Modells bestimmt.

Der Fall des kurzen Packers mit bohrlochtransversal eingepprägtem Risskeim wurde auch mit einem dem FEM-Programm Abaqus 6.15 nachgerechnet. Dabei wurde das Injektionsintervall mit transversalem Risskeim als radialsymmetrisches Problem simuliert. Hier zeigte sich, dass aufgrund der sehr geringen Gesteinspermeabilität eine sehr feine Diskretisierung des Bereichs erfolgen muss, in den das Fluid eindringt. So ist die in Bild-B 2 a gegebene Kurve („FEM“) an einem kleinen Teilausschnitt mit Elementgrößen von 0,05 mm $\times$ 0,05 mm ermittelt worden. Die Kurve, der mittlere Gesteinskennwerte zugrunde liegen, liegt etwas oberhalb der analytisch ermittelten Obergrenze von ΔV_p aber auch weit unterhalb der gemessenen Werteverläufe. Durch die Berücksichtigung des geometrischen Einflusses des transversalen Risskeims kann also nur teilweise erklärt werden, wieso die gemessenen Werte ΔV_p so weit oberhalb der nach (7.1) berechneten Werte liegen.

B4 – Theoretische Betrachtung des Reibungseinflusses auf die risswachstumsbezogene Regelvolumenänderung ΔV_z

Anhand eines einfachen numerischen Modells wurde untersucht, inwieweit die Seitenreibung an den Probenoberflächen theoretisch die Messung der risswachstumsbezogenen Regelvolumenänderung ΔV_z beeinflusst. Unter Ausnutzung der drei Symmetrieebenen des

Problems wurde dazu das in Bild-B 3 a dargestellte FEM-Modell entwickelt. Das Probenachtel ist außen von drei Lastplatten(-vierteln) umgeben. Über diese wird der Ausgangsbelastungszustand aufgebracht (hier: $\sigma_x = \sigma_y = 15 \text{ MPa}$, $\sigma_z = 5 \text{ MPa}$). Dann wurde die Rissweite als vorgegebene Knotenverschiebung an der Unterseite des Modells simuliert. Dabei wurde eine kreisrunde Rissgrundfläche mit dem Radius R angenommen und ein linearer Verlauf der Rissweite vom Bohrloch ($r = 10 \text{ mm}$) hin zur Rissspitze ($r = R$) angesetzt. Die Werte der Rissweite wurden so vorgegeben, dass das Rissvolumen $V_R = 2 \text{ cm}^3$ betrug.

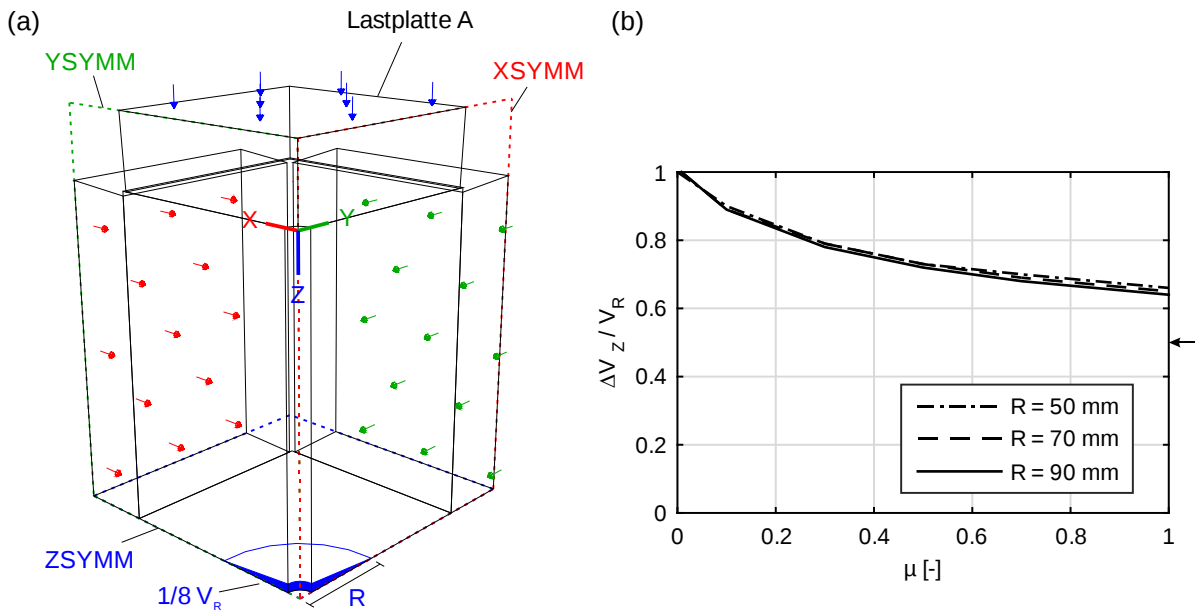


Bild-B 3: Numerische Untersuchung des Einflusses der Kontaktreibung auf das Verhältnis $\Delta V_z / V_R$.

Das theoretische Regelvolumen ΔV_z wurde als Integral der Vertikalverschiebungen an der Oberseite der Lastplatte A über deren Fläche bestimmt. Dann wurde der Reibungskoeffizient μ in den Kontaktflächen variiert und jeweils das Verhältnis aus dem vorgegebenen Rissvolumen V_R und dem resultierenden Rechenwert von ΔV_z bestimmt. Diese Prozedur wurde für drei Radien R angestellt. Die Verläufe von $\Delta V_z / V_R$ über μ sind in Bild-B 3 b abgebildet. Die Fläche des Risses hat keinen merklichen Einfluss auf das Ergebnis. Auch die Variation des angesetzten Volumens V_R , beeinflusst das Ergebnis nicht (hier nicht dargestellt). Im Idealfall des reibungsfreien Kontakts gilt $\Delta V_z / V_R = 1$. Mit gesteigertem Reibungskoeffizienten nimmt das Verhältnis ab. Bei einem Wert von $\mu = 1,0$ beträgt ΔV_z dem Modell nach nur noch $\sim 63 \%$ des Rissvolumens V_R . Der zusätzlich betrachtete Extremfall vollkommen behinderter Relativverschiebungen prognostiziert, dass am Druckkissen nur noch $\sim 45 \%$ des Rissvolumens registriert werden (s. Bild-B 3 b, Pfeil rechts). Die Betrachtung zeigt auf, dass die Seitenreibung den Messwert ΔV_z stark beeinflussen kann. Selbst für den Extremfall einer vollkommenen Behinderung der Relativverschiebung, kann die in den Versuchen festgestellte Diskrepanz zwischen den Werten V_e und ΔV_z aber nicht allein durch den Seitenreibungseinfluss erklärt werden.

In Nebenversuchen wurde die Größenordnung der Reibung im Kontakt zwischen der Probe und den seitlichen Lastplatte B–E überschlägig ermittelt. Der Versuchsablauf ist in Bild-B 4 a schematisch dargestellt.

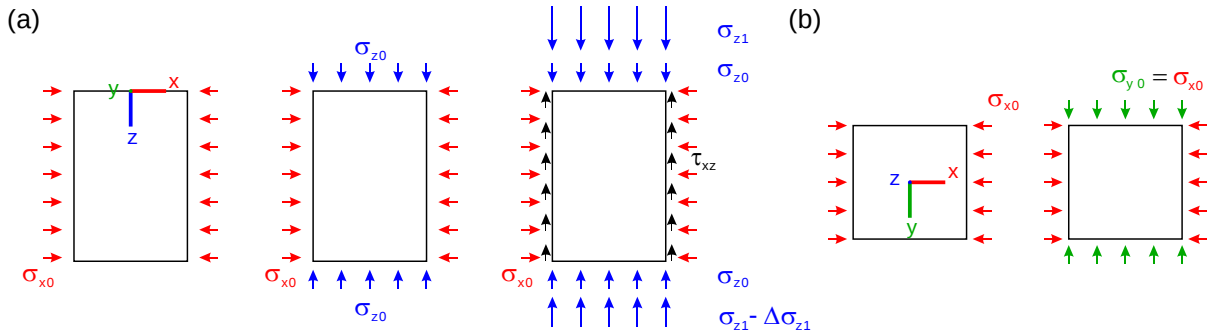


Bild-B 4: Nebenversuch zur Abschätzung des Reibungskoeffizienten im Kontakt zwischen Probe und Belastungselementen.

Nach der Aufbringung einer seitlichen Belastung σ_{x0} bzw. σ_{y0} wurde eine vertikale Vorlast σ_{z0} auf die Probe aufgebracht, damit die Kissen A und F beide kraftschlüssig an der Probe anliegen. Dann wird das Druckkissen F verschlossen und der Druck im Druckkissen A um σ_{z1} gesteigert. Infolge der Seitenreibung τ_{xz} , wird am Druckkissen F nur eine Zunahme des Drucks um $\sigma_{z1} - \Delta\sigma_{z1}$ registriert. Dieser Ablauf wurde für eine einseitige und eine beidseitig gleichhohe horizontale Belastung (s. Bild-B 4 b) mit verschiedenen Belastungsniveaus (2,5 MPa, 7,5 MPa, 15 MPa) wiederholt. Aus der Druckdifferenz $\Delta\sigma_{z1}$ wurde eine gleichmäßig angenommene Schubspannung $\tau = \tau_{xz} = \tau_{yz}$ und daraus der Reibungskoeffizient $\mu = \tau / \sigma_{x0}$ ermittelt. Der auf diese Weise bestimmte Wert von μ variiert mit dem eingestellten Betrag der Normalspannung σ_{x0} . Eine Gesetzmäßigkeit konnte aus der geringen Anzahl an Versuchen aber nicht abgeleitet werden. Daher kann hier nur ein Wertebereich des Reibungskoeffizienten $\mu = 0,05\text{--}0,1$ im Kontakt zwischen den Lastplatten und der Probe angegeben werden. Zwischen die Probenseiten und die Lastplatten sind allseitig zwei Bögen Teflon eingelegt worden. Haft- und Gleitreibungsbeiwert für diese Materialkombination betragen nach Daniel (1997) $\mu \approx 0,04$. Der aus den Reibungstests abgeleitete Wertebereich weist demnach grundsätzlich ein plausibles Niveau auf. Unter Ansatz dieses Wertebereichs kann aus dem Verlauf in Bild-B 3 b gefolgert werden, dass der Wert von ΔV_z bei impermeablem, elastischem Material $\sim 90\text{--}95\%$ von V_R betragen müsste. Das bekräftigt die Vermutung, dass wesentliche Fluidverluste ins Gestein für den großen Unterschied zwischen V_e und ΔV_z verantwortlich sind.